

ECOLE NATIONALE POLYTECHNIQUE PUBLICATION

JOURNAL OF TECHNOLOGY




OPU

Revue Scientifique de l'ENP 1989 N°

1, Place Centrale de Ben Aknoun (Alger)

7



ECOLE NATIONALE POLYTECHNIQUE PUBLICATION

JOURNAL OF TECHNOLOGY



OPU

Revue Scientifique de l'ENP

1989 n°7

1, Place Centrale de Ben Aknoun (Alger)

© OFFICE DES PUBLICATIONS UNIVERSITAIRES:11 — 89

Codification : . 2 . 03 . 3325

- Table des matières -

I - Propriétés du béton soumis à des températures élevées. A. BALI	2
II - The Design & Development of a high temperature compression Testing machine. A. BALI	18
III - Dispositif expérimental d'essais sur poutres à profil mince ouvert (avec gauchissement généré). M.E. HANNACHI	38
IV - Comportement en choc des matériaux composites stratifiés N. BOUDJEMAA	54
V - Contribution au mécanisme de fixation du substrat par les bactéries fixées. H. BENMOUSSA, A. GAID	83
VI - Demanganisation des eaux potables sur sable traité. D. GHOUILEM, A. GAID, H. AIT-AMAR	98
VII - Etude et réalisation d'un hacheur entrelacé. O. TOUHAMI, A. MAAZI	108
VIII - Amplificateur Micro-Onde à faible bruit pour la T.V.D.S. M. TRABELSI	116
X - Incidence des décrochements verticaux sur la réponse dynamique des systèmes à plusieurs degrés de liberté. T. BRANCI, B. TILIOUINE	134
XI - Logiciel de simulation pour tube et soufflerie à choc. M. BENBRAIKA, A. GAHMUSSE	148

PROPRIETES DU BETON SOUMIS A
DES TEMPERATURES ELEVEES.

A. BALI - PhD - MAITRE DE CONFERENCES.
DEPARTEMENT GENIE - CIVIL E.N.P.

ملخص : هذا البحث يصف تاثير درجات الحرارة العالية على مختلف خواص الخرسانة ، اثبتت النتائج انه هناك تسارع في التميع و تخفيض في الخواص الميكانيكية .

Résumé : Cet article présente les effets de la température sur les différentes propriétés du béton . Les résultats obtenus dans cette étude ont montré que la phénomène fluage est accéléré et les caractéristiques mécaniques (Résistance à la compression et module d'Elasticité) accusent des réductions drastiques au fur et a mesure que la température augmente.

Summary : This study describes the effects of high temperatures on different properties of concrete . The results obtained show that with an increase in tempertaure a drastic reduction in strenght and young's modulus is observed .

Creep , which occurs at room temperature , is accelerated at elevated temperatures.

PROPRIETES DU BETON SOUMIS A DES TEMPERATURES ELEVEES

par

A. BALI - PhD - Enseignant au département
de Génie-civil à l'ENP d'Alger

Résumé:

Après avoir passé en revue les risques que peuvent courir les occupants d'une habitation ainsi que les dégâts sévères que peuvent subir les structures sans appréciable résistance au feu, il était utile et même nécessaire de présenter les effets des hautes températures sur les propriétés du béton. Les résultats de certains travaux de recherches ont montré que la résistance mécanique du béton peut être réduite de moitié lors qu'un élément est exposé à une température de 500°C. Le module d'élasticité est identiquement affecté. De grandes déformations sont observées dans l'étude du fluage du béton soumis à des températures élevées.

1. Introduction

Un incendie dans une construction peut se déclarer soudainement puis rapidement se développer et se propager à grande vitesse, causant ainsi des pertes en vies humaines et de sérieux dégâts à la structure. Il est à noter que de nombreux incendies sont dus à la négligence des occupants comme indiqué par des statistiques rapportées dans la publication FIP/CEB (1978).

Les constructions qui souffrent le plus dans un incendie sont les constructions civiles ou d'habitation et pour causes: une mauvaise conception et un manque de protection adéquate contre le feu. Il est vrai que le béton a toujours été non seulement économique mais aussi un matériau possédant une bonne résistance au feu. Par conséquent on a souvent pensé que les éléments en béton armé retenaient leurs fonctions sans aucune autre mesure de protection pour une certaine durée d'exposition à la chaleur. Il a été cependant prouvé qu'une longue durée d'exposition au feu a des conséquences qui peuvent, dans des cas sévères, entraîner l'effondrement total de la structure faisant ainsi de nombreuses victimes.

Les températures moyennes atteintes dans un incendie sont de l'ordre de 700°C (1200°C dans le cas d'incendie violent). Pour comprendre le comportement des structures soumises à des températures élevées, il est important d'examiner les effets de la chaleur sur les propriétés du béton. Dans cet article nous présenterons des résultats obtenus par l'auteur et par certains chercheurs sur les propriétés mécaniques, physiques, chimiques et thermiques du béton.

2. Effets de la température sur les propriétés du béton:

2.1. Propriétés mécaniques:

Les premiers travaux de recherche effectués sur les effets de la température sur le diagramme contrainte - déformation (σ - ϵ) ont été l'oeuvre de Furumura en 1966 au Japon. Ses résultats sont typiques et sont représentés sur la Fig. 1 qui montre clairement qu'au fur et à mesure que la température augmente la contrainte maximale est diminuée alors que la déformation correspondante est considérablement augmentée. On peut en déduire que le béton se comporte comme un matériau ductile. Ces conclusions ont été plus tard confirmées par d'autres chercheurs (1,2,3). Certains résultats récents obtenus par l'auteur sont illustrés par les courbes de la Fig. 2.

Les effets de la température sur la résistance mécanique et le module d'élasticité ont fait l'objet de recherches effectuées par de nombreux investigateurs (1,2,3,4,5,6,7,8,9). Les résultats obtenus indiquent que les propriétés mécaniques du béton diminuent rigoureusement avec une augmentation de la température. Cette diminution est cependant influencée par la composition du béton et par les conditions expérimentales. On attribue cette réduction de la résistance et du module d'élasticité du béton à la décomposition de l'hydroxide de calcium $\text{Ca}(\text{OH})_2$ qui entraîne la désintégration de toute la microstructure (2). L'effet de la température sur la résistance du béton est illustré sur la Fig.3 qui regroupe les résultats obtenus par l'auteur. On remarque qu'au-dessus de la température de 300°C la résistance diminue de façon continue consécutivement à la déshydratation qui se produit à cette température. On peut aussi penser que cette décroissance de la résistance avec la température résulte d'une part, de la perpétuelle dégradation de l'éprouvette due à la formation de fissures internes causées par l'incompatibilité thermique du ciment et des agrégats, et d'autre part, aux changements physiques dans la structure cristalline qui se produisent à des températures élevées et qui sont suivis d'une augmentation de volume. On peut ainsi voir que la résistance mécanique du béton d'agrégats siliceux obtenue à 700°C n'est plus égale qu'à 35% de sa valeur mesurée à la température ambiante. Dans ce cas bien précis, une dilatation considérable de l'éprouvette est observée et la réduction de la résistance est surtout accélérée par le changement de phases connu sous la transformation $\alpha \rightarrow \beta$ du quartz qui se produit à la température de 573°C .

La réduction de la résistance du béton est beaucoup moins importante si l'on maintient une petite charge sur les éprouvettes durant tout le traitement à la chaleur. La présence de cette charge, qui a un effet bénéfique, retarde considérablement la formation des microfissures qui sont à l'origine de la perte de résistance. La Fig. 4 montre les résultats typiques obtenus par l'auteur.

Sous l'action d'une augmentation de la température, le module d'élasticité du béton est sévèrement réduit comme l'indiquent les résultats de la Fig. 5. On peut voir, d'après Phileo (1958), qu'à 760°C la valeur du module de Young ne vaut plus que 20% de sa valeur initiale obtenue à 24°C. On remarque également que le rapport eau-ciment (E/C) a une influence assez importante sur le module d'élasticité. La Fig. 6 représente les résultats des tests obtenus par l'auteur sur des éprouvettes de béton contenant des agrégats siliceux et dont le rapport E/C = 0.65. Cette figure montre également l'influence d'une charge sur le module de Young.

Le comportement du béton soumis à des températures élevées est plus particulièrement influencé par le type d'agrégats utilisé. A cet effet, des études entreprises par certains chercheurs (4,5,6,7,8,9) ont montré que les bétons contenant des agrégats de carbonates ou des agrégats légers ne subissent que de petites pertes de résistance par rapport aux bétons confectionnés à partir d'agrégats siliceux. La Fig. 7, qui illustre certains résultats obtenus par Abrams (1968), montre clairement que les 2 premiers bétons cités retenaient à 649°C 75% de leur résistance initiale, alors que le béton aux agrégats siliceux ne retenait 75% de sa résistance initiale qu'à 427°C.

A la température ambiante, le fluage du béton peut être défini comme étant la croissance de la déformation avec le temps sous une charge constante. Ce phénomène est cependant accéléré par une augmentation aussi bien de la température que de la contrainte (Neville (1981)). Des divergences existent toutefois dans les résultats rapportés par différents chercheurs. Certains auteurs tels que Gross (1973) et Bali (1984) affirment que le fluage observé à des températures élevées est sensiblement une fonction linéaire de la contrainte, alors que d'autres tels que Cruz (1968), Maréchal (1970) et Gillen (1981) ont produit des résultats prouvant le contraire. Par ailleurs, à la température ambiante, Freudental & Roll (1958) ont démontré que, pour une contrainte inférieure ou égale à 0.3 fois la résistance du béton, le fluage est linéairement relié à la contrainte. Les différences dans les résultats sont probablement dues aux conditions expérimentales imposées par chaque chercheur. Toutefois, tous les auteurs admettent unanimement que de grandes déformations de fluage sont obtenues à de hautes températures. A titre d'exemple, Cruz (1968) avait mesuré, après 5 heures d'essais à une température de 482°C sous une contrainte constante de 0.45 f'c, des déformations de fluage qui étaient 15 fois plus grandes que celles obtenues à 27°C (voir Fig. 8). Les résultats obtenus par l'auteur sont représentés par les courbes de la Fig. 9. Les déformations ont été mesurées sur une période de 5 heures d'essais. Les éprouvettes étaient sous une contrainte constante de 0.2 f'c (où f'c est la résistance cylindrique du béton obtenue en compression). Pour mieux comprendre le comportement du béton sous les effets de hautes températures, des modèles mathématiques ont été développés plus particulièrement par Maréchal (1970), Thelandersson & Anderberg (1970) et Bali (1984). Ces modèles seront présentés avec plus de détails dans un prochain article.

2.2. Propriétés physiques:

Malhotra (1982) rapporte que les effets de la température sur la densité du béton sont négligeables. On peut penser cependant que sous l'action de la chaleur, la densité diminue. Cette diminution peut s'expliquer d'une part, par la perte de poids due au retrait, à la déshydratation et à la désintégration, qui augmente avec la température, et d'autre part à l'augmentation de volume résultant de la transformation $\alpha \rightarrow \beta$ du quartz qui se produit aux hautes températures.

La dilatation thermique augmente considérablement avec la température. Elle est toutefois contrôlée par les dilatations relatives du ciment et des agrégats. A des températures élevées des fissures se forment engendrées par des contraintes qui se développent durant le traitement à la chaleur, entraînant une séparation des constituants. Comme résultat, la dilatation du béton augmente excessivement et se rapproche de celle des agrégats. Consécutivement, la dilatation du béton dépend beaucoup du caractère minéralogique des agrégats comme le montre la Fig.10 qui représente les résultats obtenus par Schneider & Haksaver (1976). On remarque que le béton comprenant des agrégats siliceux a une plus grande dilatation résultant des changements physiques tels que la désintégration et la transformation $\alpha \rightarrow \beta$ du quartz à 573°C.

La dilatation thermique du béton est très influencée par la présence d'une charge sur les éprouvettes en béton durant l'exposition aux différentes températures. Les résultats obtenus par Fischer (1970) montrent qu'au fur et à mesure que la charge augmente, la dilatation est freinée et l'éprouvette a plutôt tendance à se contracter (Fig.11). On peut en déduire que la formation des fissures, due à l'incompatibilité thermique des constituants, est retardée par les déformations en compression découlant de l'application des différentes charges. Des résultats similaires ont été obtenus par l'auteur et sont illustrés par la Fig.12.

2.3. Propriétés thermiques:

La conductivité thermique du béton soumis à différentes températures est influencée par celles de ses constituants. Elle dépend donc des types de ciment et d'agrégats utilisés dans le béton. On constate d'après les résultats de Harmathy (1970) de la Fig.13 qu'avec des agrégats denses, la conductivité du béton diminue avec la température croissante. Par contre, avec les bétons légers, aucune réduction de la conductivité n'est observée. Des conclusions identiques ont été tirées par Zoldners (1960) et Maréchal (1970).

La chaleur spécifique du béton augmente avec la température, et cette croissance dépend du type d'agrégats incorporés dans le béton comme l'indique la Fig.14.

La conduction de la chaleur à travers le béton est contrôlée par la diffusivité thermique qui dépend plus de la conductivité du béton. On constate d'après la Fig.15, que la diffusivité diminue avec la croissance de la température comme l'a démontré Harmathy (1970). Ce résultat indique qu'il est plus avantageux d'utiliser des matériaux avec une faible conductivité thermique (agrégats légers par exemple).

3. Conclusion:

Les études entreprises sur le comportement du béton au feu ont permis d'élucider les effets de la température sur les différentes propriétés du matériau. La résistance du béton et le module d'élasticité sont considérablement réduits sous l'action de températures élevées. Le fluage est accéléré aux hautes températures et d'importantes déformations sont obtenues seulement après 5 heures de tests. Les propriétés physiques et thermiques subissent également des variations appréciables sous l'effet de la température.

Les résultats des travaux présentés dans cet article montrent clairement qu'il est important de tenir compte des effets de la température dans la conception et les calculs des constructions civiles ou industrielles. Une structure ne possédant pas suffisamment de résistance au feu, risquerait, dans le cas d'un incendie sévère, de s'effondrer totalement.

Le but d'une bonne résistance au feu est de veiller à la sécurité et la sauvegarde des occupants d'une habitation. Ainsi donc, une structure bien conçue, permettrait, dans un incendie l'évacuation facile et sans dangers des occupants et une maîtrise du sinistre par les hommes de la protection civile.

BIBLIOGRAPHIE

1. Purkiss, J.A : A study of the behaviour of concrete heated to high temperatures under restraint or compressive loading.-PhD thesis, University of London , 1972 -.
2. Schneider, u : Behaviour of concrete under thermal steady state and non-steady state conditions. Fire & Materials, vol.1, No.83.- Sep. 1976.-
3. Bali, A : The transient behaviour of plain concrete at elevated temperatures.-PhD thesis, University of Aston in Birmingham, 1984 -.
4. Malhotra, H.L: The effect of temperature on the compressive strength of concrete.-Magazine of concrete research, vol.8, No.23, August 1956. -
5. Abrams, H.S : Compressive strength of concrete at temperatures of 1600°F.-ACI, SP25, 1970.-
6. Fischer, R : Uber das Verhalten von Zementmortel und Beton bei Hohen Temperaturen.-Deutscher Ausschuss für Stahlbeton (DAS) Heft 214, Berlin, 1970.-
7. Phileo, R : Some physical properties of concrete at high temperatures. -Proc. ACI vol. 54 , 1958.-
8. Dougill, J.W : Some effects of thermal volume changes on the properties and behaviour of concrete.-International conference on the structure of concrete Paper 12, 1965.-
9. Maréchal, J.C: Contribution à l'étude des propriétés thermiques du béton.- Annales de l'ITBTP, vol.23, No.274, 1970
10. Maréchal, J.C: Fluage du béton en fonction de la température. -Annales de l'ITBTP, vol.23, No.266, Fev.1970.-
11. Furamura, F : The stress-strain curve for concrete at high temperatures. Paper No.7004 for the annual meeting of the Architectural Institute of Japan.-1966.-
12. Freudental A.M & Roll, F. : Creep and creep recovery under high compressive stress.-Journal of the ACI, vol.54, No.12, June 1958.-
13. Gillen, M : Short term creep of concrete at elevated temperatures.-Fire research dept. PCA, Fire & Materials, vol. 5, No. 4, 1981.-

14. Malhotra, H.L : Design of fire resistance structures.-Surrey University Press, 1982.-
15. Neville, A.M : Properties of concrete. Pitmans, 3rd. edition, 1981.-
16. Thelandersson: Stress and deformation characteristics of concrete at high temperatures. 2 experimental investigations, and material behaviour model. -Lund institute of technology. bulletin 54, 1976 & Anderberg
17. Gross, H : Computer aided thermal creep analysis of concrete continua.-PhD thesis, University of London, 1973.-
18. Harmathy, T.Z : Thermal properties of concrete at elevated temperatures.-National research council of Canada ASTM Journal of materials, Ottawa, March, 1970.-
19. Cruz, C.R : Apparatus for measuring creep at high temperatures. Journal PCA, vol. 10, No. 3, 1968.-
20. Schneider & Haksever : Bestimmung der aquivalenten branddauer von statisch bestimmt gelagerten stahlbetonbalken bei natuerlichen branden.-Repot of Institute für baustoffkunde und stahlbetonbau der TU braunschweig, 1976.-
21. FIP/CEB Report : Report on methods of assessment of the fire resistance of concrete structural members.- C & CA, No. 15-393 , 1978.-
22. Zoldners, NG : Effect of high temperatures on concrete incorporating different aggregates.- Proc. ASTM, vol. 60, 1960.-

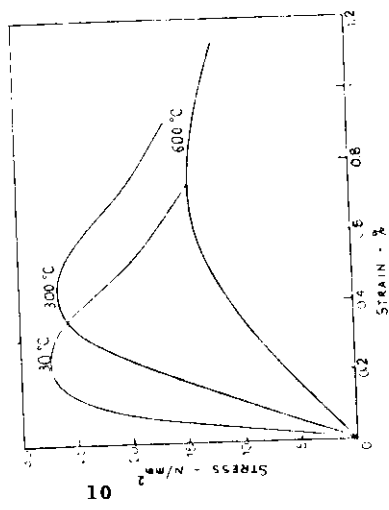


FIG. 1- TYPICAL STRESS-STRAIN CURVES OF FURAMURA AT DIFFERENT TEMPERATURES.

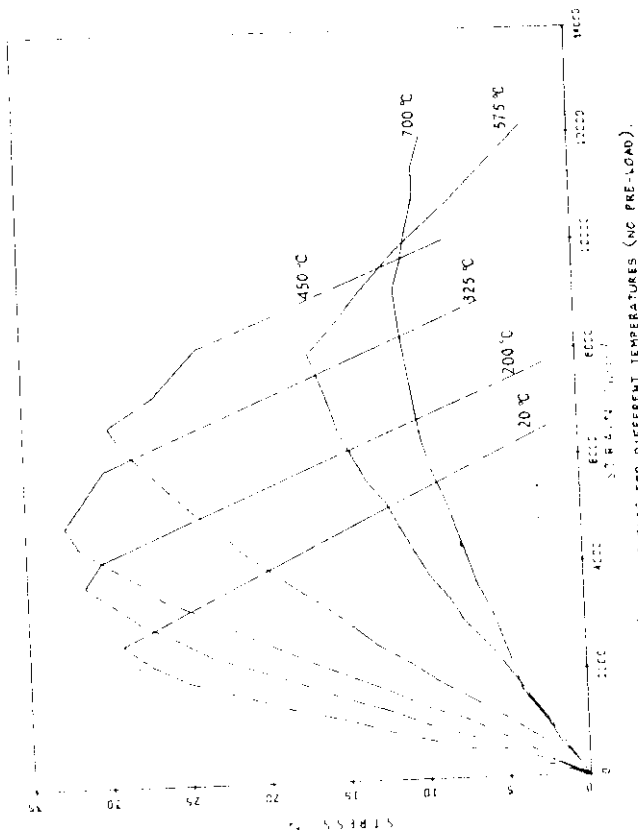


FIG. 2 - STRESS/STRAIN CURVES FOR DIFFERENT TEMPERATURES (NO PRE-LOAD).

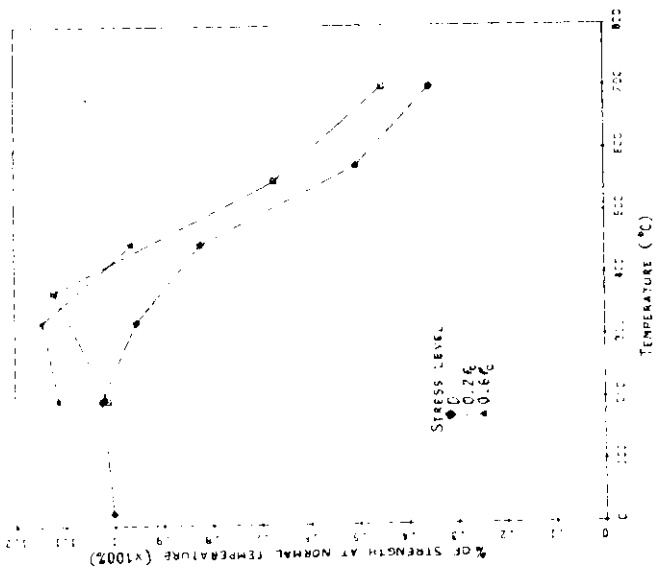


FIG. 4 - THE INFLUENCE OF TEMPERATURE AND PRE-LOAD UPON COMPRESSIVE STRENGTH.

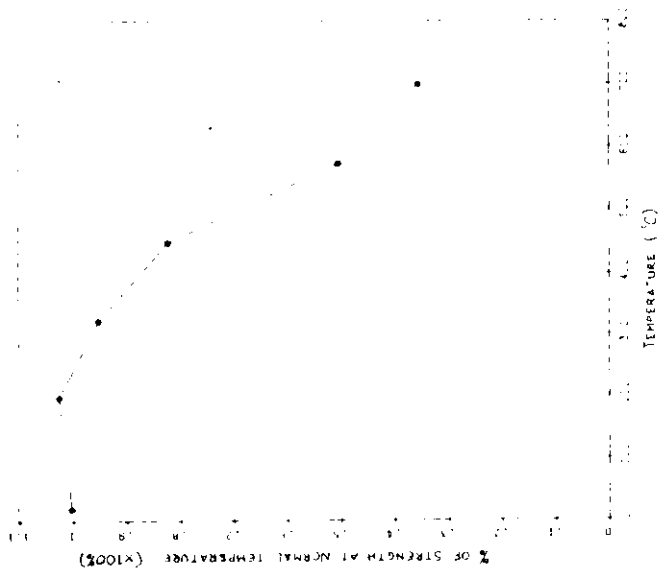


FIG. 3 - NORMALIZED STRENGTH AT ELEVATED TEMPERATURES (NO PRE-LOAD).

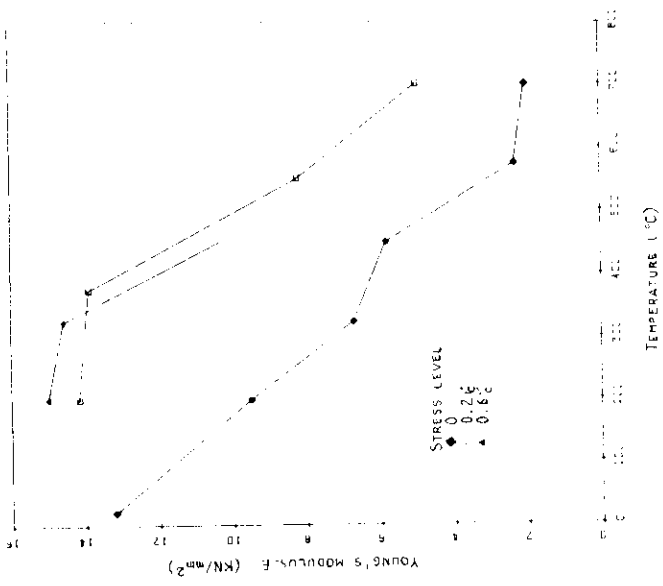


FIG. 6 - THE INFLUENCE OF TEMPERATURE AND PRE-LOAD UPON YOUNG'S MODULUS.

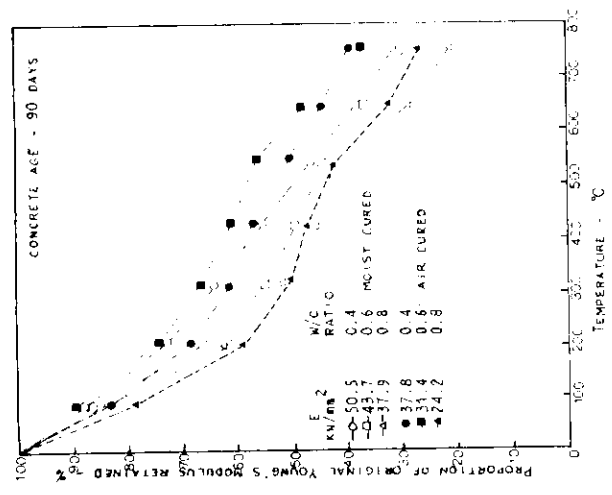


FIG. 5 EFFECT OF TEMPERATURE ON YOUNG'S MODULUS OF CONCRETE.

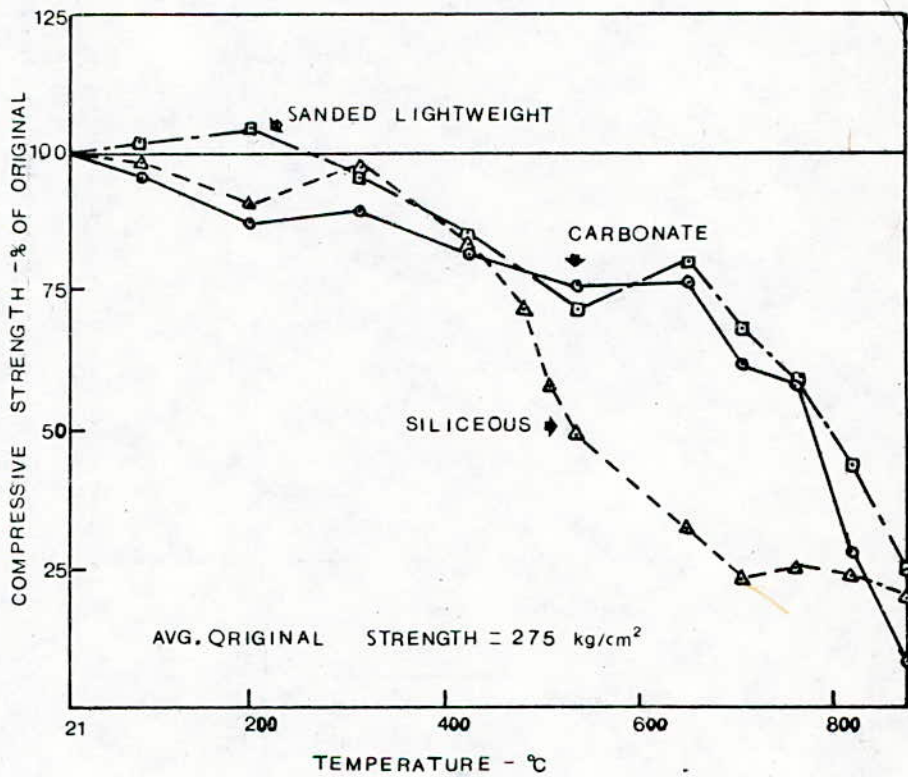


FIG.7 -- EFFECT OF AGGREGAT TYPE ON COMPRESSIVE STRENGTH OF CONCRETE TESTED UNSTRESSED DURING HEATING

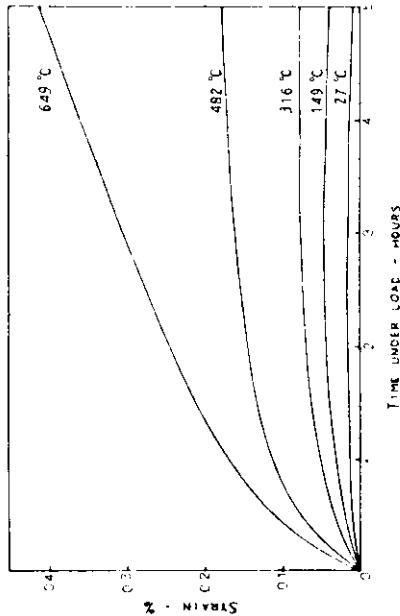


FIG. 8 - TIME-DEPENDENT STRAINS IN CONCRETE MAINTAINED UNDER LOAD AT HIGH TEMPERATURES (APPLIED STRESS: 12.5 N/MM²).

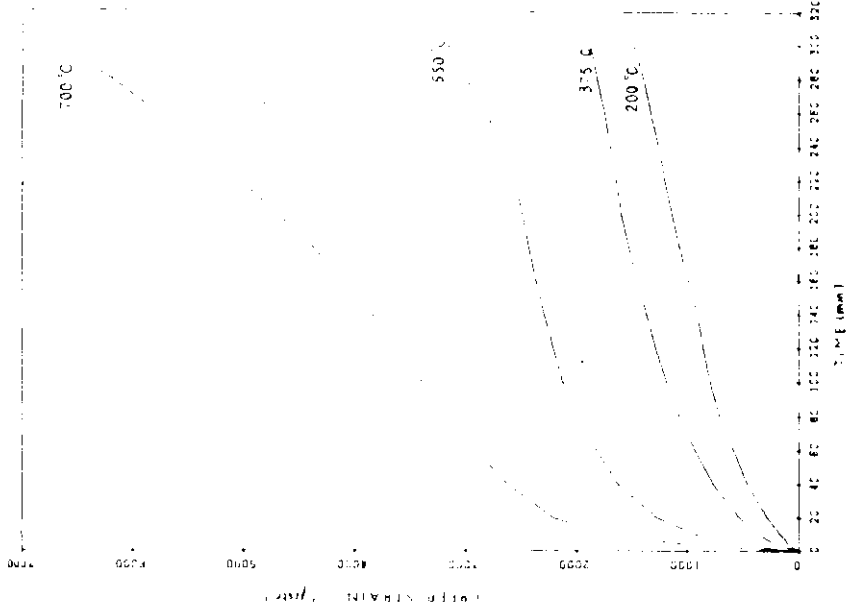


FIG. 9 - CREEP CURVES FOR DIFFERENT TEMPERATURES ($\beta = 0.2$)

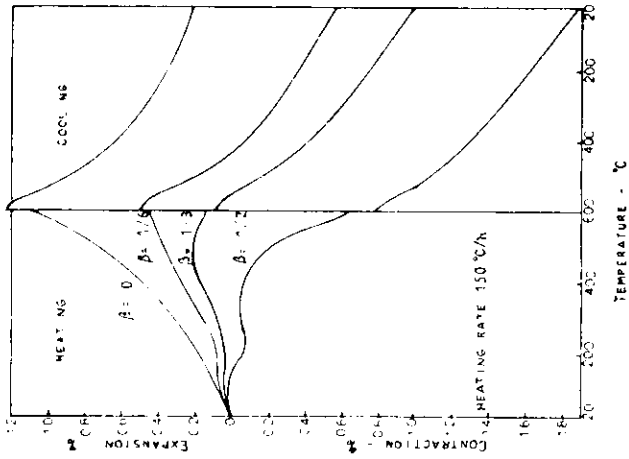


FIG. 41 - STRAINS MEASURED ON CONCRETE SPECIMENS HEATED AND COOLED UNDER LOAD. (SOAKING PERIOD : 3 HOURS AT 600°C)

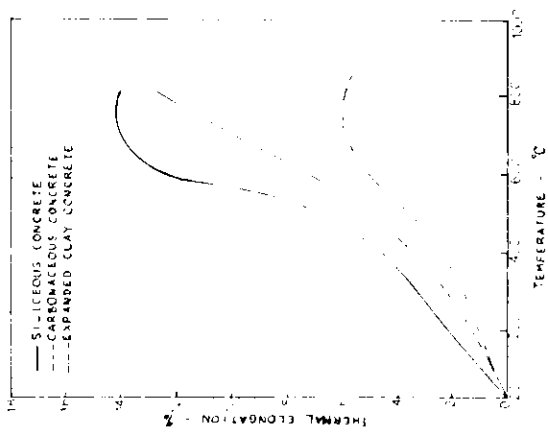


FIG 40 - THERMAL EXPANSION OF CONCRETE WITH VARIOUS AGGREGATES.

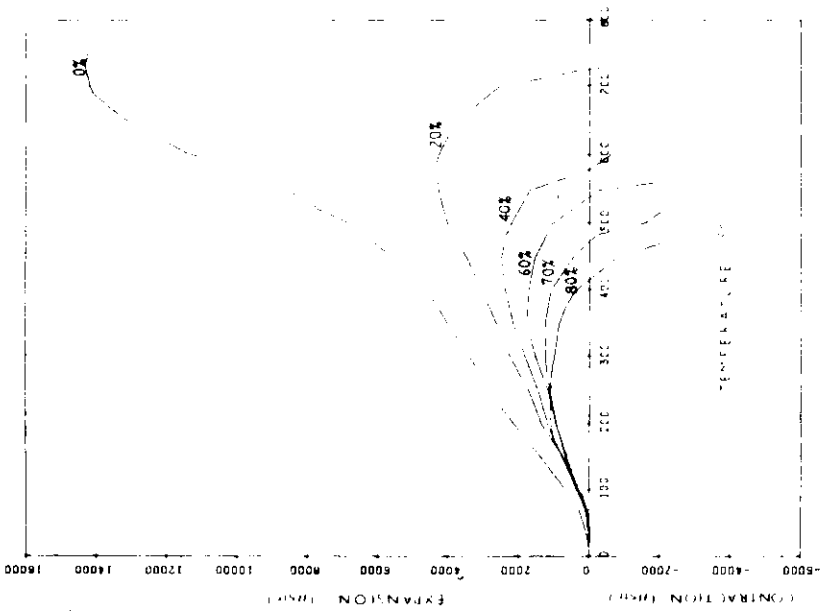


FIG. 12 - THERMAL STRAIN UNDER DIFFERENT STRESS LEVELS.

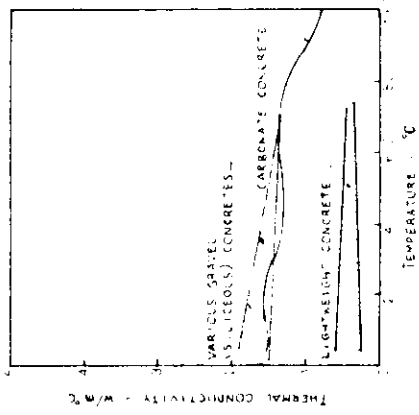


FIG. 13 - EFFECT OF TEMPERATURE ON THERMAL CONDUCTIVITY OF CONCRETE.

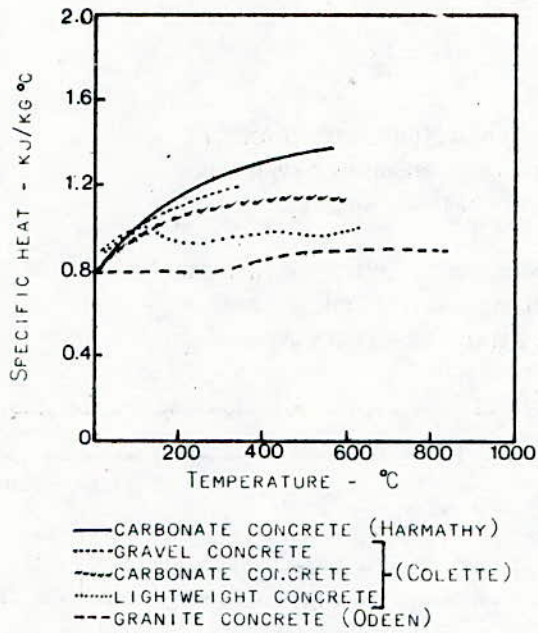


FIG. 44- EFFECT OF TEMPERATURE ON SPECIFIC HEAT OF CONCRETE.

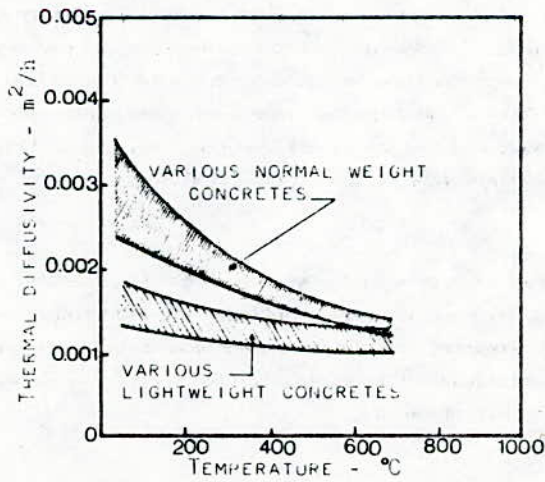


FIG. 45- EFFECT OF TEMPERATURE ON THERMAL DIFFUSIVITY OF CONCRETE.

THE DESIGN & DEVELOPMENT OF
A HIGH TEMPERATURE COMPRESSION
TESTING MACHINE.

A. BALI - Ph.D - MAITRE DE CONFERENCE .
DEPARTEMENT GENIE - CIVIL .
ECOLE NATIONALE POLYTECHNIQUE.

ملخص : العمل المقدم يوضح انشاء و انجاز خاص يمكن من اجراء تجارب الانضغاط على عينات من الاسمنت خاضعة الى درجات حرارة عالية (800 الى 1100 °C)

بواسطة هذه الآلة فان الدراسة الكاملة للمنحني : اجهاد- تشوه قد تمت و كذلك اجريت تجارب ذات أهمية كبيرة مثل : التميع (التشوه البطئ للمعدن) تحت درجات حرارة عالية قد اجزت .

RESUME :

L'article décrit la conception et la réalisation d'un équipement spécial qui permet de réaliser des essais en compression sur des éprouvettes en béton soumises à des températures élevées (800 - 1100°C). A l'aide de cet équipement , l'étude complète des courbes contrainte - déformation a pu être menée ,et des essais d'une grande importance tel que le fluage du béton aux hautes températures ,ont pu être réalisés.

ABSTRACT :

This paper describes the design and development of a special compression testing machine for conducting experiments at elevated temperatures (800 - 1100 °C). Some very important tests on complete stress - strain curves and creep behaviour of concrete have been performed on specimens subjected to high Temperatures.

1 INTRODUCTION :

The effect of high temperature exposure on concrete subjected to compressive loading has been the subject of some research work. However only few data are available on a complete stress-strain temperature behaviour model required to assess the fire performance of concrete. To obtain such data relevant to the design of concrete members, a special testing machine capable of operating at high temperatures has been developed.

Since it is difficult to express the material behaviour of concrete under compressive stresses and high temperatures by a single mathematical equation, which requires parameters to be found from experiments at the test conditions imposed, it is necessary to develop testing equipment that is capable of carrying out the main experimental work under both transient and steady state conditions. The transient effect is obtained when heating a concrete specimen to failure at constant stress, whereas in tests performed under steady state condition, the specimen is loaded at constant temperature.

The apparatus has been developed to measure the load and overall deformation of a specimen, thus enabling a complete stress-strain curve to be obtained at elevated temperatures.

The machine is based on a prototype developed by Purkiss (1972) and reported in Dougill & Purkiss (1973). The design has been modified and improved partly as a result of the decision to use larger specimens to avoid aggregate interference.

The testing machine consists of a system of elements connected together in such manner that they form a stable assembly. An essential

requirement of the testing machine is that it should possess sufficient stiffness to provide stability and accuracy for the test to be carried out. A general view of the apparatus may be seen in Plate 1-. The main frame of the machine consists essentially of three rigid triangular crossheads connected by three prestressed vertical members.

The crossheads are mild steel plates. The top and the lower crossheads are 75 mm thick whereas the centre one is 50 mm thick. Figure -1 shows the test rig arrangement. The main columns are hollow mild steel cylinders which are stiff enough to provide stability of the system as a whole and prestressed by 3 No. 32 mm diameter Macalloy bars to ensure that contact is maintained between the columns and the platens during the loaded condition. Details on the Macalloy bars are outlined in BALI (1984). Longitudinal and torsional instabilities are prevented by the use of a three column machine.

A screw-jack is mounted below the lower crosshead and is fixed by means of tensioned high-tensile steel bolts. A dynamometer placed under the centre crosshead is attached to a threaded portion of the lifting screw of the jack. The whole assembly is supported by three mild steel sub-columns which are welded to a steel base plate of 12 mm thickness. The machine is set on a concrete plinth to give ease of operation as is shown in Fig. - 1 and Plate - 1.

The possible vibration of the rig is prevented by placing a rubber mat between the base plate and the top of the concrete plinth.

The test specimen is placed between two fixed rigid smooth platens which are machined from a high temperature alloy "Nimonic 90". It is however necessary to carry out proving tests in order to establish the performance of the rig. The instrumentation used for

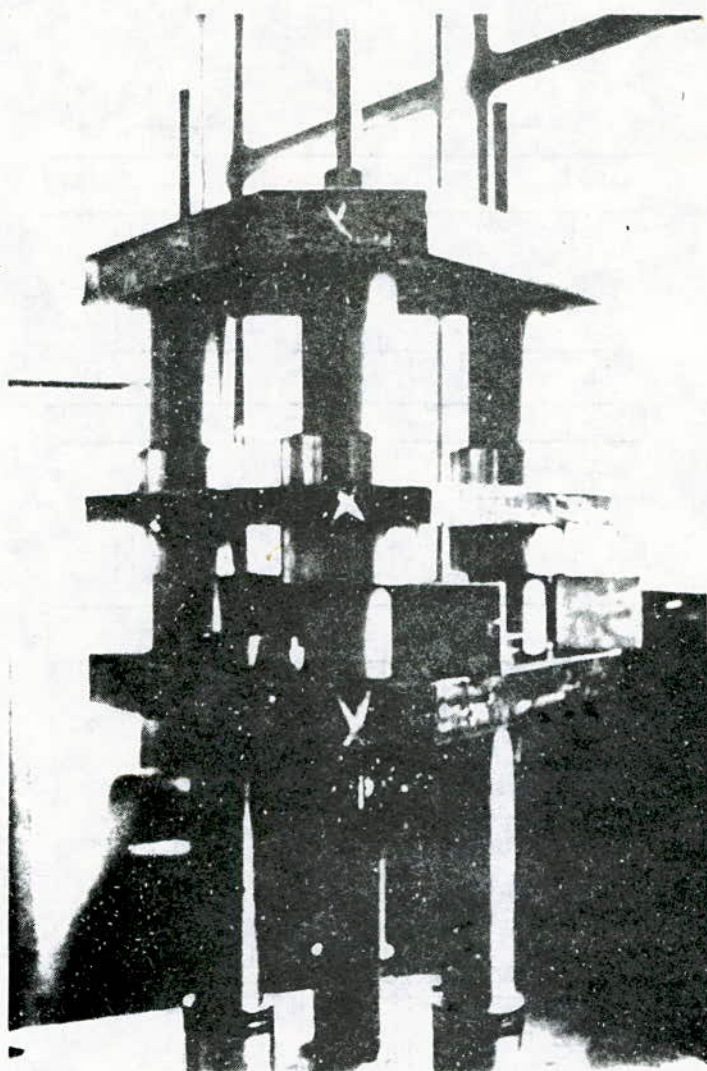
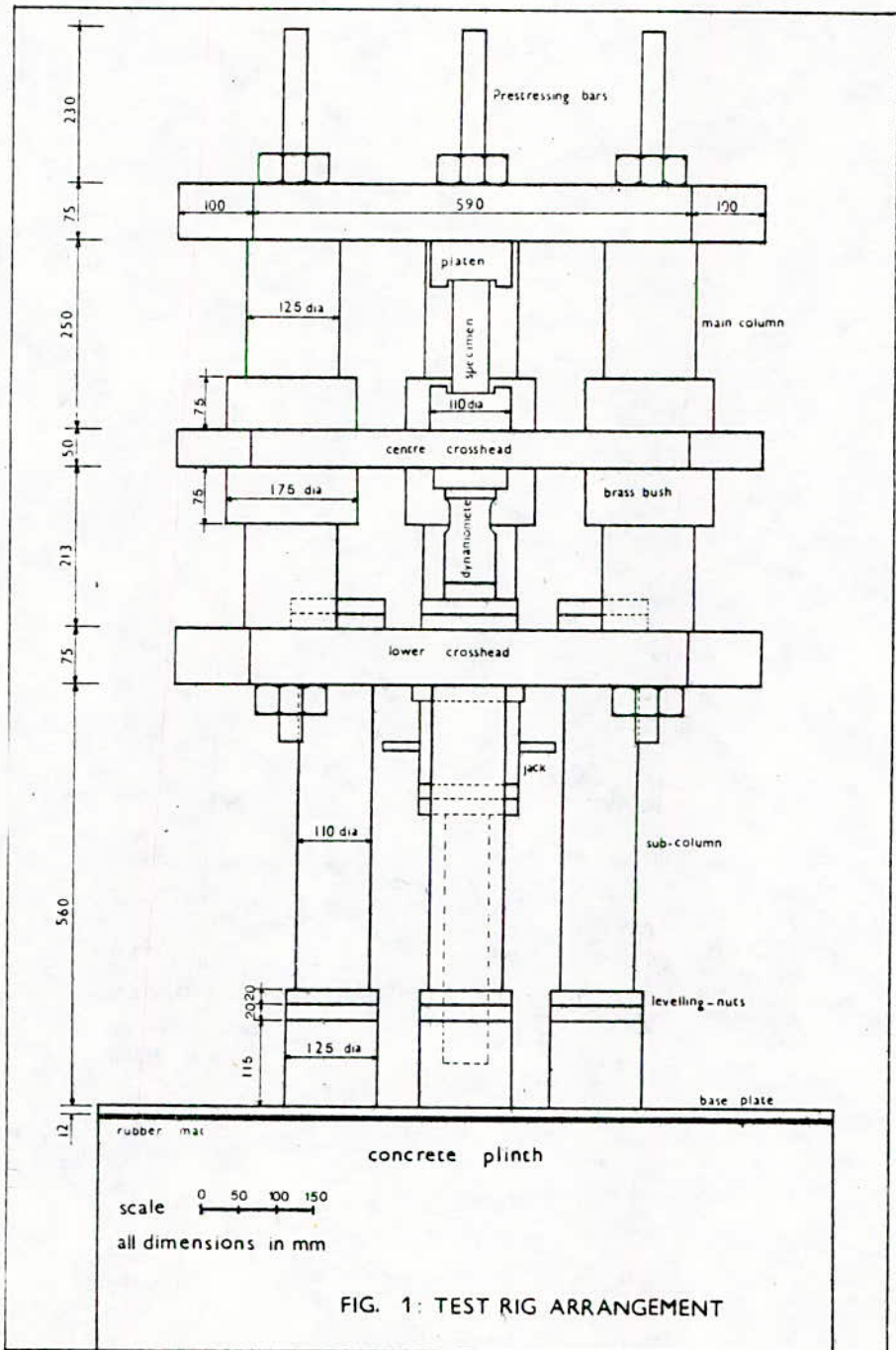


PLATE 1. TEST RIG



measuring and recording force, specimen displacement and temperature requires to be calibrated. The calibration tests are fully discussed in BALI (1984) and proved to be very satisfactory.

2 SPECIMEN SIZE :

The preparation of the specimens is set out in Bali (1984). In order to obtain uniform temperatures in the test specimens, a small specimen size has been chosen for the purpose of the work. Once the specimen size has been selected the required machine stiffness can be calculated. The cylindrical test specimens are 50 mm in diameter and 150 mm in height. The aggregate size to be used is 10 mm to avoid problems of non-homogeneity caused by a large aggregate to specimen size ratio. The specimen stiffness will in fact tend to increase with decrease in aggregate size as noted by Hughes & Chapman (1966).

3 EXPERIMENTAL EQUIPMENT :

Plate - 2 shows the complete testing equipment comprising the recording devices for temperature, specimen displacements and forces, the controlling system for the furnace, and the test rig but without the furnace. The measuring instruments of the test equipment are fully described in the following sections :-

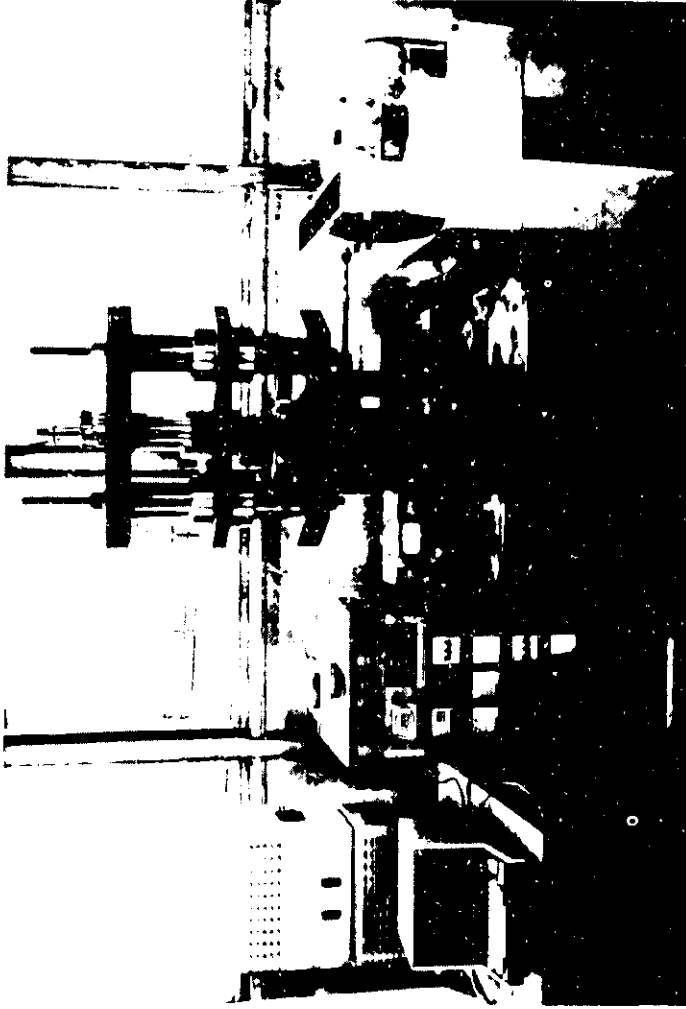


PLATE 2 - TEST EQUIPMENT AND INSTRUMENTATION

3.1 Loading :

An electrical resistance strain gauge dynamometer of 200 KN capacity has been designed for measuring the load. This consists of a hollow necked cylinder of 126 mm in height on which the strain gauges are placed. The strain gauge configuration is that of a full four arm bridge mounted on the dynamometer, which will produce high sensitivity and temperature compensation. The dynamometer is placed under the centre crosshead as it can be seen in Plate - 3. The load is applied to the specimen by a screw-jack. The lifting screw of the jack passes through the lower crosshead and receives the hollow steel cylinder. The detailed calculations for the design of the dynamometer are given in Bali (1984).

The screw-jack used to transmit the compressive load is a Duff-Norton 200 KN screw-jack which is used due to its inherent high stiffness. A 1820 Duff-Norton jack model is selected for the load application. Its worm gear ratio is 24:1 and the diameter of the lifting screw is 65 mm. The screw-jack is driven electrically through a variable speed gear box. The drive-unit consists of an electric motor with a maximum speed of 1415 rpm, which is coupled with a reduction gear box to drive the screw-jack described above. The reduction gear box has a maximum input speed of 2000 rpm with a ratio of 15 to 1. The normal rating is 1.335 Kw at 1440 rpm. The steel frame supporting the motor and the reduction gear box is shown in Plate - 2 as a complete drive unit.

3.2 Temperature :

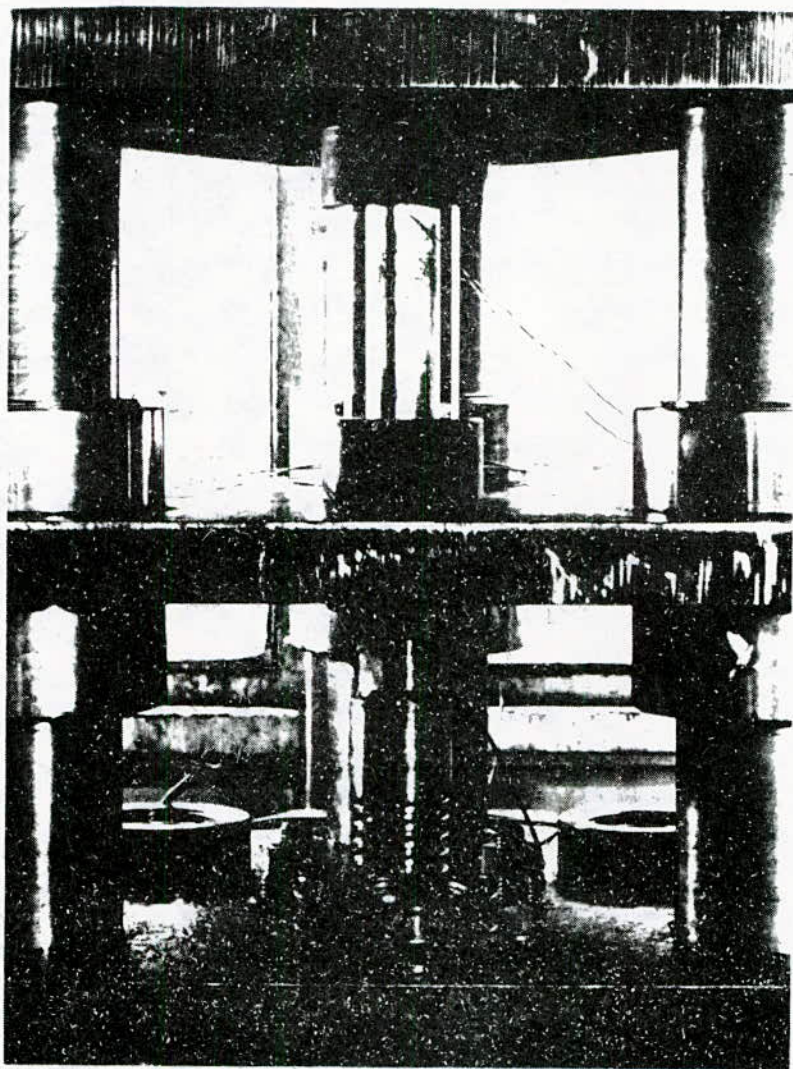


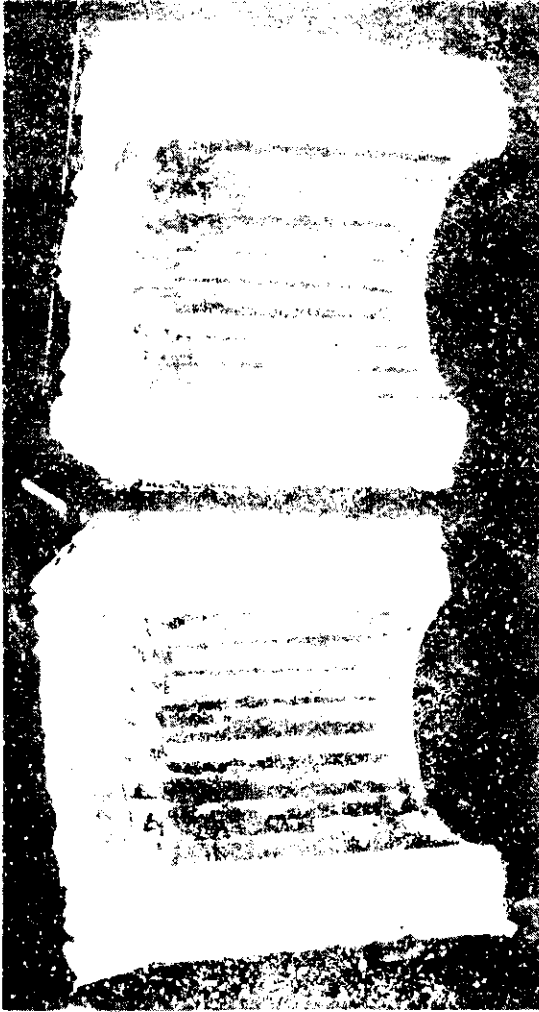
PLATE 3 _ LOAD APPLICATION (DYNAMOMETER)

The heating of specimen to the test temperature is accomplished by the use of an electric furnace designed especially for the experimental work. Plate - 4 shows a general assembly of the furnace. A low heating rate furnace has been decided upon as the result of the difficulty to use the standard time-temperature curve as required by BS 476: Part 8: 1972.

The furnace was constructed in two halves enabling the specimen to be surrounded and heated. The split furnace is a cube whose edge is 230 mm with a 165 mm inside diameter. It was made of a refractory material consisting of Gibcrete 1300. Welded steel plates form a housing to the furnace.

Additional insulation of the furnace is obtained by inserting loose wool fibres between the welded steel plates and the refractory elements. The loose wool is manufactured by Mackenzie Refractory Fibres Limited. A detailed description of the fibres is given in Appendix Three. Plate - 4 shows the insulation and the two parts of the furnace with the high temperature Nichrome alloy spirals inserted in quartz tubes forming the heating elements. The furnace was tested to a maximum temperature of 1100 C.

The temperature of the furnace is controlled by a series of thermocouples connected to the Eurotherm temperature controllers with a temperature ranging from ambient to 950 C, provided by Mand Precision Engineering Co. Ltd. The furnace, which is mounted on the centre crosshead, surrounds the specimen which can then be heated to the test temperature *in situ*. The thermocouples used consist basically



1
2
3
4
5
6
7
8
9
10
11
12
13
14
15
16
17
18
19
20
21
22
23
24
25
26
27
28
29
30
31
32
33
34
35
36
37
38
39
40
41
42
43
44
45
46
47
48
49
50
51
52
53
54
55
56
57
58
59
60
61
62
63
64
65
66
67
68
69
70
71
72
73
74
75
76
77
78
79
80
81
82
83
84
85
86
87
88
89
90
91
92
93
94
95
96
97
98
99
100

of wires of Chromel (Ni-Cr) and Alumel (Ni-Al) alloys, the ends of which are joined spot welded.

(Ni-Cr)/(Ni-Al) thermocouples are inserted in the furnace to monitor the temperature during testing, the output from which is input to a recording system. A digital thermometer was available to record the temperature as a reserve to the data logger during any malfunction.

3.3 Deformation Measurement :

Three linear variable differential transducers (LVDT) are used to measure the length changes of the specimen. They are mounted on the testing machine above the top crosshead with the aid of an insert made of brass as shown in Plate - 5. They are aligned in order to record the movement of the platens, which is transmitted through a system of quartz rods and tubes with a very low coefficient of expansion of 0.54

$\times 10^{-6}$ deg.C⁻¹. The transducer core is fixed to a quartz rod which is inserted in the lower platen, whereas the upper platen is connected to the body of the transducer through a quartz tube. Figure - 2 shows the disposition of the platens and the displacement measuring assembly. The LVDT type transducer selected is a D5/500A model which can be seen together with the quartz tubing in Plates - 5 and - 6.

The output from the transducers is fed to a recording system through an extensometer amplifier manufactured by Mand Precision Engineering Co. Ltd, which enables the mean of the three transducers

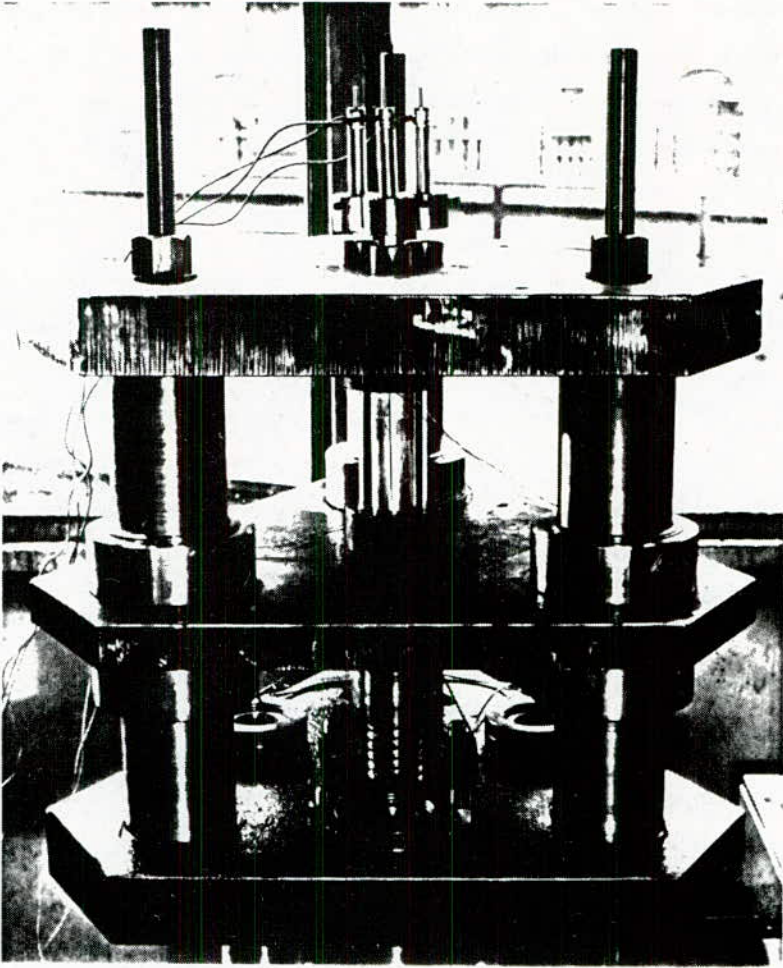


PLATE 5_ DISPOSITION OF THE TRANSDUCERS

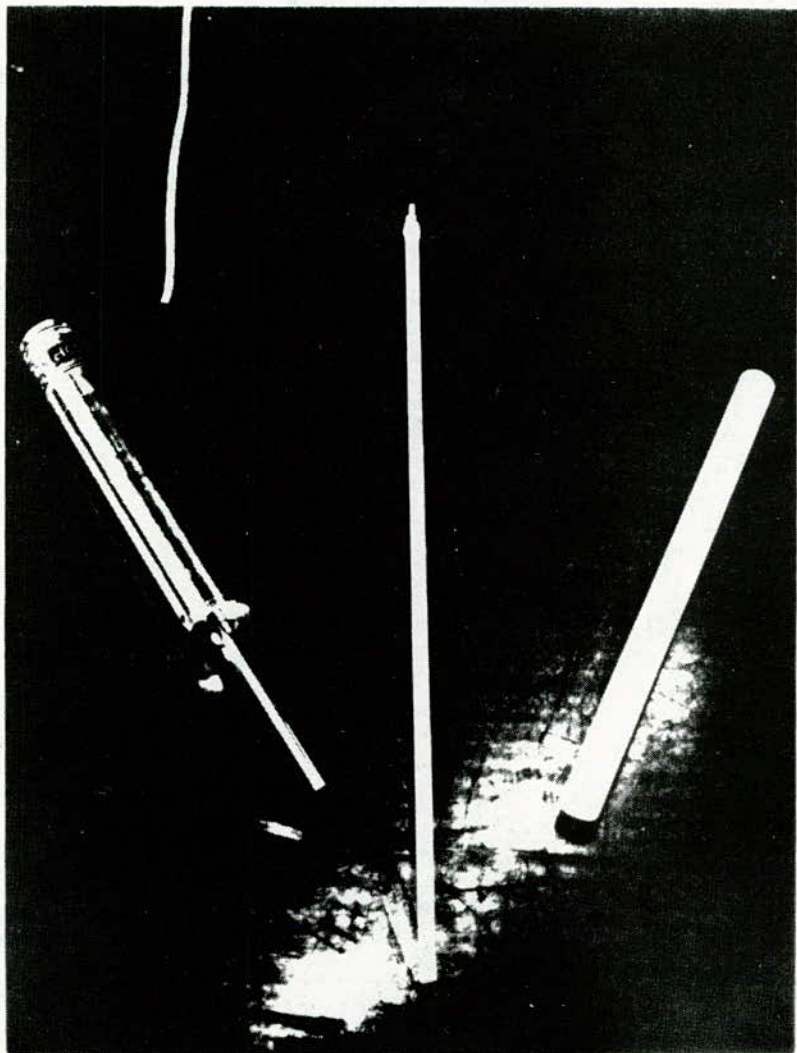


PLATE 6 - TRANSDUCERS (LVDT) AND THE QUARTZ TUBING

Scale : 1:2

All dimensions in mm

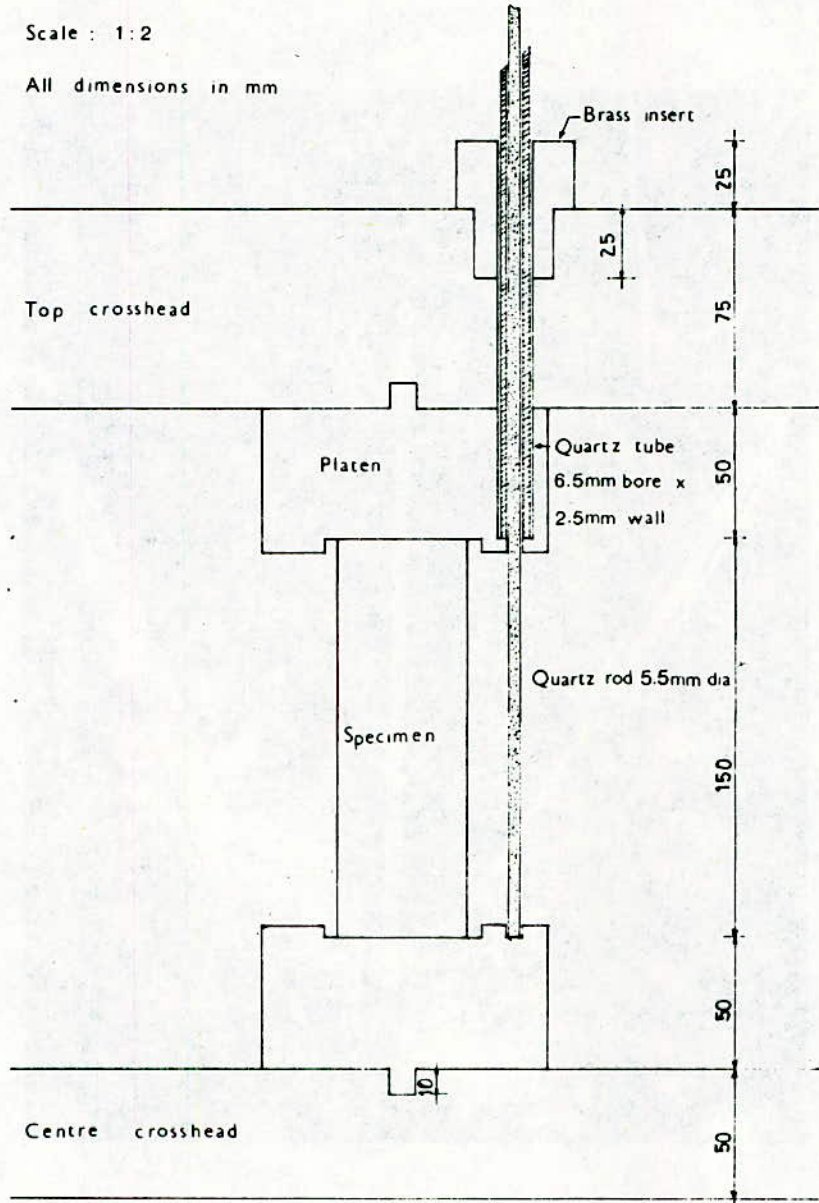


FIG. 2. PLATENS AND DISPLACEMENT MEASURING ASSEMBLY

to be monitored. However each of the three transducers may be read as individual units.

The data logger forming the recording system has been used and a precaution to prevent problems has been taken. So as a reserve a digital voltmeter was available to read the transducers. The digital voltmeter is an SM211 type manufactured by S.E Laboratories Ltd.

3.4 Machine Design :

The three column machine which has already been described was designed for a maximum load of 200 KN. This testing device should be stiff enough to provide complete stability during the tests as noted by Chilver (1955). An essential requirement is that the machine response should be such that the descending branch of the stress-strain curve should be capable of being followed. A necessary criterion is that the machine stiffness shall be greater than the numerical value of the slope of the falling branch of the material stress-strain curve. The results produced by Barnard (1964) indicate that the slope of the descending portion for a concrete specimen is 6.6 KN mm^{-2} . To obtain this value Barnard carried out tests on prisms. Using this result, the machine stiffness can be determined. The determination of the rig stiffness is fully described in Bali (1984). For a test specimen size of 50 mm in diameter and 150 mm in height, the figure recorded and based on Barnard's results is

90 KN mm^{-1} . The value obtained, however, for the machine stiffness is 355 KN mm^{-1} .

The machine, which was manufactured from mild steel, possesses an adequate margin of stiffness to prevent the buckling of the whole system. It has been shown that in compression testing machines, the main members are in tension as noted by Chilver, so the stability of such machines may be difficult to ensure. It is however possible to increase the stability of the apparatus designed by allowing the centre crosshead to slide freely along the vertical members. This has been achieved by using long close tolerance brass bushes bearing at their ends only to reduce friction between the cross members and the columns.

The general assembly of the machine may be seen in Plate - 1. The centre crosshead also serves as a heat dissipator reducing the heat transfer to the dynamometer.

The complete testing machine is also used for conducting creep tests on concrete cylinder specimens subjected to different stress levels at temperatures up to 700 C .

4 CONTROL OF THE TEST RIG :

The testing equipment will be controlled using a data logger enabling the recording and storage of the results on a storage system disk. The recording facilities have been dealt with , which include the computer programs written to control the apparatus using a feed back loop.

5 CONCLUSION :

Proving tests were conducted in order to determine the machine stiffness, the friction in the brass bushes and the output from the transducers. The results of these tests were very satisfactory.

The details of these tests are set out in Bali (1984). However the tests carried out on the machine were very successful. The rig was

found to be stiff enough with an actual stiffness of 310 KN mm^{-1} . In addition to that the friction in the bushes was negligible and the transducers were reading correctly.

Some stress-strain results obtained from tests conducted on concrete specimens using this new equipment are shown on figure 3.

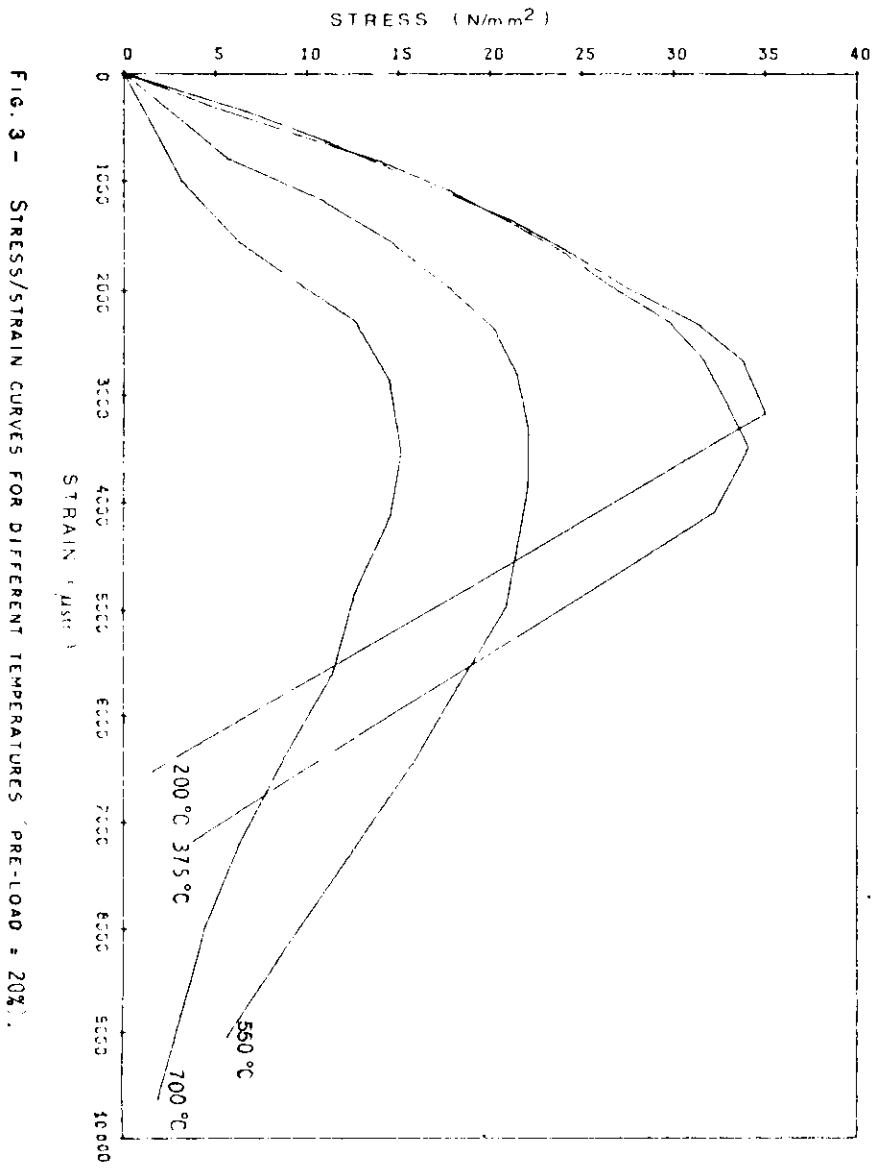


FIG. 3 - STRESS/STRAIN CURVES FOR DIFFERENT TEMPERATURES (PRE-LOAD = 20%)

- REFERENCES -

- 1 - BAILL, A The transient behaviour of concrete at elevated temperatures - PhD thesis , University of ASTON in Birmingham, 1984 -
- 2 - BARNARD, P.R Researches into the complete stress-strain curve for concrete , Magazine of concrete Research , vol .16 , N° .49 , 1964.
- 3 - GILIVER , A.H Instability of testing machine. Proc. 1. Mec. Eng. Vol.169, N° .25 , 1955.
- 4 - PURKISS , J.A A study of the behaviour of concrete heated to high temperatures under restraint or compressive loading - PhD thesis , University of LONDON - 1972.
- 5 - PURKISS , J.A Apparatus for compression tests on concrete at high temperatures. magazine of concrete Research , Vol .25 , N° .83 - 1973.
& BOIKIUL , J.W

ECOLE NATIONALE POLYTECHNIQUE

Département de Génie Civil

DISPOSITIF EXPERIMENTAL D'ESSAIS SUR POUTRES A PROFIL MINCE
OUVERT (avec ou sans gauchissement général)

P a r :

Naceur-Eddine HANNACHI : Chargé de cours en Génie Civil
I.N.E.S de Génie Civil Tizi-Ouzou

Bernard FOURE : Professeur Ecole Nationale des Ponts et Chaussées Paris
Chef du S.E.S C.E.B.T.P Paris FRANCE

الملخص: إن التجارب العملية لدراسة مشاكل الالتواء للقطاعات
الرفيعة من الخرسانة المسلحة عديدة .
لكن نضع في المقدمة الطريقة المخصصة لحساب
مشاكل الالتواء على القطاعات المفتوحة.

Summary: Experimental set-ups for flexure-torsion in plain reinforced concrete sections are commonly described in readily available literature. This is not the case of thin-walled open cross sections.
We therefore present the following original test rig.

Resumé : Les dispositifs expérimentaux relatifs à l'étude en flexion-torsion de sections en béton armé sont courants dans la littérature, pour les sections pleines épaisses et creuses.
Pour les sections minces ouvertes, il n'en est pas de même.
Nous présentons donc ce dispositif d'essai original....



SERVICE D'ETUDE DES STRUCTURES S.E.S.

DISPOSITIF EXPERIMENTAL D'ESSAIS SUR POUTRES A PROFIL MINCE OUVERT
(avec ou sans gêne de gauchissement)

Par : Naceur Eddine HANNACHI, Maître Assistant titulaire en Génie Civil
I.N.E.S de Génie Civil TIZI-OUZOU (ALGERIE).
Bernard FOURE, Chef du Service d'Etude des Structures du C.E.B.T.P
Paris - FRANCE.

Avant Propos

Dans les problèmes de flambement en flexion composée déviée, quatre composantes de sollicitation sont à considérer: trois principales (l'effort normal et les deux moments de flexion), une secondaire (le couple de torsion). Dans le cas où l'on peut négliger les effets de la torsion (poutres et poteaux à section massive), il est assez aisé de généraliser les méthodes de calcul applicables au problème du flambement plan.

Dans le cas des poutres et poteaux dont la section est un profil mince ouvert, il n'est plus possible de négliger les effets de la torsion, et plus précisément des rotations de torsion, même si les contraintes correspondantes restent faibles. Un des problèmes qui se posent alors est celui de l'évaluation des rigidités de gauchissement et torsion, compte tenu d'une part de la déformabilité du béton soumis à des contraintes combinées de compression et de cisaillement, d'autre part de la fissuration (due essentiellement à la flexion) dans les zones tendues.

L'examen de la bibliographie relative à ce sujet(*), montre que le problème du calcul est défriché, mais non complètement résolu, et que l'on ne dispose d'aucun résultat d'essai dans le domaine des poutres à profil mince ouvert soumises à la flexion (M) et à la torsion (C) avec un rapport C/M très petit.

Après une étude préliminaire, on a réalisé deux essais de poutres à section en double-té mince soumises à un faible couple de torsion (inférieur à celui qui créerait des contraintes atteignant la résistance à la traction du béton). Ce couple est appliqué seul pour l'étude dans le domaine élastique linéaire; il est exercé après l'application d'un moment de flexion, et pour divers niveaux de celui-ci, pour l'étude de l'influence de la fissuration. Il faut bien noter qu'il s'agit toujours de la fissuration due aux contraintes normales longitudinales; le niveau des contraintes de cisaillement est toujours inférieur à celui où apparaîtraient des fissures inclinées.

Pour le type d'essais envisagés, les dispositifs d'essai mentionnés dans la littérature ne peuvent plus donner satisfaction, du fait des incertitudes expérimentales (associées au dispositif expérimental seul) trop importantes qui seraient introduites. Il s'est donc avéré indispensable de concevoir un dispositif d'essai approprié à ce genre de sections (sections minces). Sa présentation nous paraît donc intéressante...

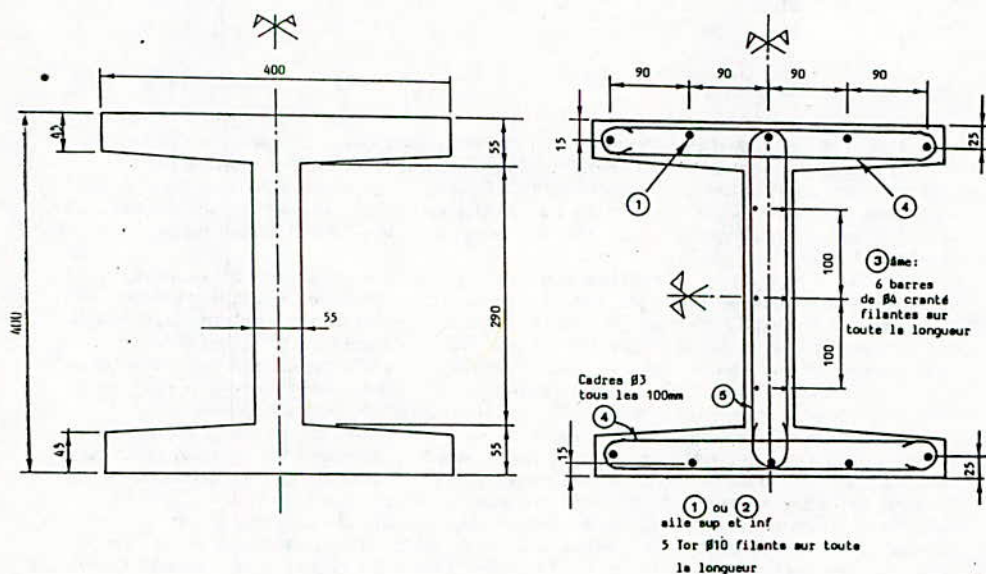
(*) rigidités de gauchissement et torsion de poutres à profil mince ouvert après fissuration de flexion.

Nota : Un dispositif d'essai antérieur, utilisé pour les sections pleines et creuses est rapporté en annexe.

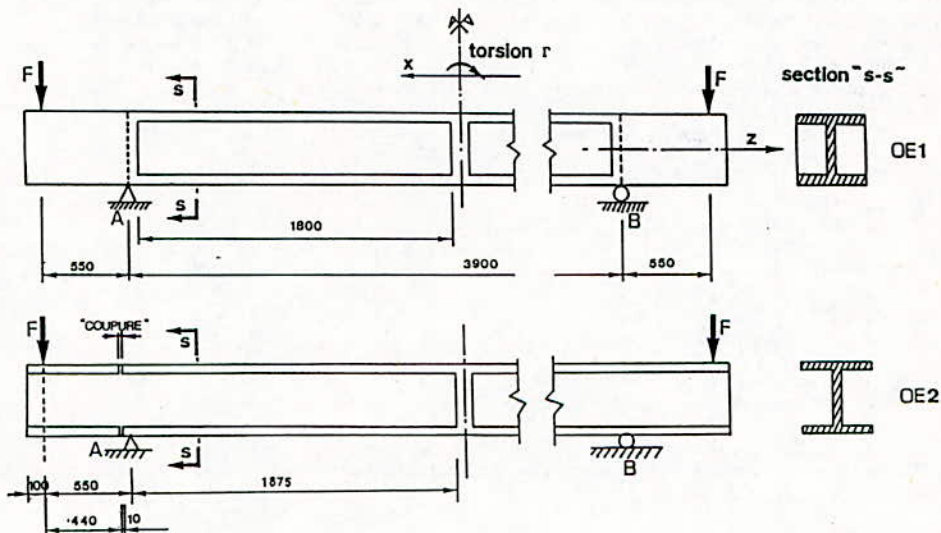
1 - Corps d'épreuve :

1-1 Formes et dimensions:

Les corps d'épreuve repérés OE1 et OE2 sont deux poutres de même section en double-té symétrique de dimensions hors-tout 0,40 m x 0,40 m et d'épaisseur 45 à 55 mm (figure 1). Elles ont 5,20 m de longueur totale et sont munies de deux portées-à-faux de 0,65 m encadrant une travée centrale de 3,90 m de portée (figure 2). Elles possèdent toutes les deux un raidisseur central, mais leurs abouts sont différents, selon qu'on gêne ou qu'on libère le gauchissement. Dans le premier cas, OE1, l'about est de section carrée pleine 0,40 m x 0,40 m sur une longueur de 0,73 m environ, à partir de chaque extrémité.



Dans le second cas, OE2, où l'on veut laisser libre le gauchissement à l'appui, l'about de la poutre (entre l'appui et chaque extrémité) a la même section en double-té que la partie courante, mais les ailes sont coupées à 0,54 m de l'extrémité; des dispositions complémentaires sont prévues au point de vue ferrailage et conditions d'appui, pour libérer au maximum le gauchissement.



1-2 Ferrailage :

Le ferrailage de la zone courante (fig 1) comprend des armatures longitudinales constituées de deux lits supérieur et inférieur symétriques de 5 Torsid $\varnothing 10$ chacun, dans les ailes, filant sur toute la longueur de la poutre, et de 6 barres $\varnothing 4$ cranté réparties sur la hauteur de l'âme et filantes sur toute la longueur. Le rôle de ces dernières est de contrôler l'ouverture des fissures dans l'âme.

Par ailleurs, on dispose aussi des armatures transversales qui correspondent au minimum nécessaire pour éviter que le corps d'épreuve ne présente une rupture fragile en torsion pure: il s'agit de cadres $\varnothing 3$ à l'espacement uniforme de 0,10 m.

Pour la poutre OE2, les dispositions particulières consistent, d'une part à prévoir une coupure complète du béton des ailes, à environ 0,10m de l'appui de flexion, vers l'about, et d'autre part à y rendre négligeable l'adhérence des armatures longitudinales des ailes supérieure et inférieure (sauf l'armature centrale au niveau de l'âme), par interposition d'une gaine plastique enduite de graisse sur toute la longueur de ces barres entre la coupure et l'extrémité de la poutre.

Les armatures comprimées ne sont pas toutes nécessaires pour la résistance à la flexion; on a cependant renforcé la zone comprimée par collage d'une plaque d'acier large de 55 mm et épaisse de 2 mm au droit de l'âme. Les armatures tendues sont, bien sûr, nécessaires; elles sont parfaitement ancrées par soudage sur une plaque d'acier prenant appui sur l'extrémité de l'aile supérieure.

1-3 Fabrication et conservation:

Le béton utilisé avait la composition suivante:

ciment CPJ 45	430 Kg/m ³
sable 0/0.5 mm	441 Kg/m ³
sable 0.5/1.6mm	163 Kg/m ³
graviers 1.6/2.5mm	113 Kg/m ³
graviers 2.5/5 mm	913 Kg/m ³
eau	225 l/m ³

Il s'agit d'un béton à petits granulats, très proche d'un micro-béton. Les affaissements du béton frais, mesurés au cône d'Abrams étaient 6,5 cm pour OE1 et 6 cm pour OE2.

Les poutres sont conservées en cure humide jusqu'à l'âge de 14 jours. Puis elles sont conservées à l'air, dans des conditions thermo-hygrométriques relativement peu variables.

2 - Caractéristiques mécaniques des matériaux:

2-1 Armatures:

Les armatures longitudinales sont en acier Torsid Ø 10 à palier de plasticité pour les barres principales placées dans les ailes, en acier tréfilé cranté Ø 4 pour les armatures réparties dans l'âme.

Les caractéristiques mécaniques ont été mesurées par l'essai de traction des échantillons de chaque diamètre prélevés dans les barres ayant été utilisées pour les deux poutres. Les valeurs moyennes obtenues sont les suivantes (en MPa):

	Torsid Ø 10	Tréfilé cranté Ø 4
nombre d'échantillons	4	3
limite d'élasticité f_e ou $f_{0,2}$	525	500
contrainte de rupture f_r	600	540
module E_a	195000	215000

2-2 Béton :

On a réalisé des essais de compression sur des éprouvettes cylindriques normalisées \varnothing 160 mm, dont certains avec enregistrement de la courbe contraintes-déformation, des essais de fendage sur le même type d'éprouvettes et des essais de flexion sur des prismes 70 x 70 x 350 mm.

Les résultats obtenus concernent donc les grandeurs suivantes:

- résistance en compression f_{cj}
- module de déformation à l'origine E_{ij}
- abscisse du sommet de la courbe contraintes-déformations ϵ_{b1}
- résistance à la traction f_{tj}
(avec le facteur 0,6 habituel dans l'évaluation des résultats des essais de flexion).

A l'âge du béton correspondant à l'essai des corps d'épreuve, on peut estimer que les caractéristiques du béton des éprouvettes étaient les suivantes (avec une incertitude notable pour le module, puisqu'on ne dispose que de deux mesures):

	âge (j)	f_{cj} (MPa)	E_{ij} (MPa)	f_{tj} (MPa)
OE1	42	48	31500	2.9
OE2	69	55	34000	3.3

D'autre part, certaines des mesures de déformation locale des corps d'épreuve sous charge ont permis d'évaluer le module à l'origine E_{bo} et le coefficient de Poisson ν_0 du béton des corps d'épreuve (voir 3.3). On a obtenu les valeurs suivantes:

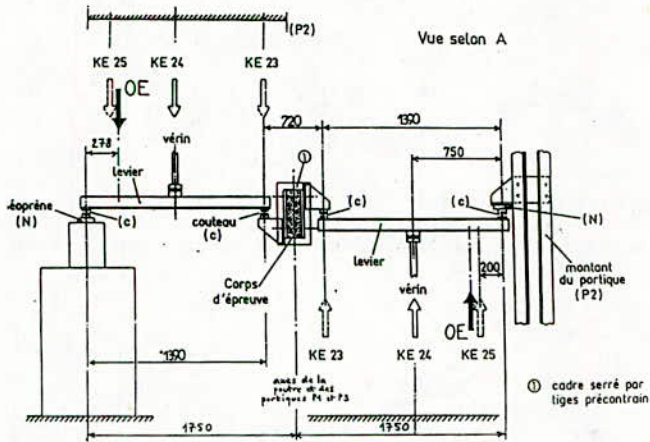
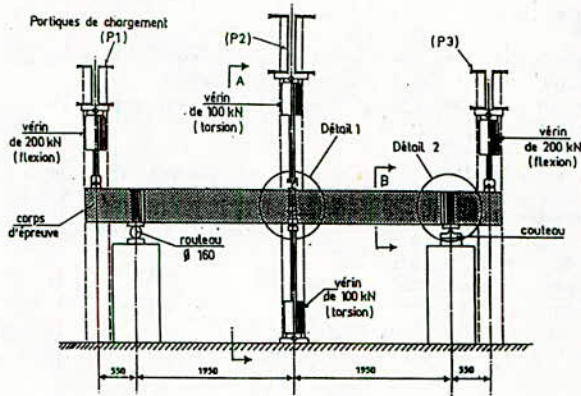
	E_{bo} (MPa)	ν_0
OE1	36000	0.185
OE2	37000	0.185

Les valeurs de module plus élevées peuvent s'expliquer par un durcissement plus rapide du béton de la poutre, en épaisseur 50 mm, par rapport aux éprouvettes de diamètre 160 mm.

3 - Réalisation des essais :

3-1 Dispositif d'essai:

Ce dispositif est illustré sur les figures 3 et 4, ci-après;

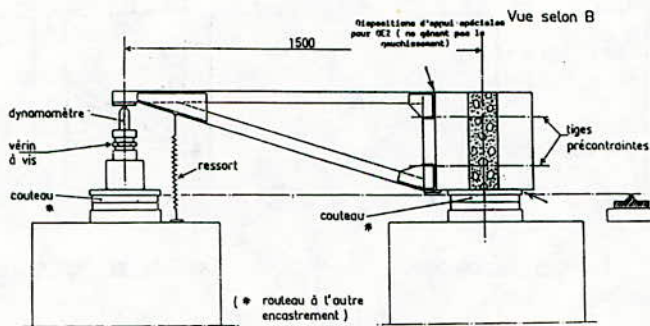


La poutre est posée sur deux appuis munis d'un couteau à une extrémité, d'un rouleau à l'autre, distants de 3,90m, et sollicitée en flexion par deux vérins verticaux agissant avec un porte-à-faux de 0,55m aux extrémités. Les forces de flexion sont appliquées de telle sorte que leur excentricité éventuelle par rapport au plan moyen vertical de la poutre n'engendre un couple de torsion que dans les porte-à-faux et pas dans la portée centrale de la poutre et qu'il n'y ait pas d'interaction torsion-flexion due à la rotation de torsion.

Le couple de torsion est appliqué dans la partie médiane de la poutre, par l'intermédiaire d'un cadre métallique serré par des tiges précontraintes sur

le gabarit du corps d'épreuve. Deux vérins verticaux exerçant des forces égales et opposées (avec des bras de levier égaux et opposés par rapport au plan moyen vertical de la poutre) agissent de part et d'autre de la poutre, en appliquant leurs efforts sur le cadre par l'intermédiaire de leviers reducteurs. Cette réduction est nécessaire du fait que les forces maximales à appliquer sont très inférieures à la capacité normales des plus petits vérins de haute qualité disponibles. Le coefficient de réduction est ici égal à 0,200. La mesure de ces deux forces et des bras de levier permet de connaître exactement le couple appliqué.

Les appuis de flexion réalisent aussi l'encastrement en torsion à l'aide d'un bras triangulé serré par des tiges précontraintes sur le gabarit noyé dans le béton de la poutre (figure 5). A l'autre extrémité, ce bras porte sur un dynamomètre qui permet de contrôler, par mesure de la réaction d'appui, que le degré d'encastrement est le même aux deux extrémités de la poutre, donc son comportement symétrique par rapport à la section médiane. Les conditions d'appui à la base du dynamomètre sont telles que la liberté de rotation en flexion est respectée. Ce dispositif s'oppose au soulèvement, lorsqu'on applique la torsion seule.

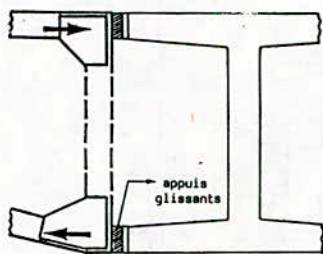
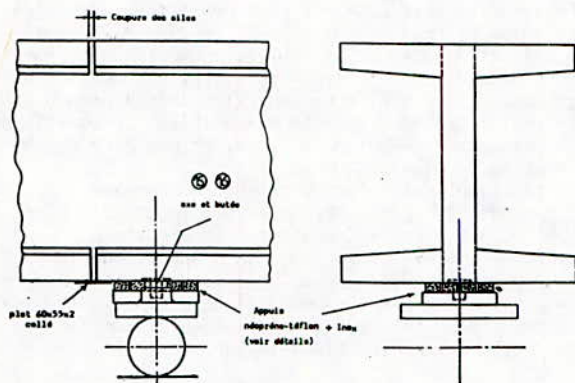


3-2 Dispositions d'appui particulières à O.E.:

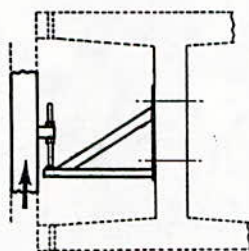
Outre les dispositions prises dans la poutre pour éviter que les deux ailes de la section, dans les parties en porte-à-faux où le couple de torsion est nul, s'opposent au gauchissement des ailes de la partie courante entre appuis, il fallait aussi éviter que les dispositions d'appui elles-mêmes s'opposent au gauchissement de l'aile inférieure.

Pour ce faire, on a adopté les dispositions qui suivent. Conformément au schéma de principe de la figure 6, la poutre repose sur la plaque supérieure rigide de l'appui de flexion (couteau ou rouleau) par l'intermédiaire d'une plaque d'acier inoxydable et de petits plots de téflon $27,5 \times 27,5 \text{ mm}^2$ (16 plots répartis sur une surface totale d'environ $150 \times 120 \text{ mm}^2$).

La stabilité vis-à-vis d'un glissement d'ensemble est assurée par un axe vertical



Equilibre du couple



Equilibre de l'effort tranchant

en acier, soudé par une plaque solidaire de la poutre au bétonnage, axe qui pénètre dans l'alésage d'une butée solidaire de la plaque supérieure de l'appui de flexion.

En ce qui concerne l'appui de torsion (schéma de la figure 7), le bridage de la triangulation sur la poutre en béton se fait par appui au niveau des ailes avec interposition de plots associant néoprène, téflon et acier inoxydable; de cette façon, on équilibre le couple de torsion par un couple de forces horizontales, sans s'opposer au gauchissement (déformation longitudinale) des ailes. Pour éviter de créer une flexion locale des ailes, l'effort tranchant dû à la réaction verticale d'appui à l'extrémité du bras triangulé est reporté sur l'âme de la poutre en béton par l'intermédiaire d'une petite triangulation annexe.

3-3 Mesures:

Outre la mesure des forces appliquées par l'intermédiaire de la mesure de la pression d'huile dans les vérins à frottement négligeable, on a réalisé un nombre très important de mesures de déplacements et de déformations (175 pour OE1, 183 pour OE2). En raison de la symétrie, une demi-travée est particulièrement instrumentée; on ne répète dans l'autre que les mesures les plus importantes.

Mesure des rotations de torsion:

Elles sont effectuées dans neuf sections le long de la poutre distantes de

0,475 m ou 0,50 m : la section médiane, les sections sur appui et deux sections intermédiaires par demi-travée. Dans une section, on utilise un clinomètre à jauges, ou l'association de deux capteurs mesurant le déplacement linéaire des extrémités d'un "bras" transversal solidaire de la poutre, à une distance de 1m de part et d'autre de l'axe de celle-ci. Sur appuis et dans la section médiane, les deux moyens de mesure coexistent aux fins de recoupement.

Mesure des déformations longitudinales dues à la flexion:

Deux sections symétriques par rapport à la section médiane et distantes de celle-ci d'environ 1,10 m sont équipées sur toute leur hauteur; la position de ces sections est approximativement celle où le moment de flexion a sa valeur moyenne sur la portée compte tenu du poids propre. Les déformations longitudinales y sont mesurées à divers niveaux, par divers moyens:

- sur les armatures tendues à l'aide de jauges de 6mm de longueur active collées avant le bétonnage et réparties sur les différentes barres de façon à "couvrir" une zone longue de 150 mm et, après fissuration, à donner une valeur moyenne représentative de l'allongement moyen des armatures compte tenu des fissures et du béton non fissuré entre celles-ci;

- sur les faces supérieure et inférieure, à l'aide de jauges de 120mm de longueur active, collées sur le béton, qui donnent de bonnes indications, avant la fissuration, permettant de remonter à la valeur du module de déformation du béton. Sur la face inférieure, toujours comprimée, ces mesures restent valables après la fissuration. De plus, combinées avec celles des jauges transversales, elles permettent d'évaluer le coefficient de Poisson;

- sur l'âme, à l'aide de bases d'extensomètre mécanique de 200 mm de longueur qui permettent de poursuivre les mesures au-delà de la fissuration (l'extensomètre est déplacé manuellement de base en base, mais la mesure est électrique et transcrite sur un imprimante).

Mesure de déformations longitudinales dues à la gêne du gauchissement:

Ces mesures sont placées principalement dans les sections proches de la section médiane pour OE2, de la section médiane et des sections d'appui pour OE1, dans une seule demi-travée. Dans ces sections, on mesure les déformations des ailes supérieure et inférieure, au-dessus et au-dessous, à diverses distances du bord de celles-ci. Des mesures complémentaires, uniquement au-dessus de la face supérieure et au-dessous de la face inférieure et proches du bord de celles-ci, permettent d'étudier quelques autres sections de la même demi-travée, ou de vérifier le comportement symétrique de l'autre demi-travée.

Les mesures sont faites à l'aide de jauges de 60 mm de longueur active sur l'aile inférieure toujours comprimée, à l'aide d'"extensomètres à lame fléchie" (base 100mm, mesure électrique) sur la face supérieure de l'aile supérieure ou d'un extensomètre mécanique de 100 mm de base, à lecture directe, sur la face inférieure de l'aile supérieure, afin de poursuivre les mesures après la fissuration.

Mesure des déformations locales dues aux contraintes de cisaillement:

Ces mesures sont effectuées à l'aide de jauges de 30 mm de longueur active collées sur le béton avec une inclinaison de 45 par rapport à l'axe longitudinal de la poutre. Elles sont placées dans trois sections d'une demi-travée, une voisine de l'appui, la deuxième proche de la section médiane.

Pour OE1, la troisième section se trouve à une distance de l'appui égale à 0,975m

de telle sorte que cela corresponde théoriquement à la section où le couple équilibré par le gauchissement gêné est nul, les contraintes de cisaillement résultant donc de la torsion pure. Pour OE2, la troisième section de mesures se trouve à une distance de l'appui égale à 1,20m, ce qui correspond approximativement à la section où les couples équilibrés en torsion pure et en gauchissement gêné sont égaux. Chaque section est équipée de jauges à mi-hauteur de l'âme (sur chaque face de celle-ci), au milieu de la face supérieure de l'aile supérieure et de la face inférieure de l'aile inférieure. Dans la troisième section, on a de plus des jauges sur les faces externes et internes des ailes à une distance de 115 mm de part et d'autre du plan de l'âme.

Mesure de l'ouverture des fissures :

Cette ouverture est mesurée dans l'aile supérieure dans toute la travée, le long de trois lignes: l'une dans l'axe de la face supérieure, les deux autres sur les faces latérales, à 20 mm plus bas que la face supérieure, soit approximativement au niveau des armatures tendues. Sous l'effet de la flexion, on effectue les mesures sur toute la travée; sous l'effet du couple de torsion maximal relatif à chaque phase (voir 3.4) on limite les mesures à des zones de 0.45 m de longueur comptées à partir du raidisseur médian pour OE2, à ces zones plus celles de même longueur comptées à partir des blocs d'about pour OE1.

Dans l'essai OE2, on a mesuré aussi la variation d'épaisseur des "coupures" des ailes, aux bords de celles-ci.

Enregistrements graphiques:

On enregistre en continu la rotation de torsion mesurée par le clinomètre médian en fonction du couple de torsion appliqué.

3-4 Procédure d'essai:

On réalise d'abord quatre cycles de chargement en torsion pure, par paliers, le couple maximal étant tel que la contrainte normale de traction maximale due à la gêne du gauchissement soit égale à environ 70 % de la résistance à la traction f_t .

On réalise ensuite quatre cycles de flexion pure, le moment maximal étant tel que la contrainte maximale de traction (y compris l'effet du poids propre) soit égale à 60 % environ de la résistance f_t . Pour OE2, la fissuration s'est produite accidentellement pendant le premier cycle, par suite d'une erreur d'échelle dans la mesure de la force de flexion.

Puis on augmente le moment de flexion de façon à réaliser la fissuration, en s'arrêtant à un niveau correspondant approximativement à la moitié du moment qui provoque la plastification des armatures tendues (Phase A). La flèche correspondante dans la section médiane étant alors maintenue constante, on applique la torsion par paliers jusqu'à l'atteinte du couple qui engendre une contrainte maximale de traction due au gauchissement gêné égale à 0,66 f_t (selon le calcul de la poutre non fissurée).

On réalise ainsi successivement trois phases correspondant aux valeurs suivantes du moment de flexion rapporté au moment de plastification et de la contrainte de traction dans le béton due à la torsion (rapportée à la résistance à la traction):

Phase	flexion M/M_p	torsion σ_b/f_t
A	50 %	66 %
B	75 %	62 %
C	95 %	58 %

A chaque palier de torsion, la rotation est, en principe π maintenue constante (*). Pour l'essai OE1, ceci a été réalisé grâce à un asservissement électronique de la pression d'huile dans les verins à la mesure de la rotation; pour OE2, par suite d'une défaillance de l'asservissement, on a simplement fermé le circuit d'huile (volume constant) ce qui n'a pas assuré le maintien de la rotation avec une aussi bonne précision.

A chaque étape de l'essai, on effectue l'ensemble des mesures automatisées. On effectue les mesures d'extensomètre mécanique de 200 mm de base, le tracé et la mesure d'ouverture des fissures à l'atteinte de chacun des trois niveaux de flexion A, B et C. Pour chacune de ces phases, on effectue de plus les mesures d'extensomètre mécanique de 100 mm de base et certaines mesures d'ouverture de fissures à l'étape où le couple de torsion est maximal.

4 - Observations concernant certains résultats de mesures:

4-1 Symétrie; précision et fiabilité de certaines mesures:

La symétrie du comportement des deux demi-travées par rapport à la section médiane a été très bonne pour OE1, un peu moins satisfaisante pour OE2. Dans les deux cas, on interprétera les résultats en raisonnant sur le comportement moyen des deux demi-travées.

Les déformations locales dues au cisaillement et à la gêne du gauchissement sont très petites (de l'ordre d'une dizaine ou de quelques dizaines de 10^{-6}). Seules les mesures par jauges de déformation sont assez précises pour limiter l'incertitude relative à une valeur acceptable. Les mesures par extensomètres mécaniques ne peuvent donner que des ordres de grandeur; par contre les extensomètres à lames donnent des mesures dont la qualité approche celle des jauges.

Les rotations de torsion sont aussi très petites et leur mesure précise difficile. Les mesures par clinomètre à jauges réalisées dans les sections autres que la section médiane sont, en moyenne, satisfaisantes bien que la sensibilité des appareils soit limitée. Dans la section centrale, on a utilisé un clinomètre spécial très sensible mais dont l'étalonnage est délicat et la fidélité non garantie lorsque l'on passe de la position d'étalonnage sur un banc à la position d'essai sur la poutre (voir 4.2). Pour les mesures par capteurs de déplacement, on a utilisé les appareils les plus sensibles et précis là où les rotations devaient être les plus petites, aux appuis et à leur voisinage; ceci était particulièrement important pour mesurer la rotation des appuis déformables de OE2. Par contre, dans la section médiane (recoupement avec le clinomètre), la sensibilité des capteurs s'est révélée insuffisante; dans les sections voisines de la section médiane, ces mesures présentent une assez forte dispersion (pour OE2 en particulier).

4-2 Rotations de torsion (domaine élastique non fissuré)

La mesure des rotations est la plus fondamentale car elle donne directement la rigidité globale de la poutre vis-à-vis de la torsion.

Dans le domaine élastique, avant fissuration, on peut la caractériser par:

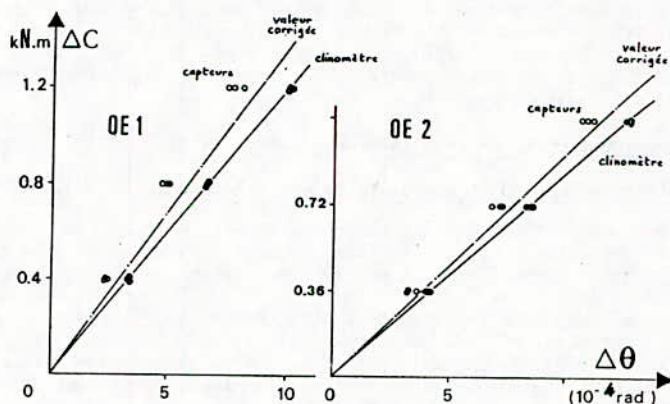
- l'évolution de la rotation médiane (corrigée de la rotation aux appuis) en fonction du couple.
- les valeurs de la rotation (corrigée de celle des appuis) le long de la poutre sous couple maximal.

On considère non pas la valeur absolue du moment de torsion C (égal à la moitié du couple extérieur Γ), mais sa variation ΔC par rapport à la première étape sous couple nul, de façon à éliminer les incertitudes sur l'état "zéro". On fait la moyenne sur les trois derniers cycles préliminaires seulement, le premier étant toujours légèrement différent.

En ce qui concerne la rotation dans la section médiane, les résultats des mesures obtenues par le clinomètre sont présentés par des points à la figure 8. Elles sont très peu dispersées et traduisent, en moyenne, un comportement bien linéaire repré-

(*) Pendant les cycles préliminaires dans le domaine élastique, sans fissuration, le couple de torsion était maintenu constant.

-senté par la droite moyenne. On a porté aussi les résultats obtenus par les capteurs de déplacement, qui sont beaucoup plus dispersés et moins bien linéaires, mais montrent que l'ordre de grandeur de la rotation mesurée par le clinomètre est surestimé.



Par une analyse du même type que celle qui précède, on détermine la meilleure droite de variation de la rotation mesurée en fonction du couple, dans chacune des sections de mesure. On en déduit la valeur expérimentale moyenne, dans chaque section, pour une valeur unité du couple;

l'allure de la courbe de variation de la rotation θ le long de la poutre étant donnée par les calculs théoriques, on peut alors apprécier la valeur corrigée de la rotation au milieu. On en déduit le facteur correctif à apporter à l'étalonnage du clinomètre(*)

0.88 pour OE1

0.92 pour OE2.

Les valeurs mesurées de la rotation dans la section médiane de la poutre permettent de déterminer la rigidité de torsion "globale" de la poutre sur l'ensemble d'une demi-travée de longueur $l = 1.95$ m :

$$\frac{\Delta C}{\Delta \theta / l} \quad 2700 \text{ KN.m}^2/\text{rad} \quad \text{pour OE1,}$$

$$1800 \text{ KN.m}^2/\text{rad} \quad \text{pour OE2.}$$

soit 3,7 fois la rigidité de torsion pure pour OE1, et 2,4 fois pour OE2.

(*) facteur valable pour toutes les phases de l'essai, le clinomètre restant fixé à la poutre dans les mêmes conditions pendant toutes ces phases.

ANNEXE

A ce jour , le C.E.B.T.P a réalisé une gamme d'essais très variés sur des sections pleines et creuses.

Les essais réalisés peuvent être classés en trois familles :

- sections carrées pleines de 0,40 m de côté avec un trou \varnothing 102 mm au centre (repères KE 10, 11, 14, 17, 19) ;
- sections carrées creuses de 0,40 m de côté extérieur et 50 mm d'épaisseur de paroi (repères KE 11, 13, 15, 18, 20) ;
- sections rectangulaires de hauteur 0,40 m et largeur variable, les rapports b/h étant indiqués ci-dessous

Repère	b/h
KE 16	0,75 (avec trou central \varnothing 102)
KE 23	0,45
KE 24	0,30
KE 25	0,15

A cet effet, la figure (A1) rappelle le dispositif d'essai utilisé antérieurement pour l'étude des sections massives et de caissons (profils fermés) en béton armé.

Son défaut réside dans le couple de torsion parasite δC susceptible d'être engendré par les forces de flexion verticales.

Il est dû, pour une part aux imperfections initiales (excentrement e_0 de l'axe des vérins par rapport au plan moyen de la poutre), et pour une autre part à ce que la rotation de torsion Θ entraîne une inclinaison par rapport à la verticale de l'axe du vérin de flexion situé du côté du "berceau";

Ce couple parasite peut s'écrire :

$$\delta C \leq F \cdot e_0 + 1,3 \frac{C}{GK} \cdot F$$

expression où F est la force de flexion exercée par chacun des deux vérins de

flexion. En admettant un excentrement initial e_0 de 2 mm, du même côté pour les deux vérins, et une force de flexion maximale de 300 kN dans les deux phases d'essai où une bonne précision est recherchée, le dernier terme dans δC donne une incertitude sur l'origine de C au plus égale à 0,6 kN.m. Pour les sections creuses, où le couple maximal appliqué était d'environ 10 kN.m, on a donc une incertitude de l'origine d'environ 6 % de la valeur maximale.

Ceci n'est pas négligeable, mais on peut en tenir compte approximativement en mesurant les rotations de torsion provoquées par l'application des forces de flexion.

Le second terme de δC permet d'évaluer l'incertitude relative sur les variations de couple dont il n'est pas possible de corriger les effets. En admettant que la rigidité sécante GK minimale dans les phases où une bonne précision est recherchée, est approximativement, pour les sections creuses :

$$GK = G_0 K_0 / 2 = 15000 \text{ kN.m}^2$$

On obtient une incertitude relative maximale :

$$\frac{1,3F}{GK} = \frac{1,3(300)}{15000} \approx 3 \%$$

ce qui est encore acceptable.

Cependant, il est aisé de montrer, que pour les essais envisagés (en torsion mixte) sur des profils minces ouverts, le dispositif d'essai antérieur ne peut plus donner satisfaction, du fait de l'erreur expérimentale trop importante qui serait introduite.

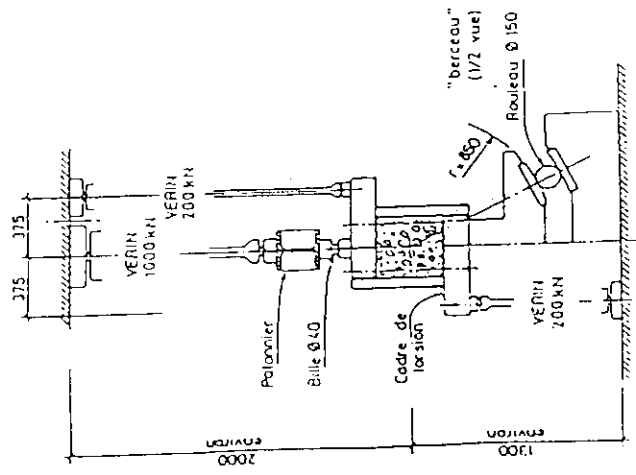
Pour les valeurs moyennes suivantes relatives à une section mince, on a :

$$\text{Rigidité moyenne : } GK \approx 1500 \text{ kN.m}^2$$

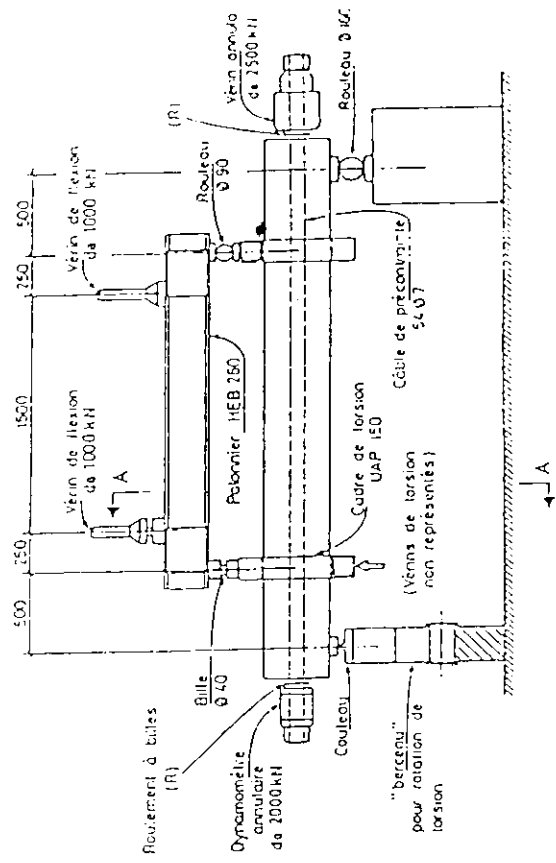
$$\text{Force de flexion maximale : } F_{\max} \approx 150 \text{ kN.m (70 \% du moment ultime)}$$

L'erreur associée au dispositif seul serait de 13 %, ce qui est excessif. Il s'est donc avéré indispensable de concevoir un dispositif d'essai approprié à ce genre de sections (profils minces ouverts).

Coupe A-A



Élévation



COMPORTEMENT EN CHOC DES
MATERIAUX COMPOSITES STRATIFIES

N. BOUDJEMAA
Département de Génie - Mécanique.
Ecole Nationale Polytechnique.

ملخص :

يهدف تحديد خصائص المواد التركيبية المنضدة بالنسبة للايكسار الانفصالي وفقا للصيغة I تحت تأثير (حالة الصدم بواسطة ثقل ساقط) صممنا واعدنا آلة جديدة ونموذجيا جليدا من العينات أنها العتية البسيطة المثبة (ع.ب.م) حيث قارناها تعينة من طراز العتية المضاعفة المثبة (ع.م.م) والتي تستعمل عادة في هذا النوع من التجارب عند السرعات المنخفضة.

Abstract : In order to characterize the fracture of stratified composite materials by mode I delamination under loading at high speeds (case of impact by falling weight), a new machine has been adapted with a new specimen configuration consisting of a simple cantilever beam (SCB) . Here , it is compared to the double cantilever beam (DCB) , which is usually used in this type of tests at low speeds.

Résumé : Dans le but de caractériser des matériaux composites stratifiés à la rupture par délaminage en mode I sous sollicitations de grandes vitesses (cas du choc par poids tombant), nous avons conçu et mis au point une nouvelle machine avec une nouvelle configuration d'éprouvette adaptée. C'est la simple poutre encastrée (SPE). Elle se trouve ici comparée à l'éprouvette (DPE) , habituellement utilisée pour ce type d'essais mais à faibles vitesses.

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

DPE:	Double Poutre Encastrée.
SPE:	Simple poutre encastrée.
EF:	Eléments finis.
GI:	Taux de restitution d'énergie.
GIC:	Taux de restitution d'énergie critique .
a :	Longueur du prédéfaut inséré dans l'éprouvette.
L^0 :	Longueur totale de l'éprouvette.
B:	Largeur de l'éprouvette.
h:	Epaisseur de l'éprouvette.
ξ_x :	Déformation longitudinale de l'éprouvette (dans le sens des fibres).
ξ_y :	Déformation transversale de l'éprouvette (sens perpendiculaire aux fibres).
$(\xi_x)_c$:	Déformation longitudinale critique.
Q _{ij} :	Termes de la matrice de rigidité dans le plan d'orthotropie de la couche (1, 2).
E ₁₁ :	Module d'élasticité dans le sens des fibres.
E ₂₂ :	Module d'élasticité perpendiculaire aux fibres.
G ₁₂ :	Module de cisaillement dans le plan (1, 2).
ν_{12} :	Coefficient de Poisson principal.
ν_{21} :	Coefficient de Poisson secondaire.
P _c :	Charge critique à l'amorçage.
ξ_c :	Ouverture critique à l'amorçage.
C:	Compliance.
KI:	Facteur d'intensité de contrainte.
DGBA:	Ether Diglycillique de Bisphenol A.
CTBN:	Carboxyl Terminated Butadiène Acronitrile.
"B8":	Appellation de la résine Epoxy utilisée (de chez ELF).
"B8+CTBN":	Appellation de la résine Epoxy avec présence de charges caoutchoutiques CTBN.
VU:	Fibres de Verre Unidirectionnel.
CU:	Fibres de carbone unidirectionnel.

I. INTRODUCTION.

Les matériaux composites à renforts fibreux sont actuellement présents dans de nombreux domaines: arénautique, automobile, bâtiment, etc...

Ils remplacent les matériaux métalliques isotropes même pour des pièces structurales privilégiant du point de vue résistance une ou plusieurs directions.

Outres leurs propriétés mécaniques spécifiques (rapportées à la masse volumique) élevées, les matériaux composites présentent d'autres caractéristiques: légèreté, anti-corrosion, isolation électrique, résistance à la fatigue.

Au sens large du mot composite, les fibres et la matrice peuvent être de nature métallique, minérale ou organique:

- Fibres: acier, amiante, bore, nylon, verre, carbone, kevlar, etc...
- matrices: epoxy, polyester, phénolique, polymide, peek, céramique, ciment, aluminium, etc...

Il existe donc une multitude de matériaux composites dont l'association fibre-matrice dépend:

- de la compatibilité chimique des matériaux en contact,

- du procédé de mise en oeuvre choisi en relation avec la géométrie de la pièce et les séries envisagées,
- de la résistance mécanique,
- des coûts de fabrication.

Il est donc possible de définir des classes de matériaux composites soit en se référant à la nature des composants, soit au regard des performances mécaniques.

- La classification la plus répandue est celle des:
- composites "grande diffusion" fabriqués souvent de fibres courtes et de résistances mécaniques modestes,
 - composites "hautes performances" à fibres longues et à hautes résistances.

Les matériaux composites hautes performances sont généralement constitués d'empilement de couches disposées selon une séquence où l'on peut faire varier l'épaisseur et l'orientation des plis successifs. C'est le procédé de stratification et dans ce cas les matériaux correspondants sont appelés: stratifiés.

Dans la présente étude, nous nous limiterons aux matériaux composites stratifiés à matrice organique (résine thermodurcissable: Epoxy) et à fibres longues unidirectionnelles (verre et carbone).

Ces stratifiés présentent un handicap majeur qui est la rupture entre couches adjacentes (délaminage). Cette faiblesse peut abaisser fortement leur rigidité et limiter leur durée de vie.

Les deux principales sources du délaminage sont:

- délaminage dans l'épaisseur dû au cisaillement lors d'une sollicitation de flexion (fig.1),
- délaminage à partir de singularité (bords libres, trous, rivets, ...) (fig.2).

Les défauts existants lors de la mise en oeuvre dans une structure composite constituent des sites de concentration de contraintes privilégiés. Ils favorisent l'amorçage et la propagation du délaminage sous les contraintes interlaminaires précédemment citées. Ces défauts peuvent être divers:

- zones riches en résine,
- porosités, inclusions ou mauvaise polymérisation de la résine,
- mauvais ensimage des fibres,
- fibres cassées ou mal alignées.

La quantification de la résistance à la rupture des matériaux composites en présence de ces défauts supposés

plans en première approximation, est traitée par la Mécanique Linéaire Élastique de la Rupture. Elle permet de fournir des paramètres intrinsèques de rupture appelés tenaci té s (taux de restitution d'énergie critique G_c ou facteur d'intensité de contrainte K_c). Ces paramètres sont indépendants de la géométrie et de la taille initiale du défaut.

Formulée initialement pour des structures métalliques, homogènes isotropes à comportement linéaire élastique avec rupture fragile ou présentant une faible déformation plastique (semi-ductile), cette technique est actuellement étendue aux matériaux composites de nature anisotrope. Les résultats sont assez satisfaisants quant à la détermination des énergies de rupture interlaminaire.

L'étude du délaminage par la MLER se fait sur des éprouvettes correspondant au matériau de la structure réelle et grâce à des essais optimisés.

Parmi les trois modes fondamentaux définis par la MLER, le mode I est le plus étudié dans la littérature à cause des faibles énergies qu'il met en jeu.

L'éprouvette la plus utilisée pour ce type d'essais, mais pour de faibles vitesses, est la Double Poutre

Encastrée (DPE) (fig.5). Malheureusement nous ne pouvons pas continuer à employer ^{cette dernière pour les tests à grande vitesse} de sollicitation à cause des vibrations qu'elle induit et qui interfèrent sur la courbe force-temps cachant ainsi le vrai comportement mécanique du matériau.

Pour parer à cet inconvénient et afin de pouvoir mesurer les énergies de rupture par délaminage en choc des matériaux composites stratifiés, nous avons conçu et mis au point une nouvelle machine (fig.3) et une nouvelle configuration d'éprouvette correspondante. C'est la Simple Poutre Encastrée (SPE) (fig.4).

Nous nous proposons dans cet article de justifier la validité de son application aux essais de mode I définis par la mécanique de la rupture et cela en la comparant à la DPE sur deux points de vue:

- Taux de restitution d'énergie de rupture GIC.
- Déformations en tête de fissure.

Deux moyens ont été utilisés pour cela:

- Les essais expérimentaux.
- Le calcul par éléments finis.

II. CALCUL PAR ELEMENTS FINIS.

Le calcul par éléments finis est de plus en plus utilisé dans le domaine des matériaux composites, pour lesquels les lois de comportement sont généralement anisotropes. Ce calcul permet le dimensionnement de pièces de géométrie compliquée, soumises à des sollicitations quelconques.

Ce calcul est avant tout applicable pour l'étude du comportement élastique des pièces. Son extension à la mécanique de la rupture apporte une aide à la compréhension des mécanismes de rupture dans les essais de délaminage sur des éprouvettes types. Cependant cette dernière utilisation reste tributaire des grandeurs limites (de rupture) expérimentales, qui ne peuvent être obtenues que par des essais.

Le calcul par éléments finis en fissuration utilise la théorie de la mécanique des milieux continus (solides, élastiques) et celle de la mécanique de la rupture. Le calcul du taux de restitution d'énergie GI est effectué par avancée virtuelle en tête de fissure (5, 6).

Les éprouvettes sont discrétisées dans le plan (1, 3) par des éléments finis quadratiques bidimensionnels en contraintes planes: éléments triangulaires à six noeuds

(fig. 6). La DPE étant symétrique, un seul schématisé sur la figure.

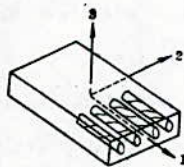
Le comportement du matériau est considéré linéaire élastique et isotrope transverse.

La rigidité élastique étant difficiles à mesurer dans le plan (1, 3). Elles sont alors mesurées dans le plan (1, 2) d'après l'hypothèse d'isotropie transverse pour les matériaux à fibres unidirectionnelles étudiés dans notre cas.

Un tel matériau élastique en état de contrainte plane et dans les axes principaux du matériau, les contraintes sont reliés aux déformations par les relations suivantes:

$$\begin{Bmatrix} \epsilon_1 \\ \epsilon_2 \\ \gamma_{12} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} S_{11} & S_{12} & 0 \\ S_{12} & S_{22} & 0 \\ 0 & 0 & S_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \tau_{12} \end{Bmatrix} \quad \begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \tau_{12} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} Q_{11} & Q_{12} & 0 \\ Q_{12} & Q_{22} & 0 \\ 0 & 0 & Q_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \epsilon_1 \\ \epsilon_2 \\ \gamma_{12} \end{Bmatrix}$$

$$\begin{aligned} S_{11} &= \frac{1}{E_1} \\ S_{12} &= -\frac{\nu_{12}}{E_1} = -\frac{\nu_{21}}{E_2} \\ S_{22} &= \frac{1}{E_2} \\ S_{66} &= \frac{1}{G_{12}} \end{aligned}$$



$$\begin{aligned} Q_{11} &= \frac{E_1}{1 - \nu_{12}\nu_{21}} \\ Q_{12} &= \frac{\nu_{12}E_2}{1 - \nu_{12}\nu_{21}} = \frac{\nu_{21}E_1}{1 - \nu_{12}\nu_{21}} \\ Q_{22} &= \frac{E_2}{1 - \nu_{12}\nu_{21}} \\ Q_{66} &= G_{12} \end{aligned}$$

Le matériau est alors caractérisé par quatre paramètres indépendants (E_{11} , E_{22} , G_{12} , ν_{12}). Ces derniers sont mesurés sur des éprouvettes optimisées et instrumentées par des jauges de déformation. Les résultats sont donnés dans le tableau ni.

Le maillage et les conditions au limite des deux éprouvettes DPE et SPE sont représentés sur les schémas (fig.6). L'extrémité du fond de fissure présente une zone plus finement maillée. Les éléments de BARSOU (7) sont utilisés pour modéliser la singularité du champ de déplacement en tête de fissure.

$$U_i = K \cdot f_i(\theta, E, \nu) \cdot (r/2\pi)^{1/2}.$$

K = facteur d'intensité de contrainte.

r = rayon en fond de fissure.

III. PROCEDURE EXPERIMENTALE.

1- Matériaux:

Les stratifiés utilisés sont constitués de deux types de renforts unidirectionnels (verre et carbone) et de deux résines (epoxy DGBA et epoxy DGBA modifiée par des charges caoutchoutiques CTBN). La combinaison des deux renforts et des deux résines donne les quatre couples de

matériaux dont la notation est la suivante:

Fibres Résines	Verre Unid. "VU"	Carbone Unid "CU"
Epoxy (DGEBA)	VU/B8	CU/B8
Epoxy (DGEBA) + CTBN "B8+CTBN"	VU/B8+CTBN	CU/B8+CTBN

Les éprouvettes sont découpées dans des plaques de 400x400mm. Le moulage de ces dernières est réalisé par injection avec une pression de 2 bars. Le cycle de cuisson est de 100mn à 130°C avec une post-cuisson de 30mn et comportent des feuilles séparateurs en aluminium (à la mi-épaisseur) simulant des défauts plans.

Les éprouvettes découpées dans ces plaques ont une largeur de 20mm et une longueur moyenne de 200mm et comportent des défauts de longueurs différentes.

2- Essais:

Pour un même type de matériau et une configuration donnée d'éprouvette (SPE ou DPE), une moyenne de 10 éprouvettes avec des longueurs variables de défauts ont été expérimentées.

Les essais sont effectués à l'aide d'une machine

N 1186 à une vitesse de déplacement de la traverse de 2mm. (fig. t 8).

La mise en ouverture de la DPE se fait par l'intermédiaire de deux sabots collés à cet effet aux extrémités (fig.9).

Pour la SPE, un seul bras est sollicité en ouverture, l'autre étant collé à une plaquette en aluminium servant de support de fixation (fig.10). Cette éprouvette comporte une jauge de déformation placée sur sa face supérieure et au droit de l'encastrement. Cette jauge permet de fournir la valeur de la déformation longitudinale au cours de la sollicitation de l'éprouvette et particulièrement au moment de l'amorçage de la fissure.

Un oscilloscope numérique du type NICOLET 3091 permet d'enregistrer soit la charge en fonction du déplacement des lèvres pour la DPE, soit la charge et la déformation en fonction du temps pour la SPE. Ces courbes sont mémorisées par un micro-ordinateur Apple IIe et visualisées sur une table traçante. Un exemple de ces courbes est donnée figure 11.

3- Méthode de détermination du taux de restitution

d'énergie critique G_{Ic} :

Le taux de restitution d'énergie critique G_{Ic} (ou force d'extension de fissure) est donnée par l'expression de GRIFFITH (2):

$$G_{Ic} = \frac{1}{B} \frac{d}{da} (W - U)$$

W: travail des forces extérieures
U: énergie de déformation élastique.

La détermination pratique de G_{Ic} est faite par la méthode de BERRY qui est basée sur l'équation d'IRWINKIES (7):

$$G_{Ic} = \frac{1}{2B} \frac{P_c^2}{da} \frac{dC}{da}$$

où $C = \delta/p$: compliance
 δ : déplacement
 p_c : charge critique
B: largeur de l'éprouvette
a: longueur de la fissure.

La charge critique p_c déterminant l'instant d'amorçage de la fissure est prise à la fin de la linéarité des courbes de chargements (fig.11). Ce point définit un début d'endommagement (mifissuration) se traduisant par un blanchiment visible en tête de fissure. Ce point correspond aussi à une première émission acoustique dans le cas où un capteur est disposé à cet effet en contact avec l'éprouvette.

D'après les résistances des matériaux, la compliance C pour une poutre encastree peut être reliée à la longueur de

re "ao" par:

$$c = \frac{\delta}{p} = \frac{a^3}{3EI}$$

E: module d'YOUNG
I: moment d'inertie.

Par analogie et pour tenir compte des rotations en fond de fissure dans le cas des éprouvettes composites, BERRY propose un ajustement géométrique (fig.12) de la forme:

$$c = \frac{a^n}{h}$$

Les paramètres expérimentaux n et h peuvent être obtenus en faisant varier la longueur du prédéfaut "ao" et en traçant la droite (fig.13):

$$\log C = n \log a_0 - \log h \quad (n \text{ est proche de } 3)$$

Le taux d'accroissement de la compliance s'écrit:

$$\frac{dC}{da} = \frac{na_0^{n-1}}{h} = n \frac{\delta_c}{p_c a_0}$$

Dans ce cas l'expression de GIc peut s'écrire:

$$GIc = \frac{n p_c \delta_c}{2 a_0 B}$$

La tenacité du matériau GIc est déterminée en moyennant toutes les valeurs obtenues avec les différentes longueurs de prédéfaut "ao". Cette valeur caractérise la sensibilité

du matériau à se délaminer.

Plus G_{Ic} est grand, plus le matériau est résistant à la rupture à partir d'un défaut plan.

IV. RESULTATS ET DISCUSSION.

1- Compliance:

La valeur expérimentale de la compliance $C = \delta/p$ est mesurée directement sur les courbes de chargement ($p-\delta$).

Par EF, le calcul de cette compliance fait intervenir les rigidités élastiques Q_{ij} ainsi que les dimensions de l'éprouvette.

Les valeurs obtenues par les deux méthodes (essais et EF) sont résumées dans le tableau 2. Elles sont pratiquement identiques. Ce résultat permet d'affirmer que les valeurs de rigidités injectées dans le calcul EF sont correctes.

La compliance de la SPE est la moitié de celle de la DPE. La comparaison entre les deux éprouvettes a été faite uniquement pour le matériau VU/B6+CTBN et pour une longueur $a_0 = 35mm$.

2- Taux de restitution d'énergie critique G_{Ic} :

Dans le cas de la méthode expérimentale, la valeur de G_{Ic} est obtenue par la méthode de BERRY (décrit précédemment). La charge P_c est prise juste à la fin de la

linéarité de la courbe de chargement.

Pour la méthode EF, le taux de restitution d'énergie GI est calculé par avancée virtuelle en tête de la fissure. Cette valeur peut être obtenue à un niveau de charge quelconque p et particulièrement à la charge critique p_c (expérimentale). Dans ce dernier cas, c'est la tenacité G_{Ic} qui est évaluée.

Les résultats sont résumés dans le tableau 3. La différence entre les deux méthodes (voir colonnes) est faible. Ce qui confirme d'une part la validité du calcul EF pour ce type d'utilisation de la mécanique de la rupture et d'autre part l'équivalence des deux éprouvettes du point de vue énergétique (même valeur de G_{Ic} entre SPE et DPE).

3- Champs de déformations:

Les figures 14 et 15 montrent des déformations longitudinales ϵ_x et celles transversales ϵ_y obtenues par EF pour les deux éprouvettes DPE et SPE. Le calcul est effectué au moment de l'amorçage (à la charge critique p_c).

Les deux configurations présentent les mêmes champs d'isodéformations.

En effet, le champ ϵ_x présente un maximum de tension juste en avant de la tête de la fissure pour la DPE et la

SPE. Le champ ϵ_y montre une zone de tension en tête et une zone de compression en arrière de la fissure. Le maximum se trouve en tension et se situe juste à l'extrémité de la fissure.

4- Valeurs de déformations critiques ϵ_{xc} :

Le tableau 4 résume les valeurs de déformations longitudinales à l'amorçage ϵ_{xc} obtenues par les deux méthodes:

- Expérimentalement: grâce à la jauge de déformation placée sur la face comprimée et au droit de l'extrémité de la fissure (fig.4).

- Calcul EF: par lecteur des profils de déformations ϵ_{xc} pour l'éprouvette SPE (fig.13).

Les valeurs de ϵ_{xc} déduites par les deux méthodes sont en bon accord (tableau 4). Cela confirme l'intérêt du calcul EF pour ce type d'essais, et, montre que le champ de déformations régnant autour de l'extrémité du pré-défaut correspond au champ réel dans l'éprouvette. Les techniques expérimentales existantes aujourd'hui (le moiré par exemple) sont difficilement applicables sur les composites, et inaptes à fournir de tels détails surtout pour des éprouvettes minces (3 mm dans notre cas).

A ce stade, nous pouvons conclure que la nouvelle éprouvette est conforme pour l'évaluation de la tenacité et peut être utilisée pour les essais de mode I définis par la mécanique de la rupture.

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

- 1/- Boudjemâa N., "Délaminage des matériaux composites à faible et grande vitesse de sollicitation en mode I", Thèse de doctorat de l'Université de Technologie de Compiègne (FRANCE), soutenue le 10 mars 1987.
- 2/- Griffith A.A., "Theory of rupture", Proceedings of first international congress of applied mechanics, Delft, 1924.
- 3/- Prel Y.J., Benzeggagh M.L. and Roelandt J.M., "Etude par éléments finis et corrélation expérimentale du délaminage en mode I et mode II", 5^{ème} Journées Nationales sur les Matériaux Composites, JNC 5, 1986.
- 4/- Hellen T.K., "On the methode of virtual crack extension", Int. J. Numerical Method in Engineering, 1975, Vol.9, pp.87-207.
- 5/- Parks D.M., "A stifness derivative finite element technique for determination of crack tip stress intensity factors", Int.J. of fracture, 1974, Vol.10, N.4.
- 6/- Barsoum P.S., "On the use of isoparametric finite element in linear fracture mechanics", Int. J. Numerical Methods in Engineering, 1970, Vol.10, pp.25-37.
- 7/- Irwin G.R. and Kies J.A., "Critical energy rate analysis of fracture strength", Welding research supplement, 1954, 19, pp.193-198.

- 8/- Boudjemâa N., De Charentenay F.X., **"Comportement en délaminage des matériaux composites verre/epoxy et verre/epoxy flexibilisée à faible et grande vitesse de sollicitation en mode I"**, Annales des composites, Numéro spécial sur le comportement en choc des matériaux composites, 4, 1985.
- 9/- Boudjemâa N., Benzeggagh M.L., De Charentenay F.X., **"Délaminage en mode d'ouverture à faible et grande vitesse de sollicitation des matériaux composites stratifiés"**, 5^{ème} Journées Nationales sur les Matériaux Composites, JNC 5, 1986.
- 10/- Boudjemâa N., Prel Y., Benzeggagh M.L., De Charentenay F.X., **"The application of finite element to a mode I delamination study on DCB and SCB specimens"**, European Mechanics Colloquium 227, Mechanical Behaviour of Adhesive Joints, Saint-Etienne (FRANCE), 31 aug.-sept. 1987.
- 11/- Berry J.P., **"Some kinetic consideration of Griffith criterion for fracture of motions deformation"**, Journal mech. phys. solids, 1960, 8, pp.207-216.

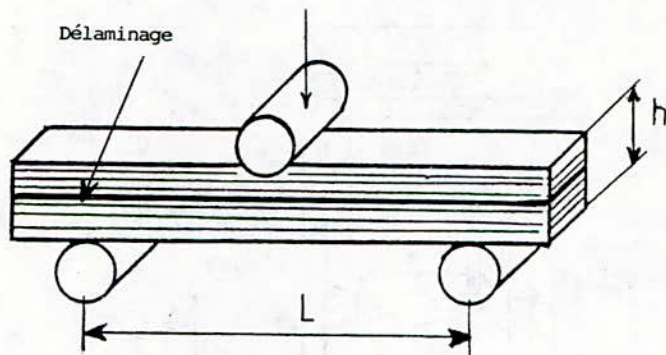


Fig. 1: Délaminage par cisaillement interlaminaire lors d'une sollicitation de flexion.

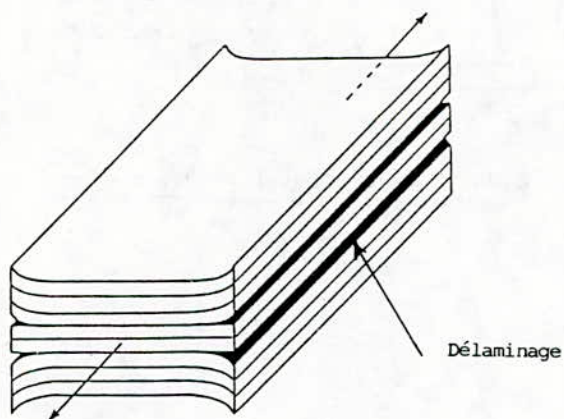


Fig. 2: Délaminage sur les bords libres lors d'un test de traction sur un composite à séquences délaminantes.

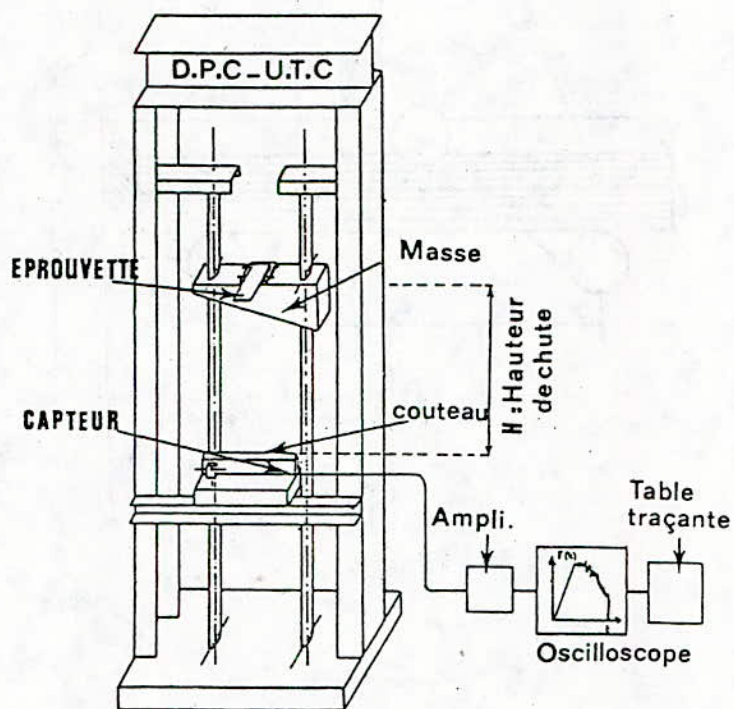


Fig. 3: Dispositif d'essai de délaminage à grande vitesse sur éprouvette SPE.

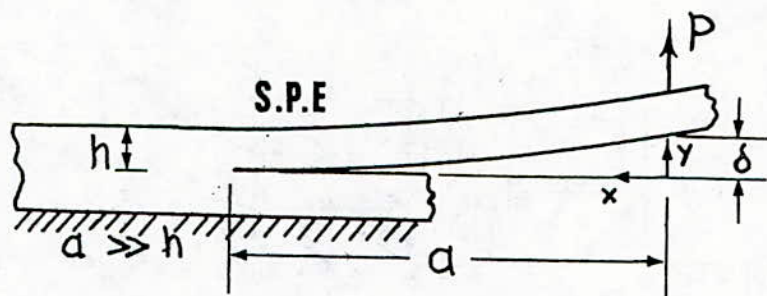


Fig. 4: Eprouvette "Simple Poutre Encastrée"

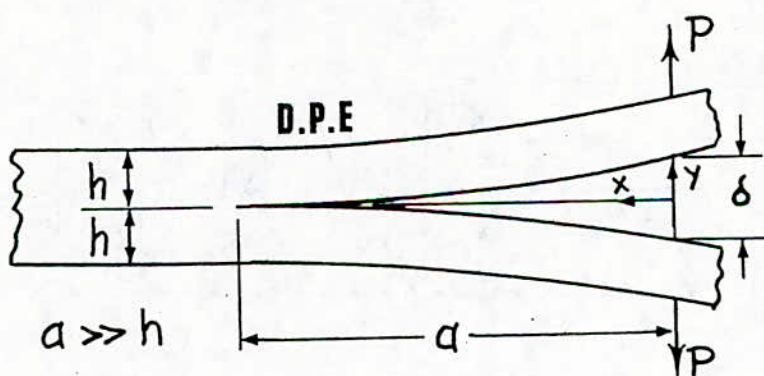


Fig. 5: Eprouvette "Double Poutre Encastrée"

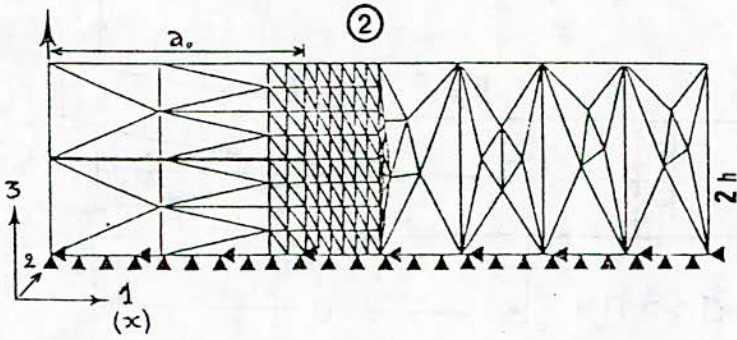
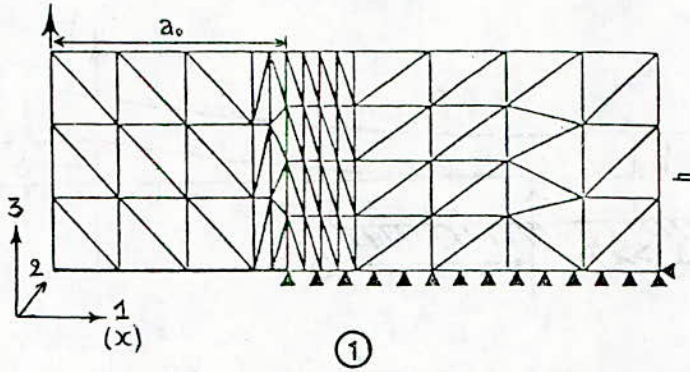


Fig. 6: Maillages des éprouvettes : ① SPE
② DPE

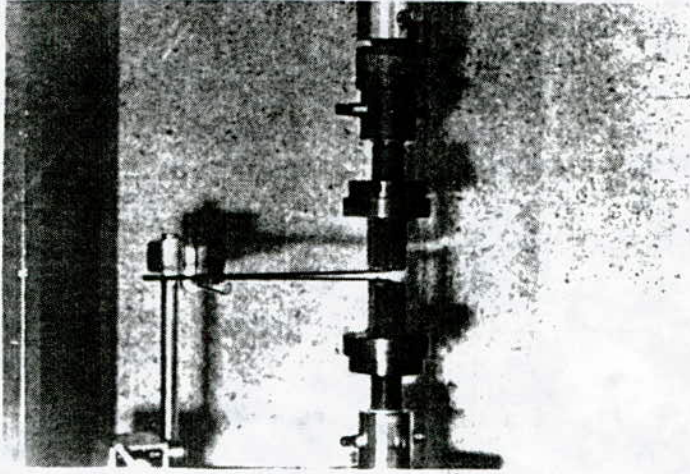


Fig. 7 : Dispositif d'essai sur éprouvette DPE.

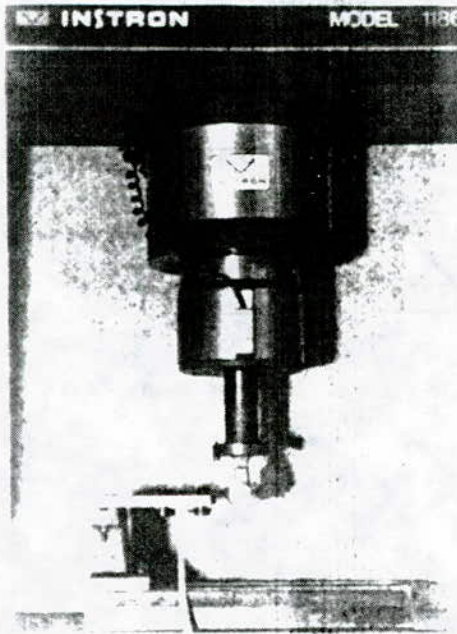


Fig. 8 : Dispositif d'essai sur éprouvette SPE.

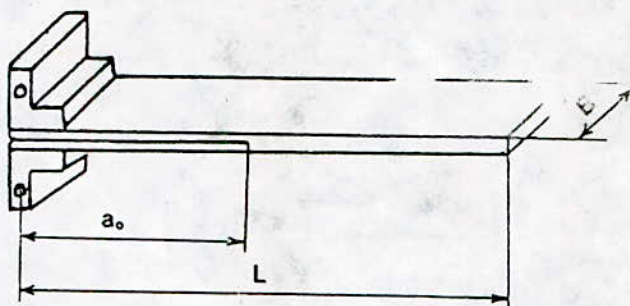


Fig. 9 : Epreuve DPE avec les sabots.

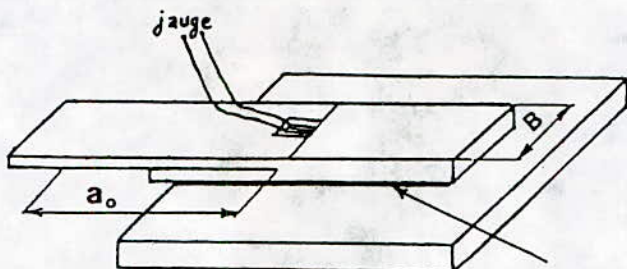


Fig. 10 : Epreuve SPE collée à la plaquette en aluminium.

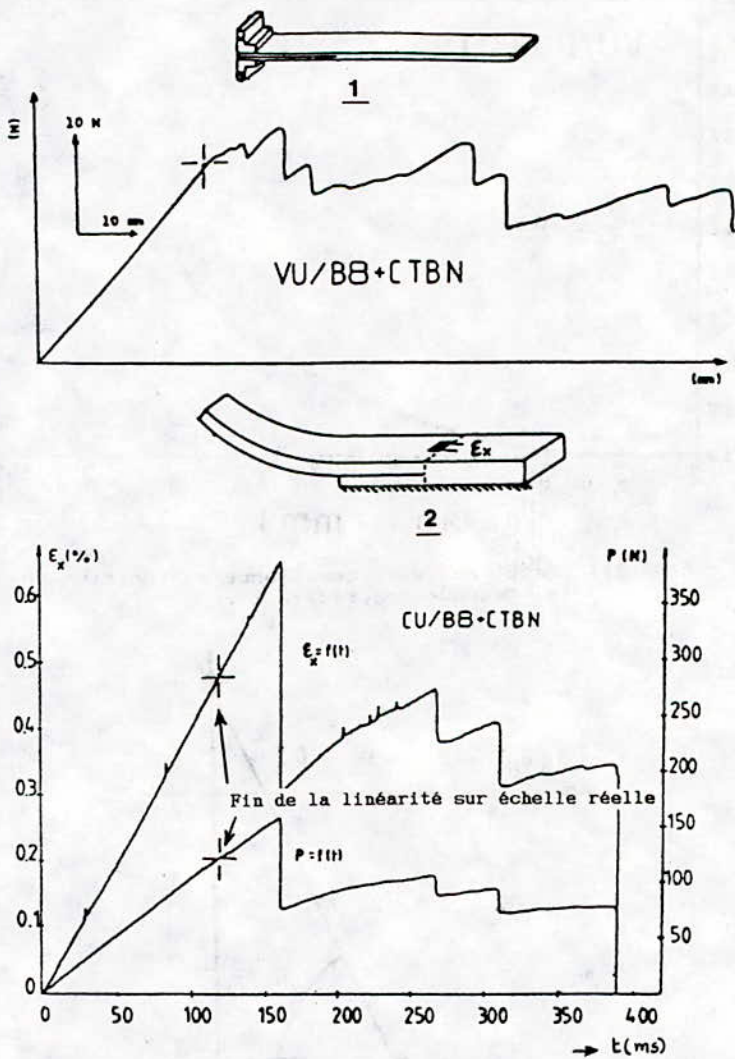


Fig. 11 : Type de courbes de chargement à échelle réduite (1/10).

- ① --> (P- δ) sur DPE
 ② --> (P-t) et (ϵ_x -t) sur SPE

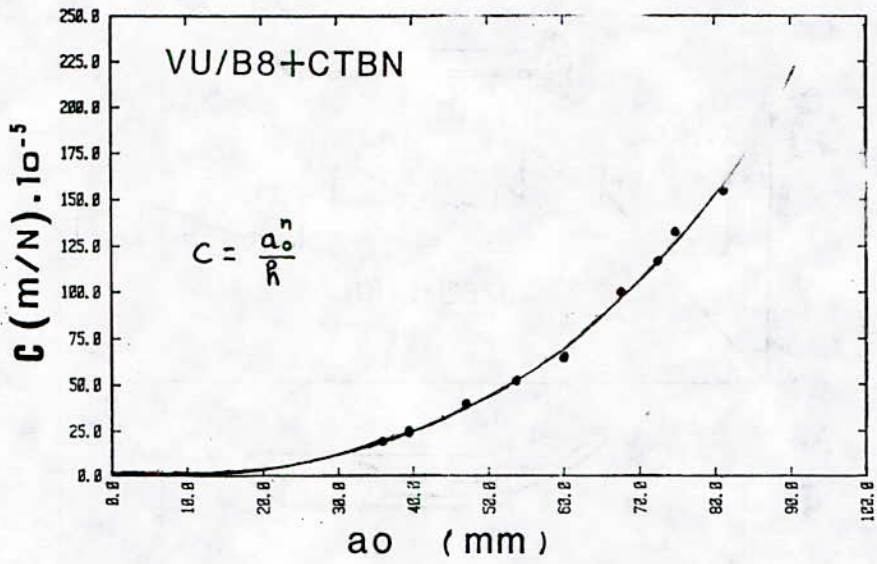


Fig. 12: Variation de la compliance en fonction de la longueur de défaut a_0 .

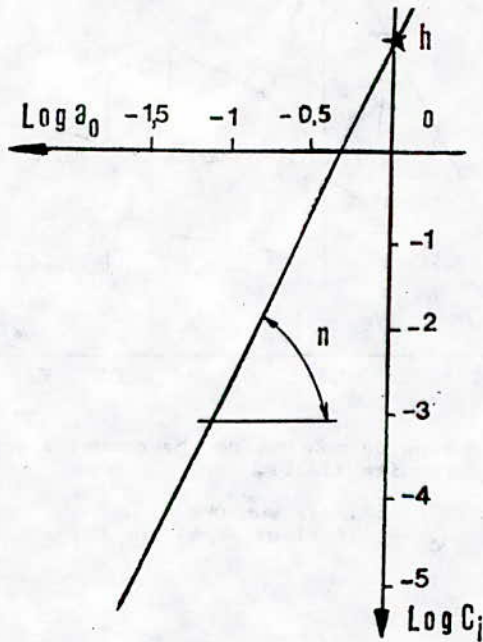


Fig. 13: Méthode de détermination des paramètres n et h .

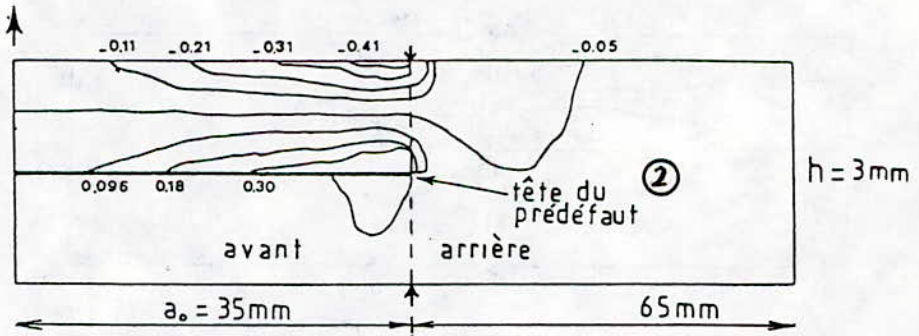
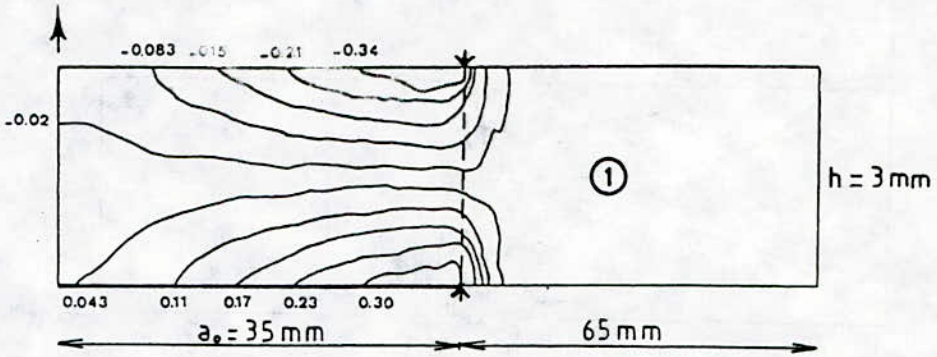
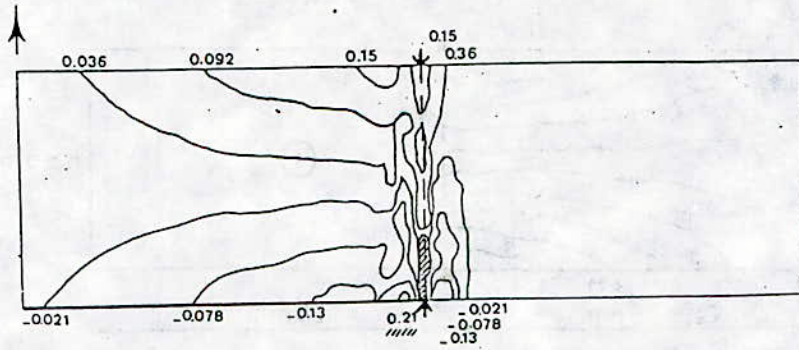
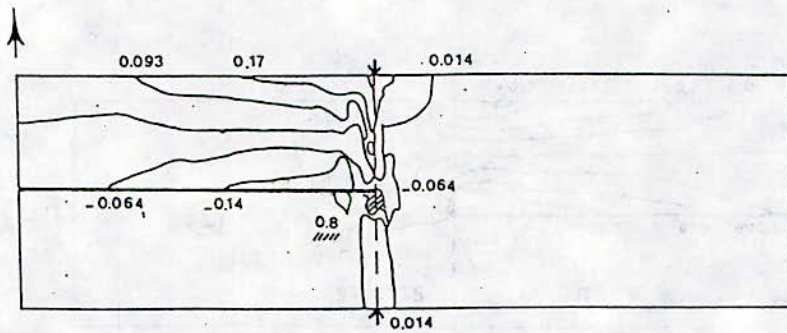


Fig. 14 : Champ d'isodéformations $\epsilon_x (\times 10)$ sur :

- ① DPE, ② SPE



D.P.E.



S.P.E.

Fig. 15: Champ d'isodéformations ϵ_y ($\times 10$) sur :

- ① DPE. ② SPE

Contribution au mécanisme de fixation du substrat
par les bactéries fixées.

BENMOUSSA H.* GAID A.**

* Institut national d'enseignement supérieur, Batna

** Université des sciences et de la technologie

Heuari Boumediene, B.P. 139, Dar el beïda , Alger

ملخص

في هذا الملف نبحث في تركيب تثبيت من مختلف مواد (معادن ،
فنول ، حمض الخل) بالميكروبات . النتائج المحصل عليها تبين
أن المادة بولسكرييد تكسب خواص التلامقية مقابل
معادن ومواد عضوية .

Résumé :

Lors de cette étude , nous nous proposons d'exami-
ner le mécanisme de fixation de divers substrats
(ions métalliques, phénol, acide acétique) par les
bactéries, lors de l'épuration biologique en lit
fixe. Les résultats obtenus montrent que les poly-
saccharides extraits , jouent le rôle d'adsorbant
vis à vis des ions métalliques , et servent de
couloir de passage vers la membrane cellulaire.

Abstract :

In this study, we have examined the mechanism of fixation of substrates (metallic elements, phenol, acetic acid) by bacteria on biofilm system. Our results show, that polysaccharides play a fundamental part by adsorption of metallic elements, and play a part as passage to cellular membrane.

Introduction :

Lors de l'élimination de la pollution par des bactéries fixées, on obtient des vitesses de dégradation des matières organiques plus élevées que celles observées en culture libre. Tous les auteurs s'accordent sur le fait que les bactéries fixées secrètent sur le support solide, un film mucilagineux formé de polymères de nature polysaccharidique (1 à 5). Le rôle de ces polymères a été mis en évidence dans la protection contre la phagocytose, les amibes, les bacteriophages, les endotoxines, et qu'ils avaient les mêmes propriétés qu'une résine échangeuse d'ions (6 à 10). FOSTER et LEWIN (11), CHENG (12), NEUFELD (13), HERMAN (14) ont fait ressortir les possibilités de rétention de divers ions métalliques sur ces polymères extraits à partir de diverses souches bactériennes. Par contre, peu d'informations sont données sur le rôle de ces poly-

saccharides vis à vis des matières organiques. Nous nous proposons d'examiner les possibilités de rétention de quelques métaux lourds et matières organiques sur des polysaccharides extraits de bactéries traitant la pollution apportée par des eaux usées urbaines.

II) Matériel et méthodes

a) dispositif expérimental

La figure (I) présente le schéma de l'unité pilote qui a fonctionné en continu durant nos essais. Il traite l'effluent par filtration à travers un biofiltre (Vol. 13,2 l, H : 1 m), constitué par du charbon actif de faible granulométrie (2-5 mm). Il reçoit à sa partie inférieure une insufflation d'O₂ au sein du matériau, qui permet un transfert d'O₂ plus efficace. Le pilote est alimenté par une eau usée urbaine dont la composition est donnée sur le tableau (I).

Tableau (I) : Composition des eaux usées

DCO	: 400 - 600 mg/l
MES	: 30 - 50 mg/l
pH	: 7,5 - 8
NTK	: 50 - 100 mg/l
N-NH ₄ ⁺	: 45 - 65 mg/l

le matériau filtrant est du charbon actif dont les caractéristiques sont données sur le tableau(2).

Tableau (2):Caractéristiques du charbon actif

Aire spécifique : 1000 m²/g
granulométrie : 2 - 5 mm
teneur en cendres : % min. 3
pouvoir adsorbant melasse : 1000 - 1400
pouvoir adsorbant CCl₄ : %min 60
pouvoir adsorbant iode : % min 40
teneur en humidité : % max 3
Activation thermique
matière première : noix de coco

b) Extraction des polysaccharides

Environ 50 g de charbon sont extraits du lit filtrant servant à depolluer les eaux usées présentées précédemment. Le charbon est agité dans 300 ml d'un mélange eau-chloroforme (1:2 en vol.), puis laissé au repos toute une nuit. La phase chloroformique, séparée du charbon est lavée à l'eau distillée. La phase aqueuse contenant le polysaccharide est concentrée à 200 ml. On ajoute ensuite 40 ml de bromure d'hexadécyltriméthylammonium (dosée à 1%) et 20 ml de soude N. Il se forme un précipité, sous forme de flocons jaunâtres. Après centrifugation, le produit est séché à l'étuve.

c) mode opératoire relatif aux essais d'adsorption

Dans un becher disposé sur un agitateur magnétique, on introduit différentes masses connues de Poly Sacch. dans une solution contenant le substrat à adsorber. On suit alors, en fonction du temps, la cinétique de disparition du substrat.

Les éléments métalliques sont dosés par absorption atomique (modèle Perkin Elmer).

Le phénol est dosé par la méthode à l' amino anti-pyrine, et l'acide acétique est dosé par CPG.

La radio activité des molécules marquées est mesurée à l'aide d'un détecteur à scintillations (TriCarb) (15).

III) Caractérisation des Poly saccharides

La masse molaire est déterminée par HPLC (Waters), sur colonne S 803, en se référant à des masses molaires connues de dextran. Le PelyS extrait a une masse molaire de l'ordre de 7000 - 10000 (fig 2).

IV) Retention des métaux

Nous nous sommes intéressés aux métaux suivants:

Cuivre, cadmium, nickel,

Les figures (3,4) font ressortir les phénomènes d'adsorption qui se déroulent essentiellement pendant la première demi-heure. En admettant une loi de type Freundlich pour l'adsorption, on obtient les valeurs de n résumées sur le tableau (3) :

Tableau (3) : Valeurs de n (loi de Freundlich)

Métal	n
Cu^{2+}	1,08
Cd^{2+}	0,92
Ni^{2+}	0,41

On remarque que le cuivre et le cadmium présentent, vis à vis des polysaccharides, les meilleures possibilités d'adsorption. Ceci est confirmé par les essais effectués par BENMOUSSA (16) qui obtient des valeurs identiques à l'aide de bactéries libres nitrifiantes.

V) Retention de substrats organiques

Les essais entrepris sur des molécules marquées de Phénel et d'acide acétique, avec des radioactivités initiales variables entre 300 et 600 10^4 dpm/l (1,36 à 2,7 Ci/l).

Les figures (5,6) montrent l'adsorption de ces substrats et permettent d'envisager que les polysaccharides puissent jouer le rôle d'adsorbant vis à vis des matières organiques présentes dans les eaux.

VI) Discussion

Sur les polysaccharides extraits à partir d'une masse bactérienne hétérogène, les résultats obtenus

font ressortir les possibilités d'adsorbant que ces polymères possèdent vis à vis des substrats présents dans les eaux usées . Cette adsorption s'explique par la structure organique des polymères extraits dont on sait qu'ils possèdent diverses fonctions (carboxyliques entre autres) permettant des interactions ion - dipôle avec le métal(15).

Vis à vis des matières organiques, nos résultats nous laissent penser que ces polymères joueraient un rôle de couloir de passage vers la membrane cellulaire . COSTERTON (17) confirme ses suppositions en suggérant qu'ils servent de réservoir alimentaire pour les bactéries. Les fibres polysaccharidiques étant , pour la plupart chargées négativement, elles peuvent de ce fait , fixer les ions et les molécules nutritives qui circulent dans leur voisinage immédiat , permettant ainsi de les garder en réserve .

Bibliographie

- 1- ZOBELL C.E., J. of Bacteriology , 1943, 46, 1, 39
- 2- WOOD J.M., Archs oral. Biol., 1969, 14 , 161
- 3- VAN HOUTE J., Archs. oral., Biol., 1964, 9, 91
- 4- MARSHALL K.C., STOUT R., MITCHELL R., J. of general microbiol., 1971, 68, 337
- 5- CORPE W.E., Devel. Ind. Microbiol., 1970, 11, 402

- 6 - BENNETT S., J. of Histochemistry and cytech.,
1963, II , I4
- 7 - WILKINSON J.F., Bacteriological rev.,1958,22,46
- 8 - SING H.B.N., Ann. Appl. Biol., 1942, 29, 18
- 9 - BITTON G., FREIHOFER V., Microb. Ecol., 1978 ,
4 , II9 .
- 10 - LEBESGUE Y . , Journ.Fr. f'hydrologie, 1979,
10 (I),59.
- 11 - FOSTER C.F., LEWIN D.C., Effluent Wat.Treat.,
1972, I2, 520
- 12 - CHENG M.H., Interactions of heavy matals in the
activated sludge process, Ph.D.thesis, Illinois,
1974.
- 13 - NEUFELD R.D., J.Wat.Poll.Cont;Fed., 1976,48,1940
- 14 - HERMANN E.R., J.Wat.Poll.Cont.Fed.,1975,b , 47
310
- 15 - GAID A., BERNARD Th., MARTIN G., Environ.Techn.
letters, 1981 , 3 , 329.
- 16 - BENMOUSSA H., rapport interne E.N.S.C.Rennes ,
1981.
- 17 - COSTERSON J.W., GEESEY G.G., Pour la Science,
1978 , 5 , 100.

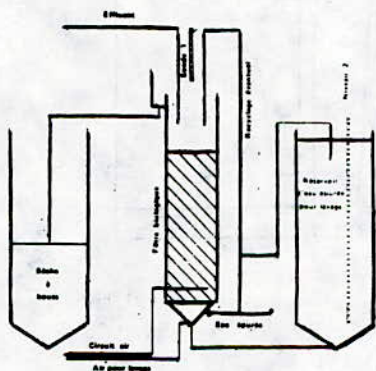


Fig (1) : Schéma de l'unité pilote

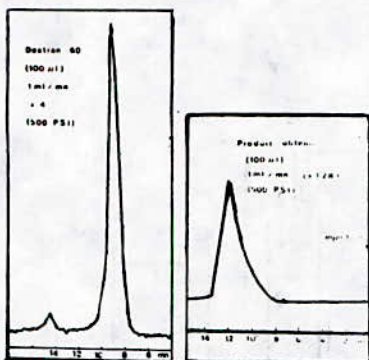


Fig (2) : Chromatogrammes HPLC. du Dextran 60 et du produit obtenu

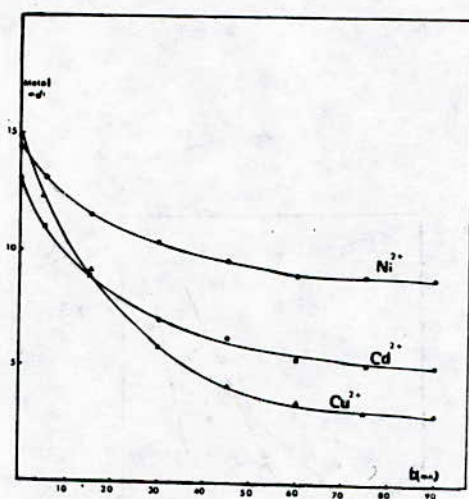
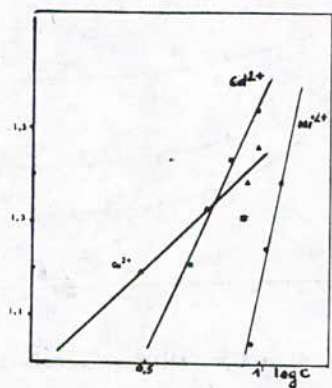


Fig (3) : Adsorption d'ions métalliques sur Polysaccharides



Fig(4) : Détermination des valeurs de n (Freundlich)

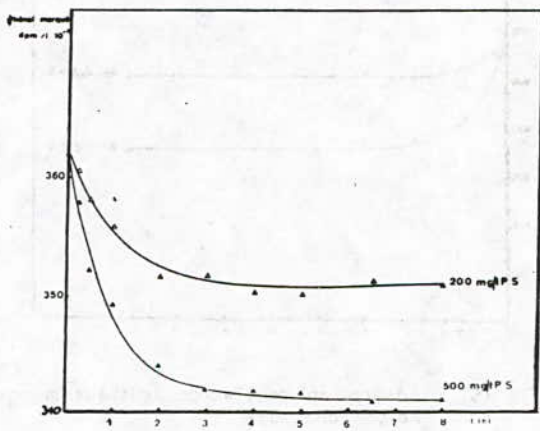


Fig (5) : Adsorption du Phénol marqué sur Polysaccharides

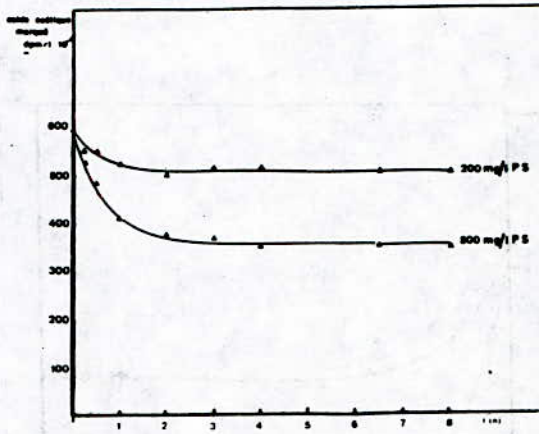


Fig (6) : Adsorption de l'acide acétique marqué sur Polysaccharides

Fig (1) : Schéma de l'unité pilote

Fig (2) : Chromatogrammes HPLC du Dextran 60 et du produit obtenu

Fig(3) : Adsorption d'ions métalliques sur Polysaccharides

Fig (4) : Détermination des valeurs de n (Freundlich)

Fig (5) : Adsorption du Phénol marqué sur Polysaccharides

Fig (6) : Adsorption de l'acide acétique marqué sur Polysaccharides

DEMANGANISATION DES EAUX POTABLES
SUR SABLE TRAITE

GHOULEM D., GAID A., AIT-AMAR H.

Université des Sciences et de la Technologie
Houari Boumediène, B.P. 32, EL-ALIA, ALGER.

ملخص

في هذا الملف ندرس التحييد المنغنيز موجود في الماء، بتمفية على
رمل عالجا بالبرمنغنات البوتاسيوم تنظيف له اولم نظيف له كبريات
منغنيز . نحصل 95% في مردود التفاعل لَمَا سرعة تصفية تساوي 5 / 4 .

RESUME : L'étude porte sur les possibilités d'élimination du manganèse présent dans les eaux de surface, par filtration sur sable traité au permanganate de potassium, avec et sans addition de sulfate de manganèse. On obtient un rendement d'élimination supérieur à 95%, pour des vitesses de passage de 5 m h^{-1} .

ABSTRACT : In this study, we have examined the manganese removal from surface water by filtration on sand treated with and without added MnSO_4 . 95% of Mn is removal for filtration velocity of 5 m h^{-1} .

1. INTRODUCTION

Le manganèse, élément de transition, présente le plus grand nombre d'états d'oxydation du groupe, rendant la chimie du manganèse plus complexe, comparativement aux autres éléments trouvés dans les eaux naturelles. Son comportement est fortement affecté par le système redox et la concentration en ions H^+ .

Le manganèse est présent sous forme soluble ou d'oxydes et d'hydroxydes de faibles solubilités.

A pH neutre, cas des eaux de surface, le manganèse peut se trouver à l'état soluble (Mn^{2+}) ou de complexes bicarbonatés ou sulfatés (1).

Les complexes organiques sont essentiellement dûs aux acides humiques et fulviques présentant des propriétés chélatantes vis-à-vis des cations métalliques (2).

La solubilité du manganèse reste importante à pH élevé, notamment sous sa forme complexée.

Une élévation du potentiel redox ne fait pas précipiter Mn^{2+} , sauf en milieu alcalin (3).

Dans les eaux, la présence de manganèse s'explique par un lessivage des terrains miniers, le drainage des sols et des litières, ou encore par l'altération des roches de bassins, due aux eaux carbonatées (4). Le Mn^{2+} entraîné se trouve alors dans les eaux de surface.

Les inconvénients dûs à la présence de manganèse dans les eaux d'alimentation (mauvais goût, mauvaises odeurs, tâches sur les vêtements, accumulation de dépôts dans les systèmes de distribution) incitent les traiteurs d'eaux à l'éliminer au cours de la fabrication de l'eau potable.

Ainsi, nous nous proposons d'examiner les possibilités d'élimination du Mn^{2+} par filtration sur sable traité au $KMnO_4$.

II. MATERIEL ET METHODES

a- Préparation du sable

Les caractéristiques du sable utilisé sont données (tableau 1). Ce sable, tamisé, lavé à l'eau distillée, est séché. Il est ensuite placé dans une solution de $KMnO_4$ à 60 gl^{-1} , pendant 12 h. Il est alors rincé abondamment avec de l'eau distillée, et prêt à l'emploi (5,6,7).

Un second type de sable est préparé suivant le même protocole, mais en présence d'un mélange de $KMnO_4$ et de $MnSO_4$, en quantité stoechiométrique, suivant la réaction (5):



Il en résulte de cette équation, une réaction d'oxydation suivie d'une précipitation du manganèse.

b- Dosage du Mn^{2+}

Mn^{2+} est dosé par la méthode au formaldexine. L'intensité de la coloration obtenue est déterminée à l'aide d'un spectrophotomètre Pye Unicam (type SP 2000), à une longueur d'onde de 450 nm (7).

L'eau d'alimentation est une eau distillée additionnée de Mn^{2+} , sous forme de $MnCl_2$, à différentes concentrations (5 à 20 mg l^{-1}). Le pH du milieu est mesuré à l'aide d'un pH-mètre Beckman. Il est réajusté par addition d'acide ou de soude, suivant le cas.

Tous les produits chimiques utilisés sont des produits MERCK, pour analyses

c- Essais de filtration

Les essais de filtration sont effectués sur des colonnes remplies de sable, à des hauteurs variables.

L'écoulement de l'eau à travers la colonne se fait dans le sens ascendant. Les échantillons, aux fins d'analyses, sont prélevés à la sortie. Ce type de technique permet, par le choix des hauteurs et des gammes de vitesses, d'obtenir des résultats significatifs quant au trajet nécessaire pour atteindre une concentration d'équilibre.

TABLEAU 1 : Caractéristiques du sable.

Diamètre moyen (mm) : 0,710	Masse volumique réelle (g cm ⁻³) : 2,648
Humidité (%) : 0,03	Masse volumique apparente (g cm ⁻³) : 2,667
Porosité : 0,144	

III. RESULTATS ET DISCUSSION

a- Influence de la vitesse de passage

En utilisant différentes vitesses de passage (1, 5 et 10 m h⁻¹), nous examinons le comportement du filtre vis-à-vis de l'élimination du manganèse. La concentration initiale en Mn²⁺ est fixée à 5 mg l⁻¹ (concentration observée dans les eaux de surface).

Les résultats obtenus (fig. 1 et 2) montrent que la vitesse de passage influence sur le rendement d'épuration et le temps de fonctionnement de la colonne. Après 30 mn de filtration à 5 m h⁻¹, le pourcentage d'élimination du Mn²⁺ chute à 23% avec le sable A (traité au KMnO₄), et à 52% avec le sable B (traité avec un mélange de KMnO₄, MnSO₄).

Un équilibre s'établit dans la colonne et la concentration résiduelle en manganèse reste stable à 3,6 mg l⁻¹ en Mn²⁺. durant une dizaine d'heures, après quoi elle avoisine la concentration d'entrée. Nous remarquons, également, qu'en travaillant à de faibles vitesses, de l'ordre de 1 m h⁻¹, la durée du cycle est plus importante; l'eau de rejet est de faible concentration en Mn²⁺.

b- Influence du pH de l'eau d'alimentation

En se basant sur une vitesse de passage de 2,5 m h⁻¹, une

concentration initiale de 5 mg l^{-1} en Mn^{2+} et une hauteur de filtration de $0,26 \text{ m}$, nous avons travaillé à des pH de $5, 7$ et $8,5$. Les résultats obtenus (fig. 3 et 4) montrent qu'en milieu basique, les rendements observés sont plus importants. Ceci peut s'expliquer par la précipitation du manganèse dans le colonne, augmentant, à priori, la durée de filtration. Cependant, les phénomènes de colmatage en décollant, tendent à limiter le temps de fonctionnement du filtre. A pH acide, les faibles rendements obtenus sont probablement dus à une modification des sites d'adsorption sur le sable. Ceci est observé dans les deux cas d'essais (sables A et B).

c- Influence de la hauteur de filtration

En milieu neutre, à une concentration d'entrée en Mn^{2+} de 5 mg l^{-1} et une vitesse de passage de $2,5 \text{ m h}^{-1}$, nous avons étudié l'influence de la hauteur du lit filtrant (hauteur de colonne allant de $0,1$ à $0,5 \text{ m}$). Le fonctionnement des colonnes est suivi en fonction de temps.

Il ressort des résultats obtenus (fig. 5 et 6) que l'élimination du Mn^{2+} est proportionnelle à la hauteur de filtration.

En portant la quantité de Mn^{2+} éliminée en fonction du rapport H/U , nous obtenons une droite pour un temps d'essai de 85 mn . H étant la vitesse de passage liée au débit.

La relation obtenue est (fig. 7) :

$$\Delta \text{Mn}^{2+} = 12,5 H/U \text{ pour le sable traité au } \text{KMnO}_4.$$

Le coefficient $12,5$ dépend des conditions opératoires (type de sable, temps de fonctionnement, température, ..). Les essais en cours devraient nous permettre d'obtenir une formulation globale.

III. CONCLUSION

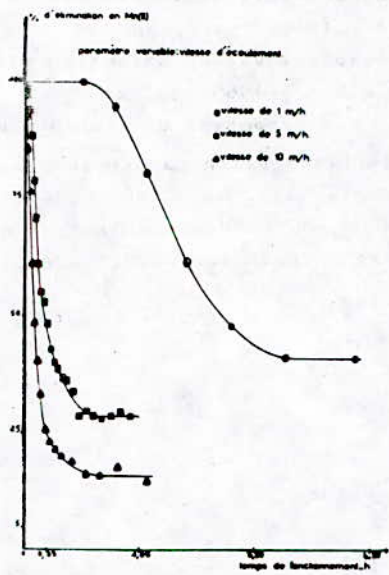
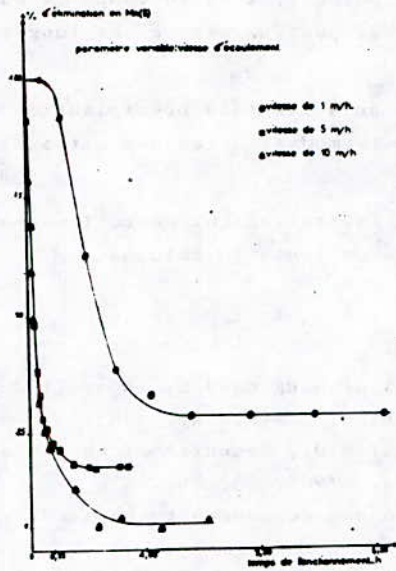
Les essais d'élimination du Mn^{2+} menés sur du sable traité au KMnO_4 seul et un autre au KMnO_4 additionné de MnSO_4 , ont montré la faisabilité de cette technique.

Il ressort que le Mn^{2+} peut être éliminé, en tenant compte :

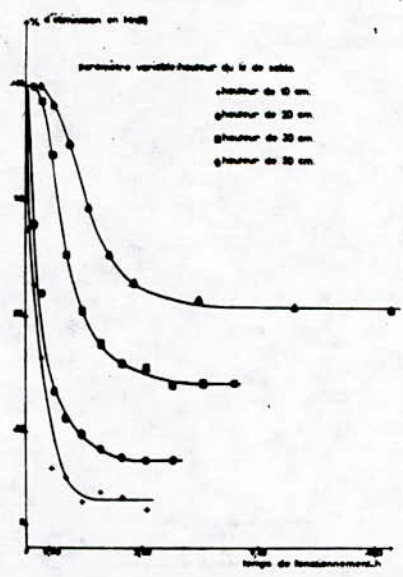
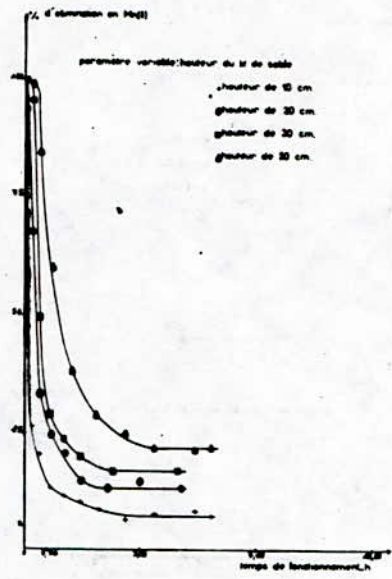
- de la vitesse de passage, liée au temps de séjour, qui doit être optimisée pour permettre une longue durée de vie au filtre;
- du pH du milieu, en évitant la précipitation du Mn^{2+} (milieu basique), ou la modification des sites d'adsorption (milieu acide);
- de la hauteur de filtration qui devrait permettre une utilisation optimale de toute la colonne.

BIBLIOGRAPHIE

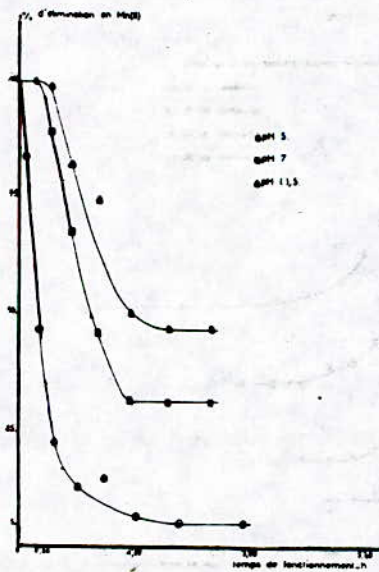
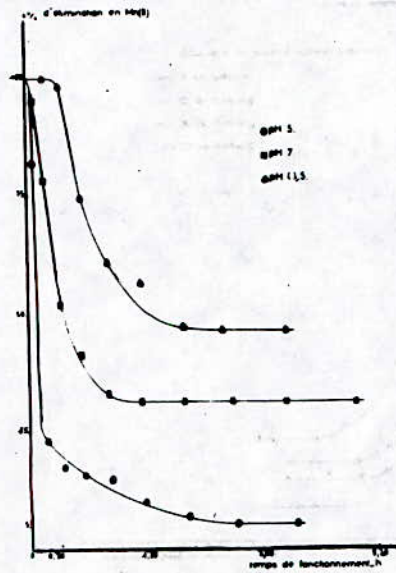
- 1- BELL G.R., Removal of manganese by controlled precipitation and filtration, J.A.W.W.A., 1965, 57, 655.
- 2- INGOLS R.S., WILROY R.D., Mechanism of manganese solution in lake, J.A.W.W.A., 1963, 55, 282.
- 3- CLEASBY J.L., Iron and manganese removal, J.A.W.W.A., 1975, 67, 3, 147.
- 4- WONG J.M., Chlorination-filtration for iron and manganese removal, J.A.W.W.A., 1984, 75, 1, 76.
- 5- ADAMS R.B., Manganese removal by oxidation with potassium permanganate, J.A.W.W.A., 1963, 55, 219
- 6- SAYELL K.M., DAVIS R.R., Removal of iron and manganese from raw water supplies using manganese greensand zeolite, Ind. Water Eng., 1975, Déc., 20.
- 7- BOUCENNA F., MEGUERBA F., La démanganisation des eaux à potabiliser, Mémoire d'Ingénieur, U.S.T.H.B., Sep. 1988.



FIGURES 1 et 2 : Influence de la vitesse de filtration sur le rendement d'épuration.



FIGURES 5 et 6 : Influence de la hauteur de : ...tion



FIGURES 3 et 4 : Influence du pH de l'eau d'alimentation

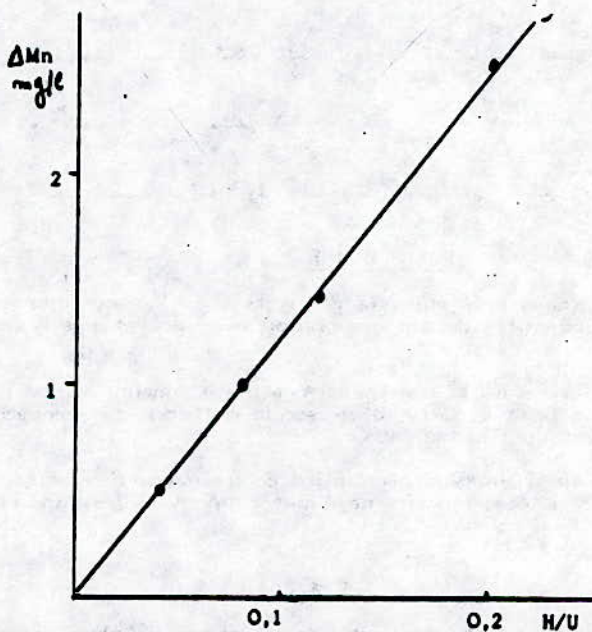


FIGURE 7 : Détermination du coefficient de la relation ΔM_n en fonction de H/U .

ECOLE NATIONALE POLYTECHNIQUE

*** THESE DE MAGISTER ***

Etude et Réalisation d'un Hacheur entrelacé

par : Omar TOUHAMI M.A.S.
Directeur de thèse : Abdelhamid MAAZI Chargé de Cours

Département de Génie-Electrique
Laboratoire de Machines

ملخص

نقدم من خلال هذا التقرير كيفية انجاز قاطع كهربائي محرك و دراسة عمله
مستركا مع شحنة تيار مستمر.

التغذية و لقد تمت دراسة اثر التحويل الكهربائي مستمر مستمر علي شبكة
التغذية.

R E S U M E

Dans ce rapport, nous présentons la réalisation du hacheur entrelacé et l'étude du fonctionnement de son association avec une charge à courant continu.

L'étude de l'influence de la conversion continu - continu sur le réseau d'alimentation est faite à partir d'un modèle mathématique permettant le dimensionnement du filtre d'entrée.

Nous présentons aussi un type particulier de freinage rhéostatique qui permet de réduire le temps de freinage par rapport au freinage rhéostatique classique.

A B S T R A C T

In this work we present the realization of a polyphase chopper and the study of its functioning when associated with a direct current charge.

We study the effect of dc - dc conversion on electric power supply, and we use a mathematical model which enable us to synthesise the input filter.

We also present a particular type of a breaking resistor which permits a reduction in time of breaking.

Nomenclature des symboles

H_i	: hacheur de rang i .
D_i	: diode de roue libre.
n	: nombre de hacheurs entrelacés.
r_o	: résistance par phase de la self de lissage (Ω).
L_a	: inductance par phase de la self de lissage (mH).
r_L	: résistance de l'induit + l'enroulement série (Ω).
L_L	: inductance de l'induit + l'enroulement série (mH).
T	: période de hachage (ms).
θ	: durée de conduction du hacheur (ms).
α	: rapport cyclique.
σ	: constante de la charge (ms).
V_s	: tension d'alimentation du réseau (V).
E_L	: f.c.e.m. du moteur (V).
i_{aT}	: valeur maximale du courant de charge (A).
i_o	: valeur minimale du courant de charge (A).
Δi_L	: valeur de l'ondulation du courant de charge (A).
t_c	: durée de la commutation forcée (ms).
U_{di}	: composante idéale de la tension de charge (V).
U_{dc}	: composante de la tension due à la commutation forcée (V).
β	: rapport cyclique de la conduction discontinue (ms).
U_h	: tension aux bornes du hacheur (V).
i_h	: courant du thyristor principal du hacheur (A).
$(U_L)_{\text{moy}}$: tension moyenne aux bornes de la charge (V).
$(i_L)_{\text{moy}}$: courant moyen dans la charge (A).
i_D	: courant de la diode de roue libre (A).
i_s	: courant débité par l'alimentation du réseau (A).
C_t	: capacité du condensateur parallèle avec la charge (μF).
T_e	: constante de temps électrique du moteur (ms).
T_m	: constante de temps électromécanique du moteur (ms).
N	: vitesses du moteur (tr / mn).
Φ	: flux d'excitation de la machine (weber).
i_{ex}	: courant d'excitation du moteur (A).
$F(p)$: fonction de transfert en boucle fermée.
$F(p) \cdot G(p)$: fonction de transfert en boucle ouverte.
K	: coefficient d'action proportionnelle.
ω	: pulsation du système (rad / s).
ω_c	: fréquence de coupure (rad / s).
Z_m	: impédance d'harmonique de rang m (Ω).
Z_0	: impédance d'harmonique de rang 0 (Ω).
I_o	: valeur efficace du courant (A).
ΔV_{ce}	: ondulation de la tension aux bornes du condensateur de filtrage (V).
x	: rapport fréquence de résonance sur fréquence de hachage.
F_o	: fréquence de résonance du filtre (Hz).
L_e	: inductance de la self de filtrage (mH).
C_e	: capacité du condensateur de filtrage (F).
ΔV_{ce}	: ondulation de la tension d'entrée du filtre (V).
A	: amplitude de l'harmonique en tension (db).
A'	: amplitude de l'harmonique en courant (db).
U_{hf}	: tension aux bornes de la résistance de freinage (V).
i_f	: courant de freinage de la génératrice (A).
$i_{f_{max}}$: valeur maximale du courant de freinage (A).
$i_{f_{min}}$: valeur minimale du courant de freinage (A).

INTRODUCTION

Le développement de l'électronique de puissance a permis le remplacement progressif des convertisseurs dynamiques par ceux statiques qui présentent des avantages au niveau des coûts à l'acquisition, à la maintenance, la rapidité et du rendement /1/. Les hacheurs font partie de ces convertisseurs et permettent la commande continue à faibles pertes des moteurs à courant continu. Leurs usages sont notamment développés en traction (chemin de fer, tramways, trolley bus) et en propulsion sous marine.

Dans notre travail nous étudions le hacheur entrelacé à deux thyristors auxiliaires, associé à une charge à courant continu. Le fonctionnement peut se faire en monophasé, biphasé entrephase ou encore triphasé entrelacé.

Il est important d'évaluer l'ondulation du courant. Le fonctionnement peut être soit continu soit en discontinu. Des perturbations sur le réseau sont introduites par le fonctionnement du hacheur. La limitation de ces perturbations implique l'utilisation d'un filtre (L,C) d'entrée. Nous dimensionnerons ce filtre et évaluons les nouvelles valeurs caractéristiques de ces perturbations.

Pour le freinage ou pour le changement de rotation des machines de traction, des dispositifs de commandes électriques sont nécessaires. Plusieurs modes essentiels du freinage électrique sont possibles. Nous présentons un type particulier de freinage rhéostatique et dégageons les avantages de ce dernier par rapport au freinage rhéostatique classique.

1- PRINCIPE DE FONCTIONNEMENT.

Par blocage et déblocage alternatif, le hacheur, alimenté à partir d'une tension continue peut fournir à une charge une tension continue, variable en moyenne.

les intervalles de conduction du hacheur ou de son blocage sont tels que

$$\begin{aligned} K T < t < (K+\alpha) T & \text{ le hacheur conduit} \\ (K+\alpha) T < t < (K+1) T & \text{ le hacheur est bloqué} \end{aligned}$$

a/ Dans le cas du hacheur série les relations sont

$$U_L = V_s \quad \text{pendant les intervalles de conduction}$$

$$U_L = 0 \quad \text{pendant les intervalles de blocage}$$

D'où la valeur moyenne de la tension $U_L \text{ moy} = \alpha V_s$

b/ Dans le cas du hacheur parallèle ces relations sont

$$L \text{dis} / dt = V_s \quad \text{pendant les intervalles de conduction}$$

$$L \text{dis} / dt + U_L = 0 \quad \text{pendant les intervalles de blocage}$$

D'où la valeur moyenne de la tension $(U_L) \text{ moy} = V_s / (1 - \alpha)$

2 - ETUDE DE L'ONDULATION DES COURANTS D'INDUITS.

Dans tout ce qui suit nous supposons que la durée de commutation forcée est nulle, ce qui correspond à un contacteur idéal.

a/ Conduction continue.

La fréquence de hachage est suffisamment élevée pour assurer un

mode de fonctionnement continu. L'ondulation des courants d'induit pour le mono, bi et triphasé entrelacé a pour expression

$$\Delta i_L = \frac{V_s \cdot \alpha}{L_L + L_o} (1 - \alpha) T/n$$

elle est maximale pour $\alpha = 1/2n$ et a pour expression

$$\Delta i_{L, \max} = \frac{V_s}{L_L + L_o} \cdot \frac{2n-1}{4n^3} T$$

L'ondulation décroît considérablement avec l'augmentation du nombre de hacheurs entrelacés.

b/ Conduction discontinue.

Nous rencontrons ce mode de conduction surtout lorsque la charge ne comporte pas de self de lissage et que la fréquence n'est pas assez grande. Les relations restent valables en régime discontinu si nous posons a chaque fois $i_L(0) = i_{L, \min} = 0$, Δi serait alors égale a la valeur maximale du courant de charge

$$\Delta i_L = \frac{E_L}{R_L} (1 - e^{-(\alpha-\beta)T/n\tau})$$

L'expression de la durée du régime discontinu serait égale a

$$\beta = n \tau \ln \left(1 + \frac{V_s}{E_L} (e^{\alpha T/n\tau} - 1) \right)$$

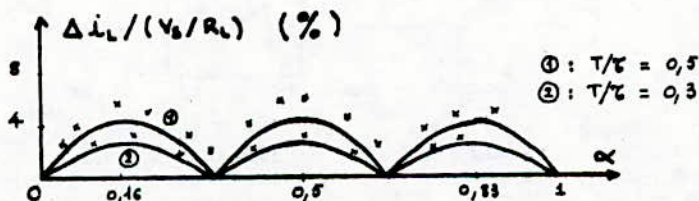


Fig 1 - Ondulation relative du courant de charge en fonction du rapport cyclique.

3 - HACHEURS PARALLÈLES .

Le hacheur est disposé en parallèle aux bornes de la source et de la charge . Il est basé sur la propriété des circuits inductifs de produire des f.e.m. élevées a l'ouverture .

a/ lorsque le hacheur est non survoltéur .

la valeur moyenne de la tension aux bornes de la charge passive de constantes est $U_{L, moy} = V_s$

b/ lorsque le fonctionnement est survoltéur.

Nous plaçons un condensateur de capacité C et suffisamment élevée pour maintenir la tension aux bornes de la charge sensiblement constante . la valeur moyenne de la tension aux bornes de la charge serait alors $U_{L, moy} = V_s / 1 - \alpha$.

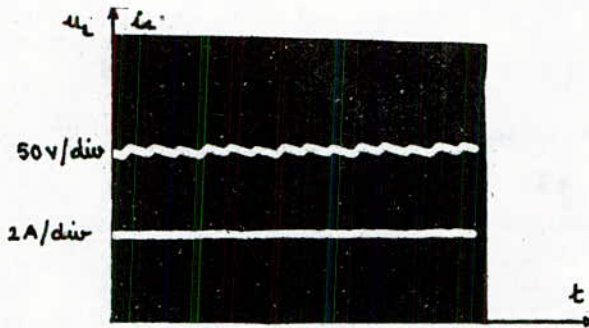


fig 2. Allure du courant et de la tension aux bornes de la charge (R_L, L_L), pour une fréquence de 300Hz

4/ ETUDE EN BOUCLE FERMÉE .

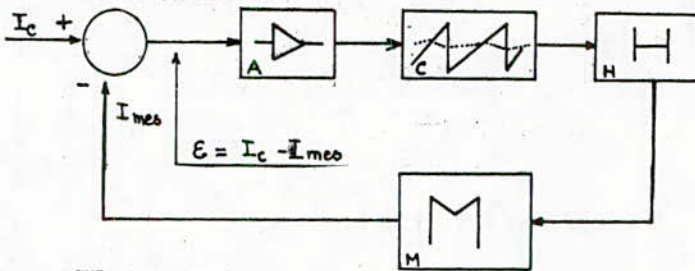


fig 3 . Schéma de la boucle de régulation

La boucle de contrôle du courant est un élément essentiel du montage proposé . En effet au démarrage ,il est important de donner la priorité au contrôle du courant d'induit qui est identique au courant dans le hacheur . nous donnerons les représentations du courant d'induit au démarrage en boucle fermée ainsi que la vitesse en fonction du

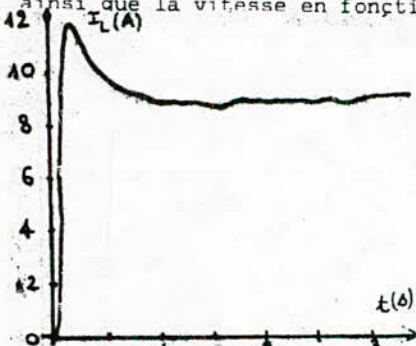


fig 4 .Allure du courant en boucle fermée .

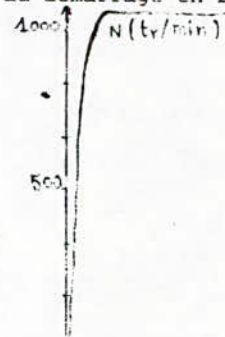


fig 5. Allure de la vitesse de rotation du moteur.

5. ANALYSE HARMONIQUE DU SYSTEME RESEAU_HACHEUR_CHARGE.

La conception optimum du filtre utilisé demande un minimum de

configuration de tension sur la capacité d'entrée pour les limitations de l'ondulation de tensions et de courants vu par le circuit de commutation du hacheur. Dans ce modèle, nous considérons que le courant de charge est lissé et le temps de conduction est variable. L'ondulation de la tension est :

$$\Delta V_{ce} = \frac{2 I_L \sin(\pi x) \sin(\pi x (1-h)/h)}{\omega_0 C_e \sin(\pi x/h)} \quad \text{avec } x = f_0 / f_H$$

comme la configuration de la tension est trop sensible aux variations des inductances du filtre et x est normalement inférieur à 0.5, alors nous choisissons une fréquence de résonance f_0 tel que $f_0/f_H = 0.3; 1/2; 1/3; 1/5$.
L'expression de l'ondulation maximum du courant de ligne est :

$$(\Delta I_{Le})_{max} = I_{Le} \left(\frac{1}{\cos(\pi \omega_0 / 2\omega_H)} - 1 \right)$$

valable pour $f_H > 2f_0$.

L'expression de l'ondulation maximum de la tension ΔV_{ce} en fonction de L_e est :

$$(\Delta V_{ce})_{max} = I_{Le} L_e \omega_0 \tan(\pi x / 2h)$$

Des trois expressions nous donnerons les courbes de l'ondulation relative du courant de ligne en fonction du rapport fréquence de résonance sur fréquence de hachage, de l'inductance et la capacité en fonction de l'ondulation de la tension ΔV_{ce} .

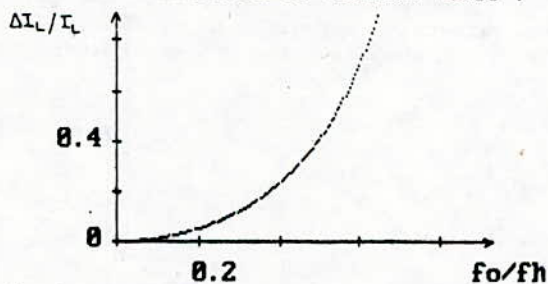


fig 6. Ondulation relative du courant en fonction du rapport fréquence de résonance sur fréquence de hachage.

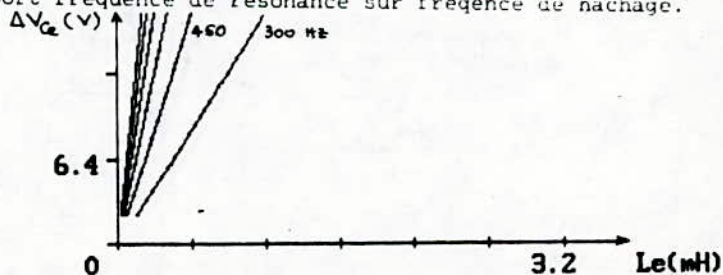


fig 7. Influence de l'inductance sur l'ondulation de la tension d'entrée.

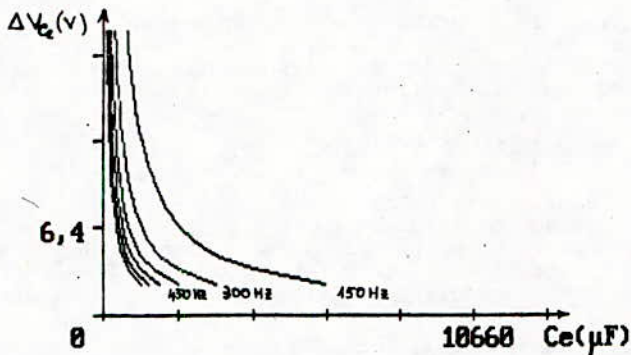


fig 8 . Influence de la capacité sur l'ondulation de la tension d'entrée .

6 - ETUDE DU FREINAGE RHEOSTATIQUE.

Dans de nombreuses applications (tractions , engins de levage), les dispositifs de commande sont souvent nécessaire pour arreter rapidement la machine actionnée ou changer son sens de rotation $1/4; 1/6$. Dans cette partie , nous abordons ce type de freinage , fig 9 . L'avantage d'un tel systeme reside dans le fait q'un hacheur serie permet de maintenir constant le courant de l'induit grace a la boucle de reglage du courant . Ceci permet de diminuer le temps de freinage par rapport au freinage rheostatique classique .



fig 9 . Schéma de principe du freinage rheostatique adopté .

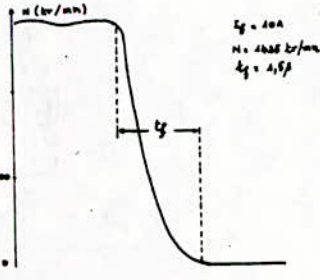
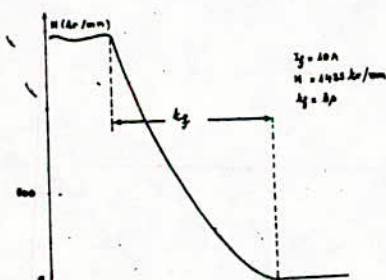


fig 10. freinage en boucle ouverte. fig 11. freinage en boucle fermée

Conclusion.

L'utilisation des hacheurs pour régler la valeur d'une tension continue dans les équipements de traction, n'a plus à faire ses preuves. Ses avantages indiscutables sont bien connus et bien connus. Nous retiendrons notamment l'économie d'énergie appréciable pour les véhicules à démarrage et freinage fréquents, l'application progressive de l'effort de traction, la diminution des frais d'entretien, la souplesse de conduite et de fonctionnement.

En traction électrique, le problème le plus important est le choix de la fréquence. Nous avons été guidé par deux critères principaux:

D'une part, l'influence sur le dimensionnement du hacheur, circuit d'extinction, self de lissage et d'entrée qui constituent les composants les pondéreux.

D'autres parts, les répercussions sur les installations fixes. Les résultats expérimentaux et théoriques que nous avons obtenus sont très satisfaisants et permettent une application de ce système de conversion d'énergie électrique en milieu industriel.

BIBLIOGRAPHIE

/1/ R. AROKIASAMY, C.M. BHATIA et C.S. JHA : Steady-states investigations on a multiphase chopper-motor system, IEEE transactions on power apparatus and system, N°2 march april 1979.

/2/ W.MC.MURRAY : Thyristors commutation in DC choppers, IEEE transactions on industry applications, N°2, juin 1983.

/3/ J.GOUTHIERE : Les hacheurs à thyristors en traction électrique revue A.C.E.C. B-6000, CHARLEROI BELGIQUE, juin 1983.

/4/ M.PASSOT : Le système VAL appliqué au métro de LILLE technique CEM, juin 1983.

/5/ M.H.RASHID : Design of LC input filter for multiphase DC choppers, IEEE proceeding, january 1983.

/6/ M.COSSAT : Modélisation dans l'espace d'état et commande numérique d'un moteur à courant continu, thèse de doctorat de troisième cycle, INSA de TOULOUSE, octobre 1984.

ECOLE NATIONALE POLYTECHNIQUE

Résumé de Thèse de Magister

Amplificateur Micro-onde à Faible Bruit Pour la TVDS

M. TRABELSI

M.A.S

K. GRABOWSKI

Professeur

R.AKSAS

Chargé de Cours

Département d'Electronique - Laboratoire de Télécommunications

ملخص

انطلاقاً من الشروط لبفروضة على الطابق الابتدائي لجهاز استقبال المد التلفزيوني المباشر عن طريق القمر الاصطناعي (تم ق أ) ، قمنا بداية ابتكارية و انجانية لضخم ميكوموجي يمتاز بضجيج ضعيف وأمرار ضيق وهذا بواسطة ترنزيستوردو تأشير المجال (غاليوم زرنيخ) .
ان العوامل التي تم حسابها وبرتامج لتركييب الذي قمنا باعداده قد سمحوا لنا بانتقاء البنية الملائمة، بلاضافة الى ابتكار طرق وبرامج بغية تحسين حيز الامرار .
ان النتائج التجريبية التي تم الحصول عليها تطابق المواصفات الدولية (تم ق أ) .

RESUME

A partir des contraintes imposées à l'étage d'entrée du récepteur de la télévision directe par satellite (TVDS), nous avons conçu et réalisé un amplificateur micro onde à transistor MESFET GaAs à faible bruit et à bande étroite.

Les paramètres calculés et le programme de synthèse élaboré nous ont permis de retenir la structure la plus appropriée. Nous avons également développé des méthodes et des logiciels pour améliorer la bande passante. Les résultats expérimentaux obtenus sont compatibles avec les valeurs fixées par les normes internationales de la TVDS.

ABSTRACT

A low noise and narrow bandwidth microwave amplifier (MESFET GaAs) has been designed and constructed to receive the direct broadcast satellite signals (DBS).

The most appropriate structure was chosen from the constraints imposed by the calculated parameters and the elaborated program. The bandwidth was improved with methods and algorithms newly developed and the results were in accordance with the normes fixed by the international standards.

SYMBOLES UTILISES

- [A] : Matrice diagonale d'éléments A_{ii} ($i=1,2$) .
B : Bande passante (Hz) .
 B_i : Constantes ($i=1,2$) .
 C_i : Constantes ($i=1,2$) .
 Δ : Déterminant de la matrice [S] .
E : Source (V) .
F : Facteur de bruit (dB) .
 F_i : Facteur de bruit de l'étage i (dB) .
 F_{\min} : Facteur de bruit minimum (dB) .
 f : Fréquence (Hz) .
 f_R : Fréquence du signal reçu (Hz) .
 f_P : Fréquence de la pompe ou oscillateur local (Hz) .
 f_{FI} : Fréquence intermédiaire (Hz) .
G : Gain en puissance de l'amplificateur avec entrée adaptée (dB) .
G' : Gain en puissance de l'amplificateur disponible (dB) .
 G_i : Gain en puissance de l'étage i (dB) .
 G_T : Gain en puissance de transfert de l'amplificateur (dB) .
 G_{\max} : Gain maximal en puissance de l'amplificateur (dB) .
[Γ] : Matrice de réflexion diagonale d'éléments Γ_{ii} ($i=1,2$) .
 Γ_{\min} : Coefficient de réflexion minimal .
 Γ_{im} : Coefficient de réflexion à l'adaptation .
[I] : Matrice identité .
K : Constante de BOLTZMANN (J/°K) .
k : Facteur de ROLLET .
 L, l : Longueurs physiques des lignes (m) .
 λ : Longueur d'onde (m) .
 N_0 : Puissance de bruit à la sortie de l'amplificateur (dB) .
 R_n : Résistance de bruit (Ω) .
[S] : Matrice de répartition normalisée par rapport à 50Ω .
[S'] : Matrice de répartition normalisée par rapport à la source et charge .
 T_0 : Température standard (°K) .
 Z_0 : Impédance caractéristique de valeur 50Ω .
 Z_i : Impédance de source et de charge ($i=1,2$) (Ω) .

ABREVIATIONS UTILISEES

- FI : Fréquence intermédiaire .
OL : Oscillateur local .
TVDS : Télévision directe par satellite .

I / INTRODUCTION :

Notre travail s'inscrit dans un axe de recherche du laboratoire de télécommunications du département d'électronique . L'un des objectifs de cet axe est l'étude et la réalisation d'un système de réception de signaux émis en télévision directe par satellite (TVDS) .

Le réseau de TVDS assure une liaison directe entre le satellite et le récepteur . Les performances d'une telle liaison dépendent essentiellement de la sensibilité du récepteur au signal radioélectrique . Cette sensibilité se traduit par un facteur de mérite étroitement lié à la température de bruit du premier étage amplificateur de la chaîne de réception .

La qualité du signal reçu , exprimée en terme de rapport signal / bruit , sera donc assurée par les performances de cet amplificateur .

L'objet de notre travail concerne l'étude et la réalisation d'un tel dispositif en technologie hybride .

Le bilan énergétique de la liaison , obtenu à partir de données [1,2 et 3] nous a permis de déterminer les paramètres du récepteur , en particulier son facteur de bruit .

Le choix du type d'amplificateur est régi par deux considérations importantes : les performances et le coût .

Une étude comparative nous a amené à retenir le transistor MESFET GaAs et la technologie microruban pour les circuits micro-ondes .

L'emploi de la matrice de répartition nous a facilité l'analyse du dispositif . Un programme de synthèse des circuits micro-ondes a été élaboré afin de choisir la structure la plus appropriée . Le caractère semi-empirique des expressions de synthèse et les limites des moyens de réalisation à la fréquence 12 GHz ,

nous ont amenés à développer deux méthodes permettant l'amélioration de la bande passante .

La réalisation sur un substrat DUROID 6010 a été facilitée par l'utilisation de la technique de photogravure .

Des essais ont été effectués et les résultats obtenus mettent en relief des performances d'actualité [2,3] et répondent aux normes internationales de la TVDS.

II / L'AMPLIFICATEUR :

II-1 / Généralités :

L'amplificateur que nous nous proposons d'étudier est situé en tête de la chaîne de réception (figure 1) . En vertu de la loi de FRIIS [4] qui , pour un amplificateur à n étages s'écrit :

$$F = F_1 + \frac{F_2 - 1}{G_1} + \dots + \frac{F_i - 1}{G_1 \dots G_{i-1}} + \dots + \frac{F_n - 1}{G_1 \dots G_{n-1}} \quad (1)$$

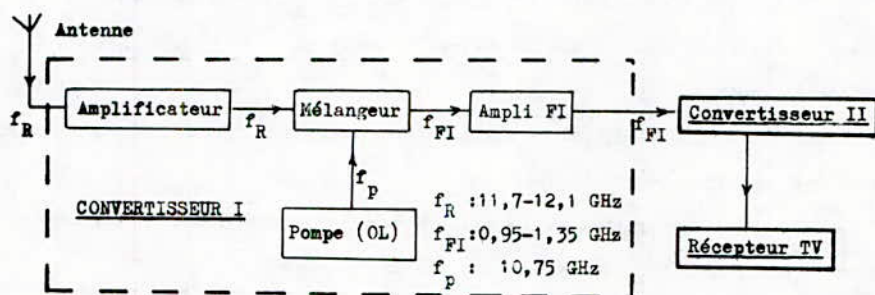


Figure 1 : Localisation de l'amplificateur dans le premier convertisseur de la chaîne de réception TV .

Les valeurs de F_1 et G_1 doivent être telles que le facteur de bruit global F n'excède pas 6 dB .

Les canaux de télévision étant dans la gamme de 11,7 à 12,1 GHz , l'amplificateur doit être par conséquent à bande étroite et à constantes réparties .

II-2 / Choix de l'amplificateur :

Deux études comparatives des composants semi-conducteurs [4,5] et des lignes à microbandes [2,6] nous ont amenés à choisir le transistor MESFET GaAs et la structure microruban . Compte-tenu des exigences imposées , l'amplificateur retenu est constitué (figure 2) des étages suivants :

- Premier étage : Amplificateur à faible bruit .
- Deuxième étage : Amplificateur à gain élevé .

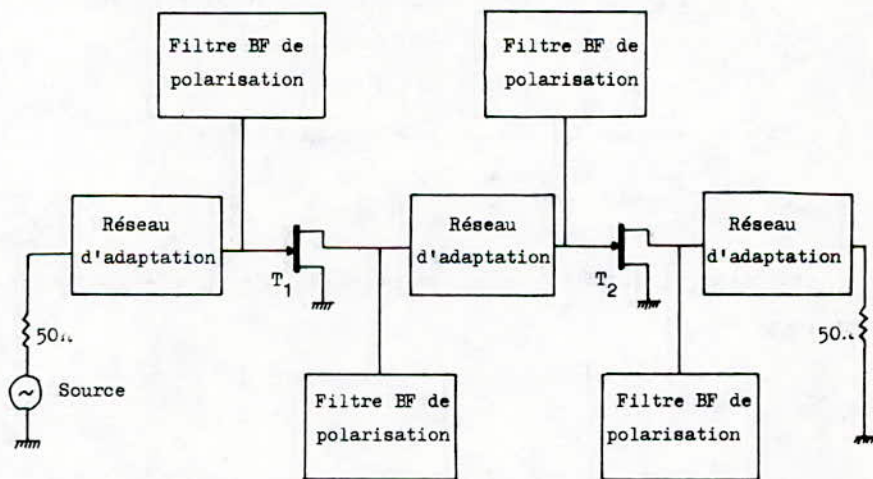


Figure 2 : Amplificateur à transistor FET à deux étages .

III / ETUDE DE L'AMPLIFICATEUR :

III-1 / Analyse :

L'emploi de la matrice de répartition [4,7 et 8] permet de caractériser très simplement l'amplificateur par des mesures de coefficients de réflexion et de transmission (figure 3) .

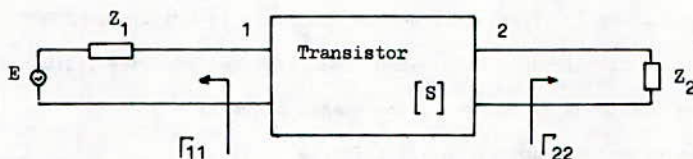


Figure 3 : Schéma synoptique d'un amplificateur à transistor .

L'analyse du montage nous donne la relation suivante :

$$[S'] = [A]^{-1} ([S] - [\Gamma^*]) \cdot ([I] - [\Gamma][S])^{-1} \cdot [A^*] \quad (2)$$

où $[A]$ et $[\Gamma]$ sont des matrices diagonales dont les éléments ont respectivement pour valeurs :

$$A_{ii} = \left| 1 - \Gamma_{ii} \right|^{-1} \cdot (1 - \Gamma_{ii}^*) \cdot (1 - \left| \Gamma_{ii} \right|^2)^{1/2}$$

et ,

$$\Gamma_{ii} = (Z_i - Z_0) / (Z_i + Z_0) \quad \text{pour } i = 1,2$$

Le gain de transfert de l'amplificateur s'écrit alors :

$$G_T = |S'_{21}|^2 = \frac{(1 - |\Gamma_{11}|^2) \cdot (1 - |\Gamma_{22}|^2)}{|1 - S_{22} \Gamma_{22}|^2 \cdot |1 - S_{11} \Gamma_{11}|^2} \cdot |S_{21}|^2 \quad (3)$$

Si les valeurs des paramètres S_{ij} de la matrice $[S]$ sont fixées par les conditions de polarisation et par la fréquence, celles de Γ_{11} et Γ_{22} peuvent, par contre, être choisies en fonction des performances recherchées.

III-1-1 / Stabilité d'un amplificateur :

L'amplificateur doit pouvoir fonctionner pour toutes valeurs de Γ_{11} et Γ_{22} . Cependant, la relation (3) indique que pour certaines valeurs de Γ_{11} et Γ_{22} , le gain pourrait devenir infini, ce qui correspondrait à l'entrée en oscillation du circuit. Une telle situation est évitée si le transistor remplit les conditions de stabilité inconditionnelle [4] exprimées par :

$$k = \frac{1 - |S_{11}|^2 - |S_{22}|^2 + |S_{11}S_{22} - S_{21}S_{12}|}{2 |S_{21}S_{12}|} > 1 \quad (4-a)$$

$$|\Delta| = |S_{11}S_{22} - S_{21}S_{12}| < 1 \quad (4-b)$$

Dans le cas contraire, nous devons choisir les valeurs de Γ_{ii} ($i = 1, 2$) se trouvant en dehors des domaines délimités par les cercles de stabilité et l'abaque de SMITH [4,6].

III-1-2 / Amplificateur à gain élevé :

Les deux réseaux d'adaptation intercalés à l'entrée et à la sortie du transistor ont pour fonction d'assurer un transfert maximal de puissance.

Dans le cas d'un amplificateur inconditionnellement stable, le gain est

maximal et sa valeur [4] est donnée par la relation :

$$G_{\max} = (k - \sqrt{k^2 - 1}) \cdot \left| \frac{S_{21}}{S_{12}} \right| \quad (5)$$

Pour obtenir cette valeur, nous projetons de concevoir des réseaux présentant des coefficients de réflexion (à l'entrée et à la sortie du transistor) de valeurs :

$$\Gamma_{iM} = C_i \cdot (B_i - (B_i^2 - 4|C_i|^2)^{1/2}) / 2|C_i|^2 \quad (6)$$

$i = 1, 2$

où B_i et C_i s'expriment [4] en fonction des paramètres de répartition du transistor.

Quant au cas d'un amplificateur conditionnellement stable, le réseau de sortie à concevoir doit réaliser à la fois la stabilité et un gain élevé [4] qui s'écrit :

$$G = \frac{|S_{21}|^2 (1 - |\Gamma_{22}|^2)}{1 - |S_{11}|^2 + |\Gamma_{22}|^2 (|S_{22}|^2 - |\Delta|^2) - 2 \operatorname{Re}(C_2 \Gamma_{22})} \quad (7)$$

Le rôle du réseau d'entrée est d'adapter le transistor au générateur ; son coefficient de réflexion est donné [4] par la relation :

$$\Gamma_{11} = \frac{(S_{11} - \Gamma_{22} \Delta)^*}{(1 - \Gamma_{22} S_{22})^*} \quad (8)$$

III-2 / Amplificateur à faible bruit :

Tout amplificateur, caractérisé par un gain en puissance G' et une bande passante B , génère un bruit à la sortie. Il est caractérisé par un facteur

de bruit défini [4] par la relation :

$$F = \frac{N_c}{G \cdot K \cdot T_o \cdot B}$$

L'analyse d'un quadripôle bruyant [4] permet d'écrire :

$$F = F_{\min} + 4 \frac{R_{in}}{Z_o} \cdot \frac{|\Gamma_{11} - \Gamma_{\min}|^2}{|1 + \Gamma_{\min}|^2 (1 - |\Gamma_{11}|^2)} \quad (9)$$

où F_{\min} constitue l'objectif à atteindre pour une conception à faible bruit .
Pour y parvenir , le réseau d'entrée doit transformer Γ_{11} en Γ_{\min} .

IV / CALCUL ET SYNTHESE DE L'AMPLIFICATEUR :

Le transistor utilisé , de type NE 13783 de NEC , présente des performances très intéressantes du point de vue bruit et gain en puissance .

Les calculs ont montré que c'est un transistor inconditionnellement stable à la fréquence de travail et sous les conditions de polarisation choisies .
Il permet donc au deuxième étage d'avoir un gain minimal .

Afin de réduire les dimensions de l'amplificateur et d'avoir des paramètres de réseaux relativement précis , nous avons choisi le substrat DURROID 6010 [6] .

Les valeurs obtenues des coefficients de réflexion pour un facteur de bruit minimal et un gain en puissance élevé , ont permis de déterminer les caractéristiques des réseaux susceptibles d'être utilisés . Pour leur synthèse , nous avons développé un programme qui à l'aide de la méthode de résolution de systèmes non

linéaires , calcule les paramètres de la ligne microruban .

Les résultats obtenus nous ont amené à choisir , sur la base des données du problème et des contraintes pratiques , le modèle (figure 4) d'amplificateur le plus approprié .

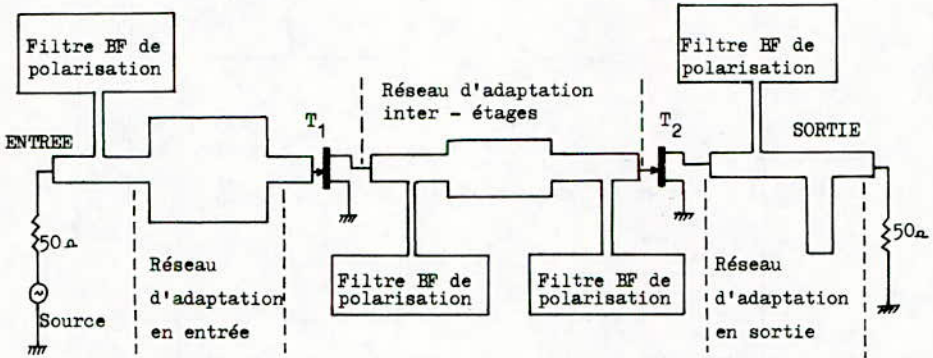


Figure 4 : Modèle de l'amplificateur à deux étages .

T_1 : Transistor (premier étage) .

T_2 : Transistor (deuxième étage) .

Dans certains cas , les réseaux d'adaptation usuels ne permettent pas une bande passante relativement large . Nous avons alors développé deux méthodes originales qui consistent à caractériser les réseaux de manière à ce que les impédances (ou les coefficients de réflexion) soient constantes sur une plus grande gamme de fréquence . Ainsi , nous pouvons obtenir la bande passante requise .

La première méthode , basée sur une structure connue (figure 5-a) est simple mais restrictive . La deuxième méthode par contre , est développée à partir

d'une structure plus générale (figure 5-b) . Elle est complexe et adaptée à tous les cas . Sa mise en oeuvre nécessite un programme de résolution d'équations non linéaires . La figure 6 met en évidence les performances de ces deux méthodes par rapport à celles des réseaux usuels [4] .

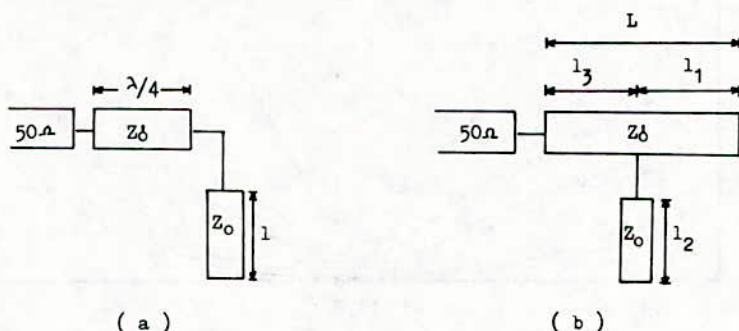


Figure 5 : Réseaux d'optimisation constitués de deux lignes microrubans .

- a) Lignes de longueurs physiques l et $\lambda/4$ et d'impédances Z_0 et Z'_0 .
- b) Lignes de longueurs physiques L et l_2 et d'impédances Z'_0 et Z_0 .

V / REALISATIONS ET MESURES :

Le gravage des circuits d'adaptation et des filtres basse fréquence a été réalisé selon la technique de photogravure , et l'implantation des éléments sur le substrat par soudure à la laque d'argent .

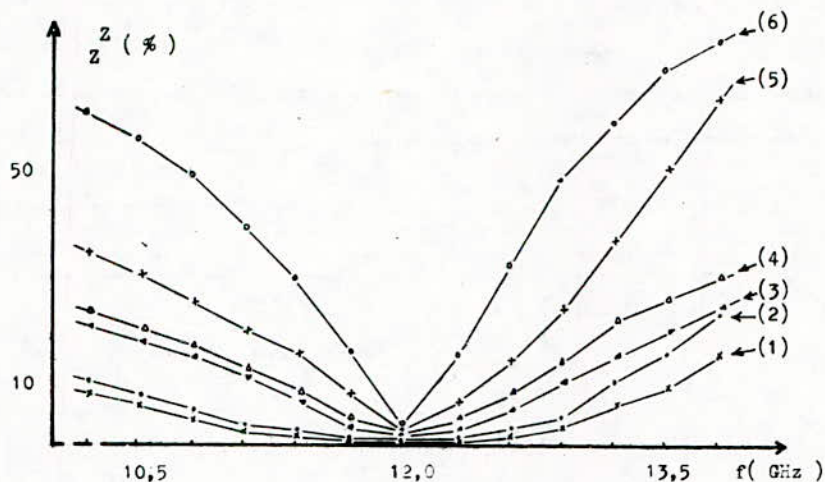


Figure 6 : Courbes de variation d'impédances en fonction de la fréquence .

(1) et (2) : Courbes pour les circuits optimisés par les méthodes respectives I et II .

(3),(4),(5) et (6) : Courbes obtenues pour les circuits usuels .

Les mesures de gain (tableau I) et du facteur de bruit (tableau II) ont été effectuées respectivement à l'aide d'un analyseur de réseaux et d'un mesureur de bruit .

VI / INTERPRETATION DES RESULTATS :

La comparaison des valeurs théoriques et expérimentales du gain donne une différence moyenne de l'ordre de 2,3 dB dans la bande de fréquence considérée

f (GHz)	$G_T = S_{21} ^2$ (dB)		T.O.S (dB)
	mesuré	théorique	mesuré
11,00	14,11	16,27	7,14
11,20	14,15	17,14	7,21
11,40	15,23	18,02	7,32
11,60	16,49	18,90	7,40
11,70	17,83	19,20	7,51
11,80	18,18	19,40	7,64
11,90	17,81	19,80	7,83
12,00	17,76	19,98	8,04
12,10	17,62	19,70	7,87
12,20	17,24	18,90	7,83
12,40	16,03	17,80	7,69
12,60	14,00	17,06	7,61
12,80	12,90	16,10	7,54
13,00	12,01	15,10	7,47

Tableau I Valeurs du gain (G_T) et du taux d'onde stationnaire (T.O.S) à l'entrée.

f (GHz)	F (dB)
11,50	2,90
12,00	3,30
12,50	3,80

Tableau II Valeurs mesurées du facteur de bruit.

- 11,7 à 12,1 GHz - . Cette différence peut être due aux phénomènes suivants :

- Les deux transitions entrée / sortie ont des imperfections qui occasionnent des pertes par réflexion et des pertes d'insertion . Cependant , compte-tenu du fait que l'écart entre les valeurs théoriques et pratiques du paramètre S_{11} est faible (estimé à 0,6 %) , nous pouvons admettre que la transition d'entrée n'influe pratiquement pas sur la chute du gain .

- Le rayonnement des circuits micro-ondes provoque une perte de puissance importante au niveau du second étage (ligne ouverte) .

- Les condensateurs de liaison et la ligne microruban introduisent respectivement des pertes par réflexion et des pertes d'insertion .

- Les dimensions des circuits possèdent des valeurs réelles qui ne correspondent pas exactement à celles déterminées par le calcul . Ceci est dû d'une part à l'erreur introduite [6] par les formules de synthèse (précision de 2%) et d'autre part aux moyens de réalisation (le coordinatographe possède une précision de l'ordre de 10 μm) . Ces erreurs de dimensions sont d'autant plus élevées que la permittivité est grande .

La valeur maximale du gain se situe à 11,8 GHz au lieu de 12 GHz .

Cette différence , évaluée à 1,7 % , peut s'expliquer par une surestimation de la longueur d'onde [6] . Une réduction de 1,7 % des longueurs des circuits aurait augmenté la fréquence dans les mêmes proportions . Relativement à la bande passante , cet écart de fréquence représente 18,1 % . L'augmentation du facteur de bruit avec la fréquence (tableau II) est évidente , tout en ne dépassant pas les normes imposées (6 dB) .

VII / CONCLUSION :

Nous avons réussi à concevoir un amplificateur micro-onde dans la bande de 12 GHz . Cette réalisation entre dans le cadre d'un projet global de réception des signaux émis en télévision directe par satellite (TVDS) .

Ce travail nous a permis de maîtriser la technologie hybride des circuits micro-ondes et plus particulièrement les amplificateurs à transistors .

Parmi les structures de ligne de transmission utilisées comme éléments de circuits , nous avons choisi la ligne microruban car elle facilite l'intégration des composants localisés . Les pertes par rayonnement et l'apparition des modes supérieurs de transmission constituent les inconvénients majeurs de la ligne microruban . Pour réduire ce phénomène et conserver la validité des méthodes de calcul , nous avons conçu des lignes étroites de petites dimensions .

Les méthodes d'optimisation et les programmes de synthèse et de mesure que nous avons développés constituent un outil performant pour la conception d'un élément ou système micro-onde . En effet , ces méthodes peuvent être utilisées , en bande moyenne , à la place de méthodes analytiques et numériques compliquées [4,5] et déjà connues . En ce qui concerne le programme de synthèse , il permet de calculer les paramètres de conception des réseaux en tenant compte de l'effet de dispersion en fréquence de la ligne microruban . Il teste aussi , pour un substrat donné , les possibilités d'adaptation de chaque circuit .

Les limites des moyens de réalisation sont apparues à la fréquence de 12 GHz , nous avons alors été amenés à surdimensionner les circuits pour une correction en fin de réalisation .

Les résultats obtenus donnent , dans le cas le plus défavorable avec

des pertes de conversion du mélangeur de l'ordre de 10 dB , un facteur de bruit global de 4 dB . Cette valeur est inférieure à celle fixée par les normes internationales qui est de 6 dB .

L'amplificateur réalisé permet donc une amélioration de la qualité du signal et la possibilité de réception sur une zone géographique plus étendue que celle prévue . Il permet également la réduction , dans une certaine limite , des dimensions de l'antenne de réception . Ces avantages conduiront donc à une baisse du prix de revient de la chaîne de réception .

Notre réalisation peut être améliorée en développant un logiciel de conception assistée par ordinateur (C.A.O) [9 et 10] et en caractérisant le substrat à partir de mesures faites sur une ligne microruban d'impédance 50 ohms .

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

- [1] SATEL - CONSEIL , " Système de radiodiffusion par satellite pour l'Algérie - Note préliminaire - " , Paris , 1982 .
- [2] S.W. DAY , " Developments in video receivers for satellite application " , Communications International , 1983 .
- [3] PHAM TAT BAT , " Radiodiffusion directe par satellite , concept général d'un récepteur " , Document T.D.F. , 1979 .
- [4] TRI-T-HA , " Solid state microwave amplifier design " , J. Wiley & Sons , New-York , 1981 .
- [5] J. GRAFFEUIL , R. SOARES , J. OBREGON , " Applications des transistors à effet de champ en arséniure de gallium " , Eyrolles , Paris , 1984 .
- [6] T.C. EDWARDS , " Conception des circuits micro-ondes " , Masson , Paris , 1984 .
- [7] R. SARDOS , R. RIVIER , " La matrice S . Du numérique à l'optique " , Masson , Paris , 1982 .
- [8] C. GENTILI , " Amplificateur et oscillateur micro-onde " , Masson , Paris , 1984 .
- [9] N. STALOWE , " Computer-Aided Design and Analyse of microwave transistor amplifiers " , Microwave Journal , Mai 1987 .
- [10] M. TRABELSI , A. DRIF , S. TOUNSI , "Conception assistée par ordinateur des amplificateurs à transistors micro-ondes " ,Projet de fin d'études, Alger , Janvier 1988 .

ECOLE NATIONALE POLYTECHNIQUE

Département de Génie-Civil

THESE DE MAGISTER

INCIDENCE DES DECROCHEMENTS VERTICAUX SUR LA REPOSE DYNAMIQUE
DES SYSTEMES A PLUSIEURS DEGRES DE LIBERTE

Présenté par BRANCI Taieb M. A. T.
Directeur de Thèse : TILIOUINE Boualem Professeur

- ملخص :
- هذا الموضوع يدرس تأثير التراجع العمودي على جواب ديناميكي الهياكل العالية .
اهتمام خاص قد تضمن دراسة الارتداد والاشكال الخاصة للاصراع المدعمة بالارواق
الطابا . يتبين أن :
- 1 . اذا كان التراجع العمودي متركزا في نصف طول الميكل نلاحظ انخفاض في الارتداد
الاساسي .
 - 2 . تفوق تحركات الطوابق للصرح الميكل ذات التراجع العمودي على مظهرها للميكل
الموحدة .
 - 3 . ان وجود البناية يساهم في ارتفاع القوة الداخلية للمنطقة الفاصلة بين الصرح
والقاعدة .

Résumé: L'objet de cette thèse est d'étudier l'effet d'irrégularités en élévation sur la réponse sismique des structures é-lancées , contreventées par portiques auto-stables , soumis à l'action de la réplique d'EL-ATTAF du 30/10/80. On montre que:

- 1- Pour un décrochement situé au milieu de la structure, une chute importante de la période fondamentale est constatée.
- 2- Les déplacements relatifs de niveau de la tour d'une structure décrochée sont nettement plus grands que ceux correspondants à la structure uniforme.
- 3- La présence de la maçonnerie apporte une augmentation importante des efforts de cisaillement au niveau de la zone de transition.

Summary : The aim of this work is to study the effects of set - backs on the dynamic response of multistory building frames subjected to the October 10 , 1980 EL - ATTAF earthquake. Results derived from study lead to the following conclusions :

1/ - For a set - back near the mid - height , a substantial decrease of the fundamental period is observed.

2/ - The higher modes of vibration of a set - back building can make a substantial contribution to its overall seismic response. This contribution increases with the slenderness of the tower.

3/ - Story drifts for the tower portion of a set - back building are substantially larger than those for the related uniform building.

4/ - The R.P.A.81 code regulations lead to an overestimation on the seismic stress resultants induced in set - back structures.

5/ - The presence of the masonry reduces in an appreciable manner the internal stress resultants . Never the less , an important increase of story - shears is observed , at the transition zone level.

1 - INTRODUCTION:

Les structures comportant des décrochements verticaux sont en pratique assimilées à des cas simples. En fait, le comportement dynamique de telles structures est modifié à cause des irrégularités en élévation. Une approche plus réaliste du problème posé par ce type de construction doit considérer le comportement de la structure base-tour dans son ensemble.

L'effet de ces irrégularités doit être pris en considération dans l'analyse des comportements dynamiques des structures en introduisant une multitude de paramètres ; ce qui conduit à des analyses tout à fait complexes et laborieuses.

La première étude du problème (1) de l'analyse des effets d'irrégularités sur la réponse sismique des bâtiments décrochés remonte aux années soixante. Le comportement de ce type de construction était simulé par des poutres consoles sujettes à l'action d'un mouvement sismique du sol. D'autres recherches ont permis de traiter le même problème en assimilant la tour de la structure à un système à un seul degré de liberté (2), (3). Une extension de ces travaux est présentée dans la référence (4) en modélisant la tour en un système à plusieurs degrés de liberté. Toutes ces méthodes ne sont applicables, néanmoins, que sous certaines conditions ; notamment lorsque le poids de la tour est si petit que la période fondamentale de la structure base-tour peut être assimilée à celle de la base considérée seule.

L'objet de la présente recherche est de présenter les résultats d'une étude analytique sur la réponse sismique des portiques de bâtiments de grandes hauteurs comportant des décrochements verticaux. Contrairement à ce qui a été employé dans les recherches précédentes, notre étude se base sur des modèles informatisés de bâtiments à planchers déformables composés de portiques auto-stables. Une partie de cette étude est consacrée à l'influence des paramètres prépondérants sur les périodes et les modes propres. Ensuite, les résultats d'une étude analytique du comportement d'une importante série de portiques soumis à l'action de la composante Nord-Sud de l'accélérogramme d'EL-ATTAF du 30 octobre 1980, sont présentés. Une deuxième partie est consacrée à l'étude de l'influence de la maçonnerie sur la réponse sismique.

II-STRUCTURES ETUDIEES

Un intérêt particulier est porté sur les structures décrochées élancées contreventées par des portiques auto-stables. On admettra que:

- Les portiques à décrochement vertical ont des propriétés similaires à celle des bâtiments courants à plusieurs étages.

- Le nombre de variables caractérisant les dimensions de ces portiques est réduit au minimum en vue d'isoler les paramètres importants et d'étudier leurs effets sur la réponse de la structure.

Il découle de ce qui précède que tous les modèles de portiques analysés dans le cadre de cette recherche peuvent-être déduits à partir d'un portique de référence de vingt étages ayant une base de trois travées et une tour centrale d'une seule travée en variant deux paramètres :

$$\text{- Rapport des hauteurs } R_H = h/H \quad (1a)$$

$$\text{- Rapport des aires } R_A = S_t / S_b \quad (1b)$$

où h : hauteur de la tour.

H : hauteur totale de la structure.

S_t : aire de la section en plan de la tour.

S_b : aire de la section en plan de la base.

Quatre différentes valeurs sont retenues pour le paramètre R_A : 1.0 , 2/3 , 1/3 et 1/9. La première valeur est associée au portique uniforme alors que les trois autres valeurs correspondent aux rapports des sections indiquées sur la figure 1. Les valeurs attribuées au paramètre R_H sont : 0.00 , 0.25 , 0.50 et 0.75 ; elles correspondent au bâtiment uniforme et aux bâtiments décrochés ayant respectivement une tour de cinq , dix et quinze étages. La composante Nord-Sud de l'accélérogramme d'EL-AITAF (Figure 2) enregistrée lors de la réplique du tremblement de terre d'EL-ASNAM du 10 octobre 1980 (5) est utilisée comme mouvement de base pour l'étude analytique de la réponse sismique. Une partie de l'analyse est conduite avec l'hypothèse d'un amortissement nul , afin d'isoler les effets de forme de ceux de l'amortissement sur la réponse.

III - RESULTATS DE L'ANALYSE

Le tableau ci-après et la figure 3 montrent les effets des paramètres R_A et R_H sur les périodes propres de vibration d'une série de portiques.

R_H	R_A	1 ^{er} mode	2 ^{ème} mode	3 ^{ème} mode	4 ^{ème} mode	5 ^{ème} mode
0.00	1.0	3.985	1.672	0.502	0.304	0.112
0.25	2/3	3.812	1.606	0.501	0.280	0.102
	1/3	3.480	1.523	0.480	0.242	0.120
	1/9	3.200	1.423	0.419	0.224	0.116
0.50	2/3	3.640	1.711	0.510	0.300	0.118
	1/3	3.272	1.754	0.700	0.316	0.140
	1/9	2.700	1.830	0.605	0.383	0.173
0.75	2/3	3.710	1.600	0.511	0.290	0.100
	1/3	3.370	1.480	0.602	0.242	0.093
	1/9	3.080	1.360	0.766	0.270	0.113

Effets de R_H et R_A sur les périodes propres de vibration des constructions à décrochement vertical (en secondes).

D'après ces résultats il ressort les constatations suivantes:

1- La période fondamentale diminue quand le rapport des aires diminue. Cette observation est valable pour tous les portiques à décrochement vertical ; la diminution étant d'autant plus accentuée que le niveau du décrochement est voisin de la mi-hauteur de la structure ($R_H = 0.5$).

2- Pour le décrochement vertical situé à mi-hauteur on constate une augmentation de la période du deuxième mode pour des valeurs décroissantes de R_A .

3- Les changements de périodes pour le deuxième et troisième mode de vibration sont moins importantes que pour le 1^{er} mode. Pour les quatrième et cinquième modes ces changements sont encore moins sensibles aux variations de R_A .

IV - REPONSE A L'ACTION SISMIQUE

IV.1 - Introduction :

Les périodes et les modes propres dépendent uniquement des caractéristiques du bâtiment représentées par le rapport masse-raideur et leur distribution. Cependant , la réponse sismique dépend non seulement des caractéristiques du bâtiment mais aussi des caractéristiques du mouvement du sol. Dans ce cadre , il importe de noter que l'insuffisance d'enregistrements sismiques de fortes amplitudes dans certaines régions , couplées avec la nécessité de procéder à des analyses non linéaires de structures d'importance stratégique ont conduit certains chercheurs à développer des modèles de simulation des séismes artificiels (6),(7),(8).

Par ailleurs , il y a lieu de remarquer que les actions sismiques les plus étudiées et les plus connues sont les séismes de type Californien (El-Centro , Taft , San-Fernando , ...) (9). Ces séismes sont caractérisés par une assez longue durée de chargement et de déchargement dans les deux sens et par des valeurs comparables d'énergie. Pour notre cas d'espèce , nous considérons le séisme de Chlef , moins étudié et moins exploité , à caractère mono-choc et caractérisé par de grandes accélérations verticales.

IV.2 - Déplacements latéraux relatifs maximaux des étages:

La figure 4 montre pour les valeurs de R_H considérés , les effets de R_A sur les déplacements relatifs des étages de différentes constructions à décrochement vertical soumises à l'action de la réplique d'EL-ATTAF. A titre de comparaison , la réponse du bâtiment uniforme est représentée sur la même figure , ce qui permet de noter les observations suivantes:

Les déplacements relatifs de niveaux , dans la partie base des structures décrochées sont plus petits que ceux correspondant au bâtiment uniforme. Néanmoins , il importe de remarquer que les déplacements relatifs correspondant à la partie supérieure des tours des structures décrochées sont nettement plus grands que ceux correspondant au bâtiment uniforme . Cette augmentation étant d'autant plus substantielle que les tours sont plus élancées. A titre d'exemple on constate que pour les valeurs de $R_H = 0.25$ et $R_A =$

1/9 le déplacement maximum relatif de niveau dans la partie supérieure de la tour est pratiquement égal à quatre fois celui du même niveau du bâtiment uniforme.

IV.3 - Effets de l'interaction maçonnerie-structure sur la réponse sismique:

L'interaction maçonnerie-structure peut avoir un effet considérable sur le comportement global de la structure et sur la réponse des éléments structuraux. Des dommages importants causés aussi bien aux éléments de portiques qu'aux panneaux de remplissage ont été observés (10). Un problème majeur inhérent à l'analyse sismique des ossatures remplies de maçonnerie réside dans la différence de nature et de comportement des éléments composant la maçonnerie d'une part et leur interaction d'autre part. Sous l'action des forces sismiques, la maçonnerie du remplissage participe aussi à la reprise d'une partie de ces forces, modifiant ainsi la rigidité de la structure considérée. De nombreuses recherches ont mis en évidence cette observation (11), (12).

Dans cette étude et sur la base des programmes de calcul établis précédemment, le problème de l'évaluation théorique des effets de maçonnerie sur les sollicitations finales de calcul des systèmes vibratoires à plusieurs degrés de liberté est étudié. A cet effet, nous utilisons la méthode dite "équivalente" basée sur le concept de la bielle diagonale. La largeur effective, l , de la bielle diagonale permettant de déterminer la raideur moyenne de la maçonnerie a pour expression (13):

$$l = 0.175 h \frac{E_r \cdot e \cdot \sin(2\theta)}{4 \cdot E_p \cdot I_p \cdot h_p} \quad (2)$$

où

E_r et E_p désignent respectivement les modules d'élasticité du remplissage et du portique.

θ : l'angle que fait la bielle avec les poutres du portique.

e : l'épaisseur du remplissage.

h : la hauteur d'étage.

I_p , h_p : représentent respectivement le moment d'inertie et la hauteur des poteaux entre nus intérieurs des poutres.

Les effets de l'interaction maçonnerie-structure sont examinés en analysant séparément les réponses sismiques d'une structure uniforme et d'une structure décrochée. Pour chaque cas l'analyse dynamique de la structure étudiée est conduite tantôt en prenant en compte la contribution du remplissage tantôt en la négligeant.

La figure 5 montre clairement que la présence de la maçonnerie augmente de façon sensible les forces sismiques, les efforts tranchants et les moments fléchissants de calcul. Cette augmentation a lieu pour chaque niveau et est d'autant plus importante que l'on s'approche de la base, indépendamment du fait que la structure soit décrochée ou non. En outre, on constate que la zone de transition est le siège d'une augmentation importante des efforts sismiques.

V - CONCLUSION

La présente recherche a permis d'étudier l'influence des décrochements verticaux sur la réponse dynamique des constructions de grandes hauteurs. Un intérêt particulier a été porté sur l'étude des périodes et des modes propres de vibration. Les portiques utilisés à cet effet sont modélisés sous la forme de systèmes dynamiques ayant un nombre fini de degrés de liberté. Les réponses dynamiques de ces portiques dépendent non seulement de leurs caractéristiques intrinsèques (distributions de masse et de rigidité entre autres degré d'amortissement...) mais aussi de l'excitation sismique considérée.

L'effet de ces caractéristiques sur les réponses est étudié, ensuite une analyse dynamique, basée sur l'accélérogramme d'EL-Attaf du 30 octobre 1980, est effectuée. Par ailleurs, à titre exploratoire, une partie de ce travail a été consacrée à l'étude de l'interaction maçonnerie-structure et notamment à l'effet du remplissage sur la réponse dynamique.

Il ressort de la présente étude, les conclusions importantes suivantes:

- 1- La période fondamentale d'une structure décrochée diminue quand le rapport des aires diminue. La diminution est d'autant plus accentuée que le niveau du décrochement est plus

proche de la mi-hauteur de la structure.

2- Dans la partie supérieure de la tour d'une construction décrochée, les déplacements relatifs maximums des étages sont nettement plus grands que ceux correspondants au bâtiment uniforme. Il en résulte que d'importants déplacements peuvent se produire pour des séismes de moyennes ou de fortes intensités, impliquant éventuellement la formation de rotules plastiques dans les poteaux de la partie tour.

3- La réponse de la maçonnerie tend à modifier les caractéristiques dynamiques de la structure en augmentant sa rigidité et par suite l'effort tranchant maximal de base.

BIBLIOGRAPHIE

- (1) - G.V. BERG " Earthquake stresses in tall buildings with setbacks " Proc. 2nd Symp. Earth. Engn. ,Univ. of Roorkee , INDIA , 1963.
- (2) - R.A. SKINNER , D.W.C. SKILTON and D.A. LAWS " Unbalanced buildings and buildings with light towers under earthquake forces " Proc. 3rd World Conf. Earth. Engn. II , NEW ZEALAND , 1965.
- (3) - J. PENZIEN and A. CHOPRA " Earthquake response of appendage on multi-story buildings " Proc. 3rd World Conf. Earth. II , NEW ZEALAND , 1965.
- (4) - J. PENZIEN " Earthquake response of irregularly shaped buildings " Proc. 4th. World Conf. Earth. Engn. II , SANTIAGO , CHILE , 1969.
- (5) - J. PETROVSKI et AL " Corrected accelerograms and ground velocity and displacement curves for selected strong motion records taken in EL-ASNAM region , Algeria , in the period of october 21 to november 8 , 1980 " Inst. of Earth. Engn. Seis. Univ. (Kiril and Metodij) SKOPJE , 1981.
- (6) - D. GASPARINI and E.H. VANMACKE " Simulated earthquake motion compatible with prescribed response spectra " Research Report R76 - 4 , Depart. of Civil Engn. , M. I. T. , 1976.
- (7) - N.W. POHLEMUS and A.S. GUSMAK " Simulation of earthquake ground motions using auto-regressive moving average models" 1981.
- (8) - B. ILLIQUINE " Nonstationary analysis and simulation of seismic signals " P . H . D. Thesis , Department of Civil Engineering STANFORD Univ. , U. S. A. , 1981.
- (9) - Analyses of strong earthquake accelerograms ; vol.III , response spectra parts A-C , Earth. Engn. Research labo. , CALIFORNIA Inst. of Techn. , 1972.
- (10) - T. NAKAMURA " Experimental study on masonry walls " Proc. Kinki Branch Arch. Inst. JAPAN , 1983.

- (11) - T.C. LIAUW and S.W. LEE " On the behaviour and the analysis of multi-story infilled frames subjected to lateral forces " Proc. Inst. of Civil Engn. , 1977.
- (12) - NGUYEN LENINH "Etude théorique-expérimentale du comportement des cadres en béton armé avec des remplissages en maçonnerie soumis aux charges horizontales " Symposium International de CHLEF , 1987.
- (13) - T. BOUCHAKOR " Interaction entre ossature en béton armé et maçonnerie de briques creuses sous sollicitations de type sismique " Thèse de Docteur-Ingénieur , Ecole Nationale Des Ponts et Chaussées , PARIS , 1984.

COUPE A-A

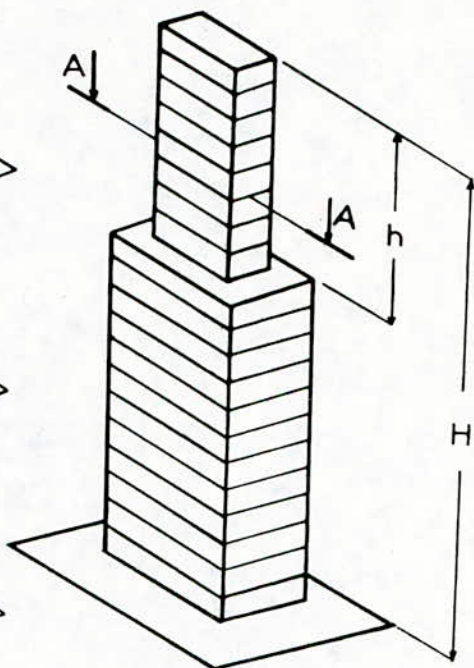
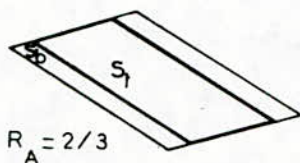
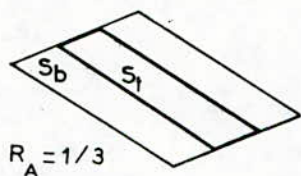
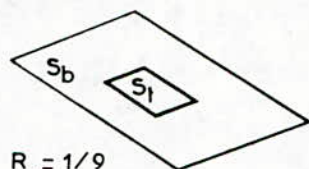


Fig.1_ Batiment décroché avec ses trois vues en plan

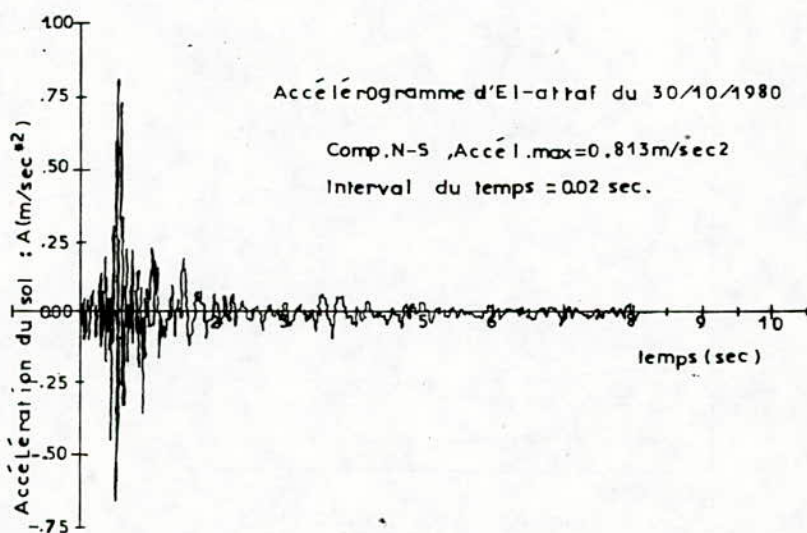


Fig.2_ Accélérogramme d'une réplique du séisme de CHLEF du 10/10/80

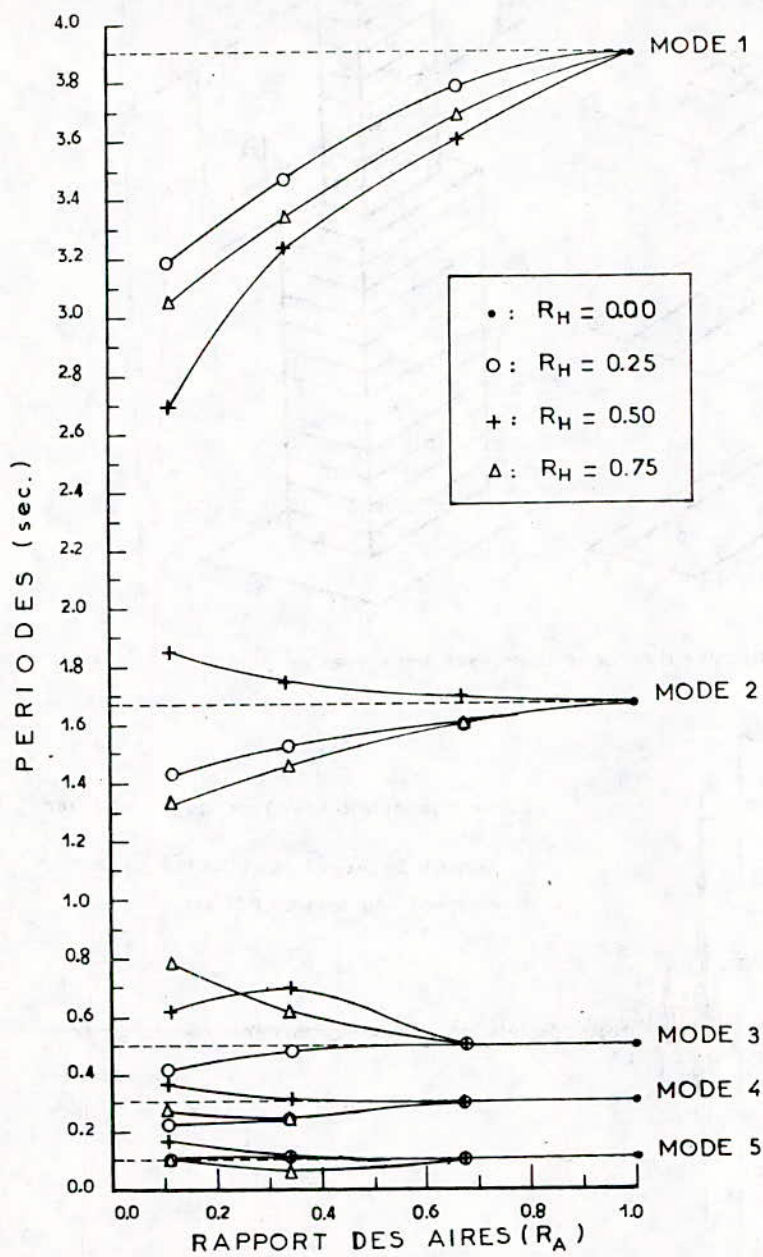


Fig.3 - Effet du rapport des aires sur les périodes propres d'une série de structures décrochées

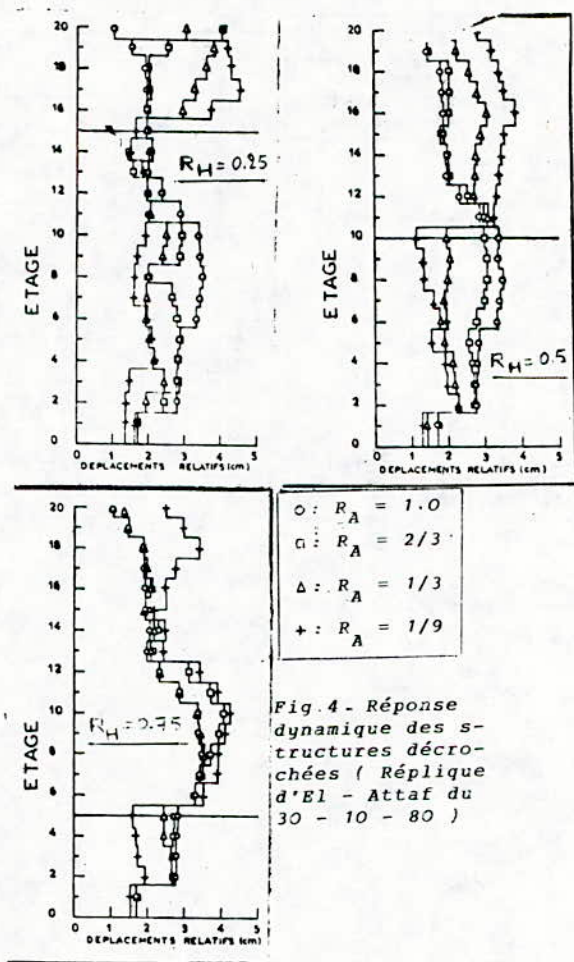


Fig. 4 - Réponse dynamique des structures décrochées (Réplique d'El - Attaf du 30 - 10 - 80)

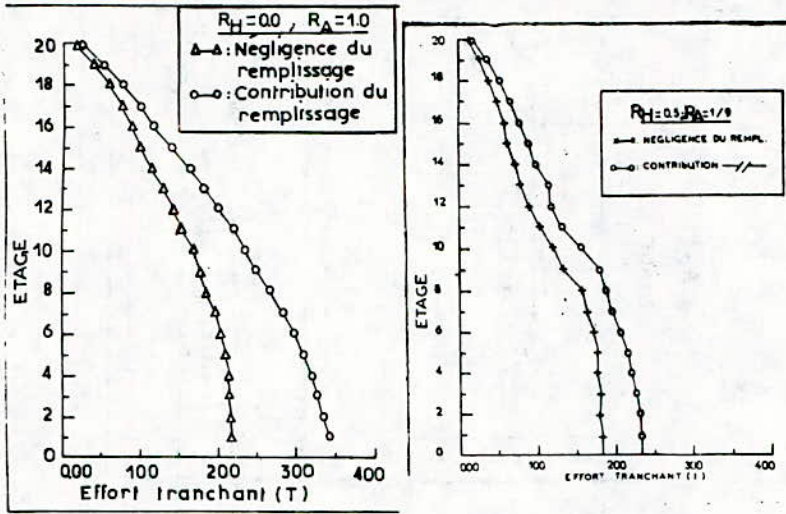


Fig. 5. Effet de la maçonnerie sur la distribution des actions sismiques de calcul.

Etude du tube à choc et élaboration de
logiciels de simulation

A. GAHMUSSE ,M. BENBRAÏKA

Laboratoire de gazodynamique
Département de génie-mécanique
Ecole Nationale Polytechnique

ملخص : لقد قمنا بصياغة برنامج معلوماتي خبير قصد محاكاة ظروف التجارب التي تتم داخل أنبوب الصدم. لأن هذا البرنامج يمكن من توقع كل الحالات الديناميكية والترموديناميكية للانسياب داخل أنبوب الصدم في حالات موجات الصدم العارضة والمنعكسة كلياً وجزئياً. كما يمكن كذلك من رسم المخطط الزمن بواسطة تقنية خاصة تستعمل طريقة المميزات، ومن حساب طول الانسياب الساخن، زمن التجربة، وسكن الطبقة الحدودية في حالة الانسيابات اللزجة.

RESUME

Nous avons conçu un programme informatique expert destiné à la simulation des conditions d'expériences dans le tube à choc.

Ce programme permet de prévoir les conditions dynamiques et thermodynamiques des écoulements dans le tube à choc dans les cas d'ondes de choc incidente, réfléchie et partiellement réfléchie. Il permet de tracer le diagramme $t-x$ par une méthode numérique utilisant la méthode des caractéristiques, et de calculer la longueur de l'écoulement chaud, le temps d'essai et l'épaisseur de la couche limite dans le cas des écoulements visqueux.

ABSTRACT

An expert computer program has been written to simulate conditions of experiments on a shock tube.

This program is designed to forecast the dynamic and thermodynamic flow conditions in the shock tube in cases of incident, reflected and partially reflected shock waves. It plots the $t-x$ diagram by a numerical procedure using the method of characteristics, and compute the length of the hot flow, the test time and boundary layer thickness for viscous flow.

NOTATIONS :

ρ	: Masse volumique	(kg/m ³)
u	: Vitesse de particule selon la direction x	(m/s)
t	: Temps	(s)
x	: Coordonnée espace ,longueur	
p	: Pression	(Kg/m.s ²)
P , Q	: Paramètres de Riemann	
D/Dt	: Dérivée substantielle dans la direction de la trajectoire de la particule .	
$\partial/\partial t$: Dérivée dans la direction des lignes caractéristiques ;	
h	: Enthalpie	(kj/kg)
r	: Constante des gaz parfaits	(kj/kg.K)
R	: Constante universelle des gaz	(kj/kmol.K)
T	: Température (K) , rapport (l/lm)	
s	: Entropie	(Kj/Kg.K)
v	: Vitesse relative de particule(m/s),volume massique (m ³ /kg)	
a	: Vitesse locale du son	(m/s)
γ	: Rapport des chaleurs spécifiques ,adimensionnel	
M	: Nombre de Mach ,adimensionnel	
δ	: Epaisseur de la couche limite	(mm)
δ^*	: Epaisseur de la couche limite de déplacement	(mm)
l, L	: Longueur	(m)
v	: Viscosité cinématique	(m ² /s)
u	: Viscosité dynamique	(kg/m.s)
B, D	: Constantes	
X	: Rapport = $x_s/(W.lm)$	
A	: Section (m ²) , rapport de vitesses soniques	
τ	: Temps d'essai	(ms)
W	: $u_s/(u_s - u_2)$	
d	: diamètre du tube de travail	(m)

Indices:

e,o	: relatif aux conditions juste en aval de l'onde de choc (non influencées par la couche limite) .
w,o	: relatif aux conditions à la paroi juste en aval de l'onde de choc .
w	: relatif à la paroi
e	: relatif aux conditions en aval de l'onde de choc dans un repère lié à l'onde de choc .
i	: Chiffre définissant une zone du tube à choc .
ij	: Rapport de deux paramètres entre deux zones différentes
t	: Total
s	: Relatif à l'onde de choc incidente
r	: Relatif à l'onde de choc réfléchie
m	: Maximum
∞	: Infini

1. Introduction

Naguère l'aérodynamique hypersonique classique pouvait à peine donner des indications sur les forces et les transferts de chaleur dans les couches limites et l'onde de tête autour des satellites et engins spatiaux lors de leur déplacement dans l'atmosphère ; grâce à des progrès relativement récents, les essais dans les tubes à choc ont permis de faire comprendre et de dimensionner ces phénomènes .

L'utilisation du tube à choc couvre la plage de travail des souffleries subsonique, transsonique, supersonique et hypersonique . Le tube à choc est donc tout indiqué pour simuler des écoulements à températures élevées et à des nombres de Mach variant sur une grande plage , /1/ , /2/ , /3/ .

Grâce à la mise au point d'une instrumentation de mesure très sensible , le tube à choc a permis de remplacer avantageusement dans de nombreux domaines de la physique et de la chimie des gaz certaines installations classiques .

Il permet de réaliser certaines expériences jamais faites pour plusieurs raisons parmi lesquelles nous citons ,/4/ :

- La haute température est pratiquement homogène dans un grand volume . Elle est atteinte rapidement et ne dure que quelques millisecondes .
- Les gaz chaud et froid sont séparés par une zone plane de quelques libres parcours moyens .
- On peut effectuer des observations dans un gaz en mouvement rapide ou au repos .
- Les états des gaz sont calculés d'une manière exacte à partir de la vitesse de propagation du choc et d'une manière approchée à partir des conditions initiales .

Outre les utilisations dans les recherches en écoulements subsonique , transsonique , supersonique et hypersonique , le tube à choc couvre plusieurs domaines de la physique et de la chimie , /5/ , /6/ .

En chimie , il est utilisé pour des études de combustion et de la cinétique chimique .

En physique , on l'utilise pour l'étude des interactions d'ondes , du phénomène de condensation , des écoulements transitoires et du phénomène de la couche limite , de la physique des gaz à hautes températures , du rayonnement , de la relaxation , de l'ionisation , de la conductibilité et de la magnétohydrodynamique . Il a servi aussi pour les essais et l'étalonnage des instruments de mesure .

Cependant , l'utilisation d'un tel dispositif dans des conditions expérimentales nécessite un travail préalable ayant pour but de déterminer la longueur optimale du tube et les conditions de déroulement de l'expérience . D'où utilité de programmes . Ces programmes sont destinés à éliminer la dépendance d'informations , qui ne sont pas souvent disponibles , pouvant entraîner un sous ou surdimensionnement coûteux . Ils servent au dimensionnement adéquat et à la simulation de conditions d'expérience dans le tube à choc permettant un gain de temps notable .

Dans notre étude , nous avons présenté la méthode des

caractéristiques adaptée aux écoulements dans les tubes à choc .
 La théorie du tube à choc appuyée sur les paramètres de Riemann est exposée de façon détaillée .
 Le premier programme , reprenant la théorie du tube à choc , permet de calculer tous les paramètres dynamiques et thermodynamiques des écoulements dans le tube à choc .
 Une procédure numérique basée sur la méthode des caractéristiques a permis d'élaborer un programme pour le traçage du diagramme t-x .
 Enfin , le troisième programme établi permet de simuler les conditions de l'expérience dans le cas des écoulements visqueux .

2. Considérations générales .

Le tube à choc dans sa forme simplifiée est constitué de deux tubes (moteur et de travail) séparés par un diaphragme . Le tube moteur contient un gaz à haute pression , le tube de travail un gaz à basse pression . Après rupture du diaphragme , une onde de choc plane se propage dans le gaz de travail . Celle-ci induit derrière elle une zone , à paramètres déterminables , dans laquelle on place le modèle à étudier .
 la notation des différentes zones est indiquée sur la figure 1 .

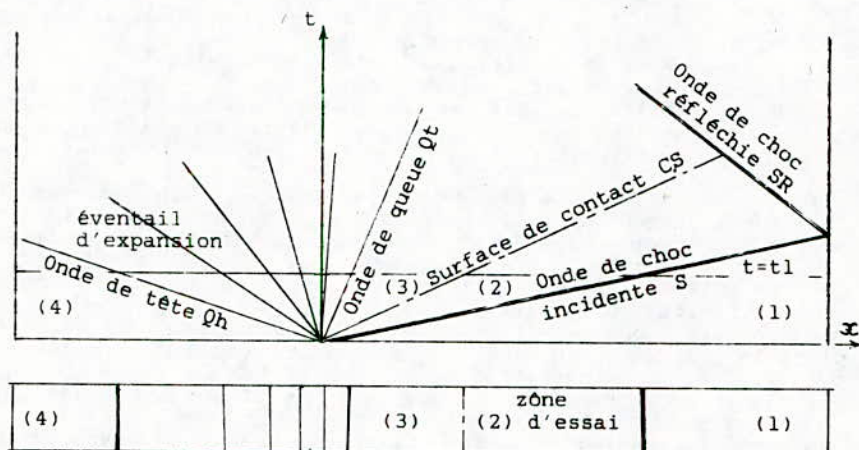


figure 1. Le tube à choc après rupture de la membrane .

3 - Description de la méthode des caractéristiques .

L'écoulement dans le tube à choc est supposé supersonique . Les équations qui régissent ce type d'écoulement sont des équations linéarisées du type hyperbolique /7/. En l'absence d'une solution analytique , des méthodes numériques , telle que la méthode des caractéristiques sont employées , /7/ , /8/ .

3.1 Hypothèses et équations .

Le tube à choc considéré est à section constante .
L'écoulement est unidimensionnel et non permanent .

Les équations régissant le phénomène étudié sont respectivement les équations de continuité , de quantité de mouvement , de l'énergie , des gaz parfaits ainsi qu'une équation réunissant le premier et le second principe de la thermodynamique

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x} (\rho \cdot u) = 0 \quad (1)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho \cdot u) + \frac{\partial}{\partial x} (\rho \cdot u^2) = - \frac{\partial P}{\partial x} \quad (2)$$

$$\frac{Dh}{Dt} = \frac{1}{\rho} \frac{Dp}{Dt} + T \frac{Ds}{Dt} \quad (3)$$

$$p = \rho \cdot r \cdot T \quad (4)$$

$$T \cdot ds = dh - v \cdot dp \quad (5)$$

En utilisant les équations précédentes , la dérivée substantielle $\frac{D}{Dt} = \frac{\partial}{\partial t} + u \cdot \frac{\partial}{\partial x}$, nous obtenons après certaines transformations l'équation aux dérivées partielles suivante qui est du premier ordre à coefficients non constants avec second membre :

$$\frac{\partial}{\partial t} \left(\frac{2}{\gamma-1} a \mp u \right) + (u \mp a) \cdot \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{2}{\gamma-1} a \mp u \right) = - \left(\frac{a}{r} \frac{Ds}{Dt} \mp \frac{a}{\gamma} \frac{\partial s}{\partial x} \right) \quad (6)$$

Le membre gauche de l'équation (6) représente la dérivée du paramètre $\left(\frac{2}{\gamma-1} a \mp u \right)$ dans la direction des courbes caractéristiques

Il est possible à une perturbation de se propager par le moyen de courbes caractéristiques dans un écoulement non permanent . Les courbes ont des pentes données par $dx/dt = u \mp a$. La trajectoire de la particule a pour pente $dx/dt = u$, dans le diagramme temps - espace (t-x) .

Nous introduisons les paramètres de Riemann P et Q comme suit :

$$P = \frac{2}{\gamma-1} a + u \quad Q = \frac{2}{\gamma-1} a - u \quad (7), (8)$$

Les paramètres de Riemann sont des courbes sur lesquelles les quantités $\left(\frac{2}{\gamma-1} + u \right)$ et $\left(\frac{2}{\gamma-1} - u \right)$ sont conservées malgré les changements en u et a .

L'équation (6) se réduit au système suivant :

$$\frac{\delta P}{\delta t} = - \left(\frac{Ds}{r Dt} + \frac{a}{\delta} \frac{\partial s}{\partial x} \right) \quad (9)$$

$$\frac{\delta Q}{\delta t} = - \left(\frac{Ds}{r Dt} - \frac{a}{\delta} \frac{\partial s}{\partial x} \right) \quad (10)$$

dont la résolution se fait par les méthodes numériques ou graphiques des différences finies /8/, /9/. Avec l'hypothèse d'écoulement isentropique, les membres droits des équations (9) et (10) s'annulent et les P et Q deviennent constantes ; le problème se réduit alors à deux variables indépendantes u et a .

4 - Théorie du tube à choc .

En utilisant les équations de continuité , de quantité de mouvement , de l'énergie , l'équation d'état des gaz parfaits à travers une onde de choc plane , nous tirons les rapports P_{21} , T_{21} , ρ_{21} et M2 en fonction du nombre de Mach de choc Ms .

Ces relations vraies pour un gaz parfait prévoient exactement le comportement d'un gaz inerte tel que l'argon jusqu'à de très hautes températures (6000 K) . Pour l'air , ces relations s'utilisent jusqu'à 1000 K dans la plage des pressions utilisées dans le tube de travail /10/.

La théorie du tube à choc fait intervenir même en écoulement unidimensionnel une gazodynamique très complexe régie par un ensemble d'équations en écoulement non permanent . Ces équations permettent de déterminer les rapports thermodynamiques les plus caractéristiques .

La détente à travers l'éventail d'expansion se fait isentropiquement ; la quantité $2 a / (\gamma - 1) + u$ est conservée et nous pouvons écrire :

$$\frac{2 a_4}{\gamma_4 - 1} + u_4 = \frac{2 a_3}{\gamma_3 - 1} + u_3 \quad (11)$$

A la surface de contact ou interface , nous avons :

$$P_3 = P_2 \quad \text{et} \quad u_3 = u_2$$

Nous trouvons après certaines transformations le rapport P_{41} des pressions initiales de part et d'autre du diaphragme .

$$P_{41} = \left(\frac{2 \gamma_1 \cdot Ms - (\gamma_1 - 1)}{\gamma_1 + 1} \right) \left(\frac{1}{1 - \frac{\gamma_4 - 1}{\gamma_1 + 1} \frac{a_1}{a_4} \left(Ms - \frac{1}{Ms} \right)} \right) \frac{2 \gamma_4 / \gamma_4 - 1}{Ms} \quad (12)$$

Les courbes de la figure 2 montrent que le nombre de Mach de choc Ms croit , pour un même rapport de pression P_{41} , avec

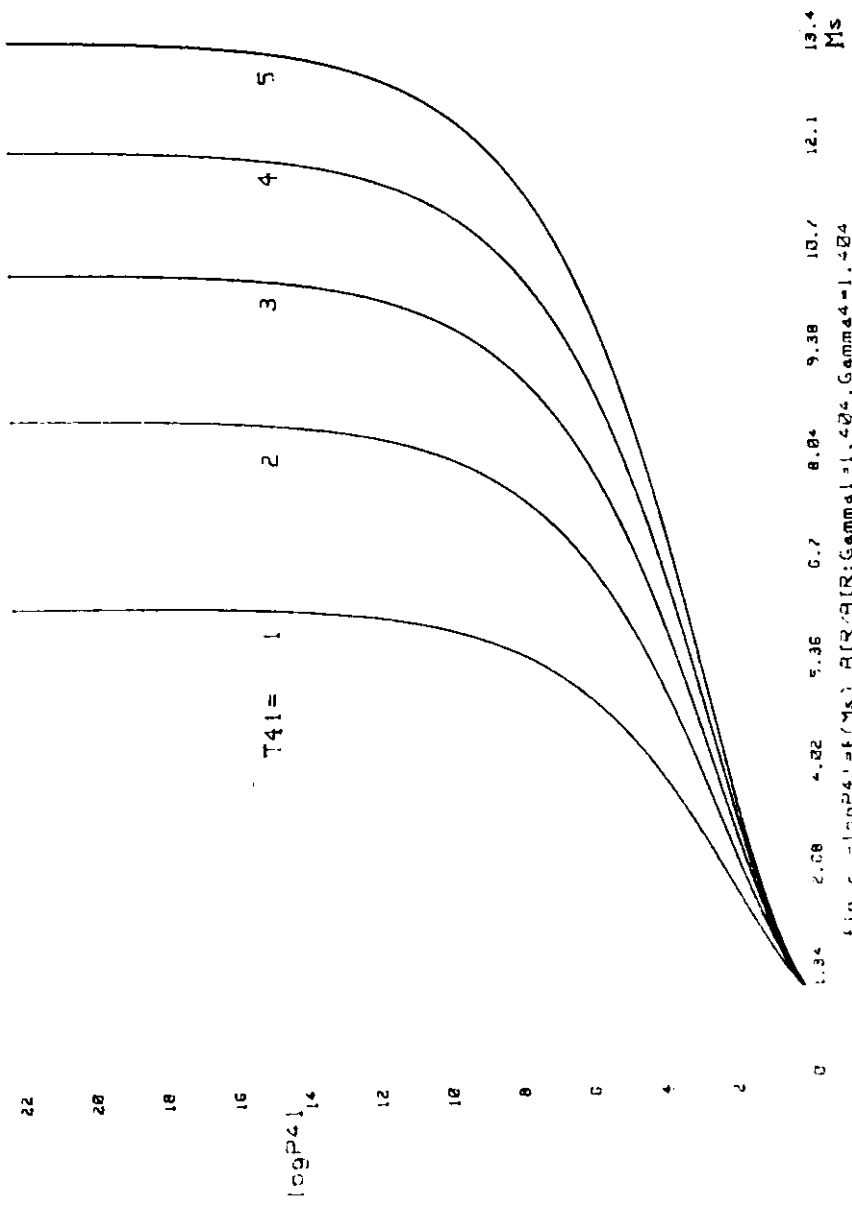


fig. 2 - $\log p_{41} = f(M_s)$, $A[R^2]R$: $\text{Gamma}(1, 4.0^2)$, $\text{Gamma}(4, 1.48^2)$
 pour les rapports de température $T_4/T_1 = 1, 2, 3, 4, 5$

l'augmentation du rapport des températures T_{41} ($T_{41} = f(a_{41})$). Aussi, nous déduisons des courbes et de l'équation 12 que M_s augmente avec p_{41} et tend vers une valeur limite lorsque $p_{41} \rightarrow \infty$.

Une étude similaire à l'onde de choc incidente permet de trouver les relations qui régissent l'onde de choc réfléchie à savoir u_r , u_{15} , M_r , T_{52} , P_{52} , S_{52} .

Il est plus commode de retrouver les paramètres après l'onde de choc réfléchie en fonction des paramètres initiaux en utilisant les rapports P_{51} et T_{51} en fonction de M_s .

Dans le tableau qui suit, nous donnons un échantillon de comparaison entre les intensités des ondes de choc incidente et réfléchie et les états derrière elles pour deux exemples types (Air, Azote ; $\gamma = 1.4$) et (Argon ; $\gamma = 1.667$) pour montrer l'effet du nombre de Mach de choc M_s sur certains paramètres caractéristiques.

γ	M_s	P_{21}	P_{52}	T_{21}	T_{52}	S_{21}	S_{52}	u_r/u_s	M_2	M_r
1.4	2	4.5	3.32	1.69	1.48	2.66	2.24	0.502	0.96	1.73
1.4	6	41.88	6.5	8	2.12	5.23	6.9	0.36	1.72	2.46
1.667	2	4.75	3.14	2.08	1.654	2.29	1.89	0.625	0.78	1.64
1.667	6	44.75	5.5	12.12	2.27	3.69	2.42	0.51	1.256	2.14

En ouvrant l'extrémité du tube de travail et en le prolongeant par une tuyère convergente divergente, nous réalisons une soufflerie à choc étendant ainsi l'usage du tube à choc aux écoulements hypersoniques ($M > 5$).

Outre les relations précédentes pour l'onde de choc réfléchie, le nombre de Mach en zone 5 est égal au rapport v_5/a_5 . M_5 prendra la forme suivante :

$$M_5 = \frac{M_2 - \frac{2}{\gamma_1 + 1} \cdot \left(M_r - \frac{1}{M_r} \right)}{\left(\frac{2 \gamma_1 \cdot M_r^2 - (\gamma_1 - 1)}{(\gamma_1 + 1)^2 \cdot M_r^2} \right) \cdot \left((\gamma_1 - 1) \cdot M_r^2 + 2 \right)^{1/2}} \quad (13)$$

5 - Diagramme t-x.

Le diagramme t-x permet de montrer l'évolution de l'onde de choc, de la surface de contact, de l'onde de choc réfléchie, de l'interaction de l'éventail d'expansion avec les ondes de compression. L'onde de choc réfléchie et la réflexion de l'onde de tête Q_h conditionnent dans un premier lieu l'expérience.

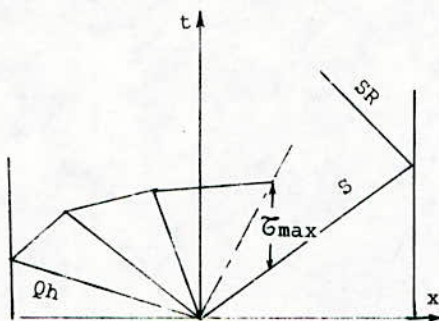


figure 3. Cas de prépondérance de la réflexion de l'onde Qh .

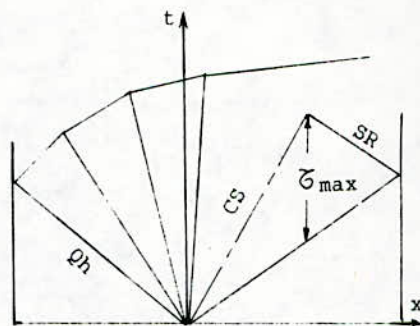


figure 4. Cas où la réflexion de l'onde Qh n'a pas d'effets .

Lorsque l'onde réfléchie de Qh rattrape la surface de contact avant l'onde de choc réfléchie, elle conditionne la section dans laquelle on doit mettre le modèle à étudier ; elle réduit aussi le temps d'essai, et par conséquent nous renseigne sur le choix du nombre de Mach de choc Ms. Si par contre c'est l'onde de choc réfléchie qui rencontre la première la surface de contact alors l'onde réfléchie de Qh n'a pas d'effets (figures 3 et 4).

5.1 Description de la méthode de traçage du diagramme t-x .

Pour pouvoir tracer le diagramme t-x, il faut déterminer les coordonnées temps et espace pour toutes les mailles. Nous avons divisé le travail en deux parties. La première consiste à représenter l'interaction de l'éventail d'expansion avec la réflexion de l'onde Qh (figure 5). La deuxième, à tracer le réseau complet de mailles (figure 6).

5.1.1 Equations de base .

Pour les ondes P et Q nous avons respectivement :

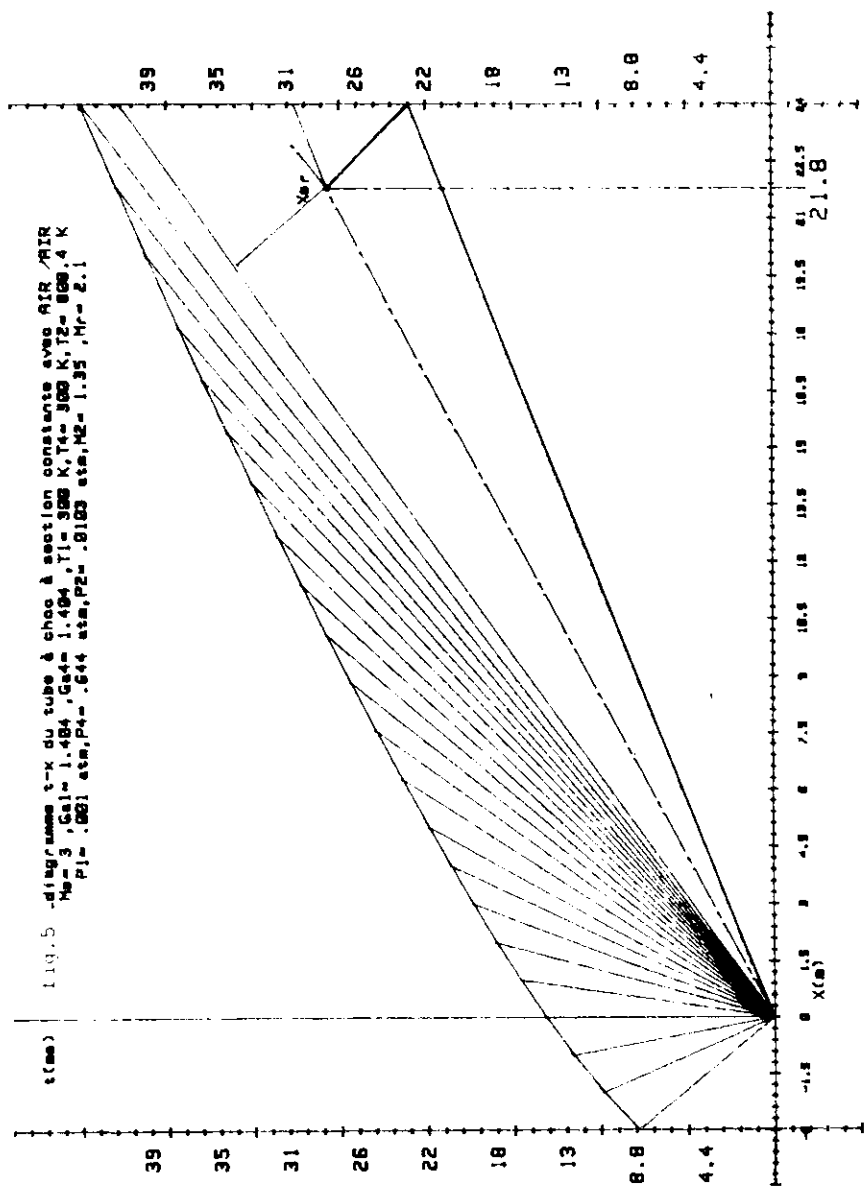
$$x/t = u_p + a_p \quad (14)$$

$$x/t = u_q - a_q \quad (15)$$

Les indices p et q sont relatifs respectivement aux ondes P et Q. L'intersection de P et Q permet d'écrire :

$$\frac{2 a_p}{\gamma - 1} + u_p = \frac{2 a_q}{\gamma - 1} - u_q \quad (16)$$

Pour la première partie, il s'agit de résoudre le système à quatre inconnues (uq, aq, x, t). Nous proposons la méthode suivante :



119.5 -diagramme t-x du tube à choc à section constante avec AIR AIR
 $M_1 = 3$, $C_{a1} = 1.484$, $C_{a2} = 1.404$, $T_1 = 300$ K, $T_2 = 300$ K, $T_3 = 800$, 4 K
 $P_1 = .001$ atm, $P_2 = .644$ atm, $P_3 = .8103$ atm, $M_3 = 1.35$, $M_2 = 2.1$

à partir du point (t_1, x_1) nous menons fictivement l'horizontale t_1 qui coupe Qt au point (t_1, x_0) . Nous divisons la distance $x_0 - x_1$ en un nombre quelconque de divisions égales (n par exemple); c'est le nombre d'ondes d'expansion.

Le nombre de divisions va nous donner les positions x des différents points c'est à dire les x_{ij} avec $i=1$ et $j=1, n$. Comme la pente pour les ondes Q est égale à t/x , nous pouvons écrire :

$$\beta_{ij} = t_{ij} / x_{ij} = 1/(u_{ij} - a_{ij}) \quad (17)$$

où β_{ij} est la tangente de l'angle compris entre deux ondes d'expansion successives.

lorsque $j = j + 1$, nous aurons :

$$\beta_{i, j+1} = t_{i, j+1} / x_{i, j+1} = 1/(u_{i, j+1} - a_{i, j+1}) \quad (18)$$

Comme les $x_{i, j+1}$ sont fixés, il ne reste dans l'équation (18) que trois inconnues à savoir $t_{i, j+1}$, $u_{i, j+1}$ et $a_{i, j+1}$. L'interaction d'une onde P et d'une onde Q permet d'écrire :

$$\frac{2 a_{ij}}{\gamma - 1} + u_{ij} = \frac{2 a_{i, j+1}}{\gamma - 1} - u_{i, j+1} \quad (19)$$

Dans le cas $j=1$, nous avons $a_{11} = a_1$ et $u_{11} = 0$. Les a_{1j} et u_{1j} ont été déjà déterminés. Il ne reste dans l'équation (19) comme inconnues que $a_{1, j+1}$ et $u_{1, j+1}$.

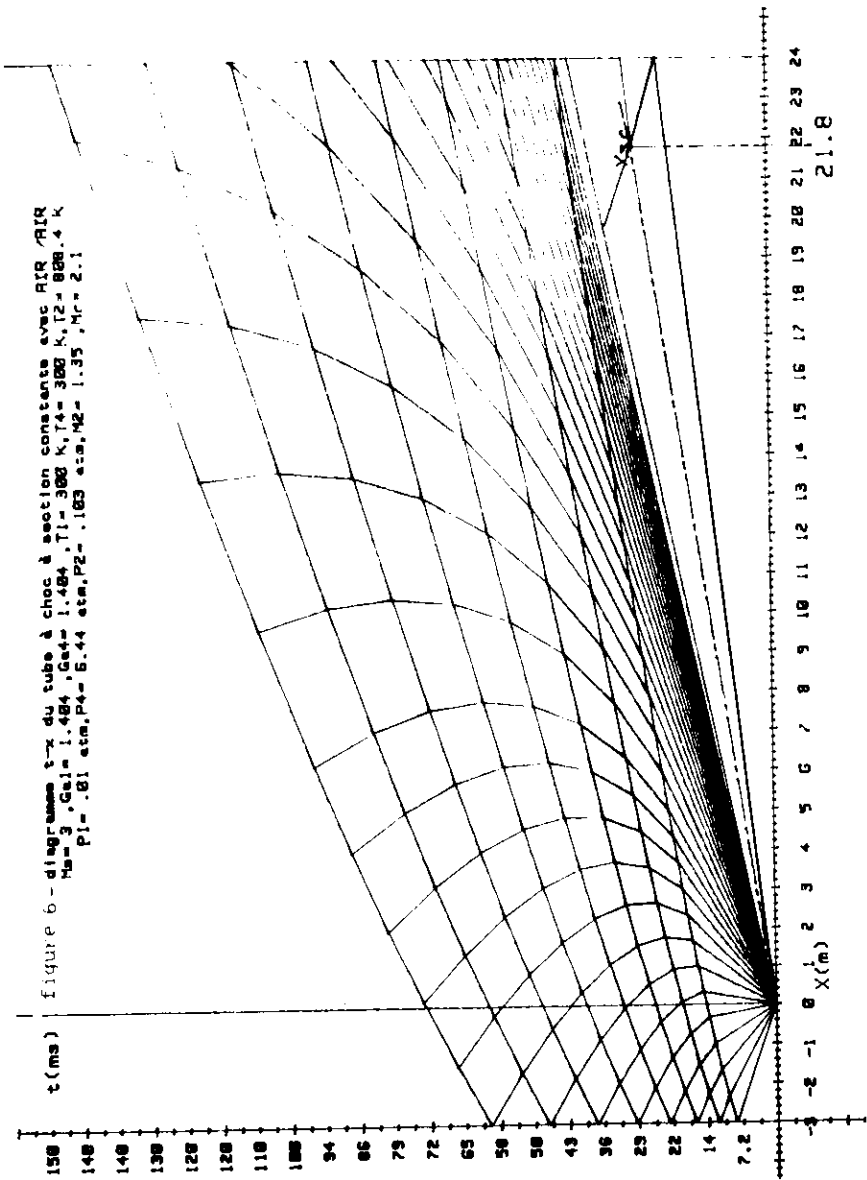
Pour une onde P , la pente s'écrit :

$$G_{i, j+1} = \frac{1}{u_{i, j+1} + a_{i, j+1}} = \frac{t_{i, j} - t_{ij}}{x_{i, j+1} - x_{ij}} \quad (20)$$

t_{ij} est tiré à partir de l'équation (17) en fonction de x_{ij} , u_{ij} et a_{ij} . Des équations (18), (19) et (20) nous pouvons résoudre le système à trois inconnues : $a_{1, j+1}$, $u_{1, j+1}$ et $t_{1, j+1}$.

L'étape suivante consiste à calculer la distance x entre le point (x_2, t_{1n}) et le point (x_0, t_{1n}) . Celle-ci sera divisée en m parties égales. Nous procéderons de la même manière pour déterminer les $a_{1, j+1}$, $u_{1, j+1}$ et $t_{1, j+1}$ de $j=n$ à m . $x_{1, j+1}$ dans ce cas est égal à $x_{1j} + x/m$.

De la même façon, nous calculons les paramètres a , u et t pour $j=m$ à p et $j=p$ à q etc... jusqu'à arriver à une distance très petite. Lorsque nous voulons connaître u et a dans des sections très voisines, nous prendrons autant d'ondes d'expansion que nous voulons. Cette méthode à $j=1$ à q s'applique lorsque Qt se trouve dans le premier quart du diagramme, c'est à dire que sa pente $1/(u_3 - a_3) > 0$. Par contre, quand $1/(u_3 - a_3) < 0$, nous prendrons uniquement $j=n$ et nous comparons à chaque fois la pente $\beta_{1, j+1}$ à la valeur $1/(u_3 - a_3)$. Si $\beta_{1, j+1}$ est inférieur à $1/(u_3 - a_3)$, nous continuons le calcul. Dans le cas contraire, nous nous arrêtons et prendrons $\beta_{1, j+1} = \beta_{1j}$ et les x_{1j} et t_{1j} correspondants.



t (ms) | figure 6 - diagramme t-x du tube à choc à section constante avec AIR /AIR
 $M_0 = 3$, $\gamma_{\text{air}} = 1.484$, $a_0 = 1.484$, $T_1 = 300$ K, $T_2 = 828.4$ K
 $P_1 = .81$ atm, $P_2 = 5.44$ atm, $P_2 = .163$ atm, $M_2 = 1.35$, $M_1 = 2.1$

21.8

Pour la deuxième partie qui consiste au traçage du réseau complet de mailles dans le diagramme t-x (figure 6), nous procéderons comme suit :

L'incrément i varie de 2 à la dernière valeur que prendrait j .
j varie de i à n + m + p + q +

En vertu des ondes P et Q, nous écrivons :

$$\beta_{ij} = \frac{1}{u_{ij} - a_{ij}} = \frac{t_{ij} - t_{i-1j}}{x_{ij} - x_{i-1j}} \quad (21)$$

$$G_{ij} = \frac{1}{u_{ij} + a_{ij}} = \frac{t_{ij} - t_{ij-1}}{x_{ij} - x_{ij-1}} \quad (22)$$

$$\frac{2 a_{ij}}{\delta - 1} + u_{ij} = \frac{2 a_{i,j-1}}{\zeta - 1} + u_{i,j-1} \quad (23)$$

$$\frac{2 a_{ij}}{\delta - 1} u_{ij} = \frac{2 a_{i,j-1}}{\zeta - 1} u_{i,j-1} \quad (24)$$

Moyennant certaines transformations, nous pouvons déterminer les paramètres u, a et t pour $i > 1$ et $j > i$.

6 - Couche limite et temps d'essai dans le tube à choc .

Les trajectoires de l'onde de choc et la surface de contact sont des droites lorsque le gaz est à comportement idéal .
En réalité, le gaz est attaché à la paroi du tube et y a même température . Cet effet de viscosité génère une couche limite sur la paroi interne du tube (figure 7) .

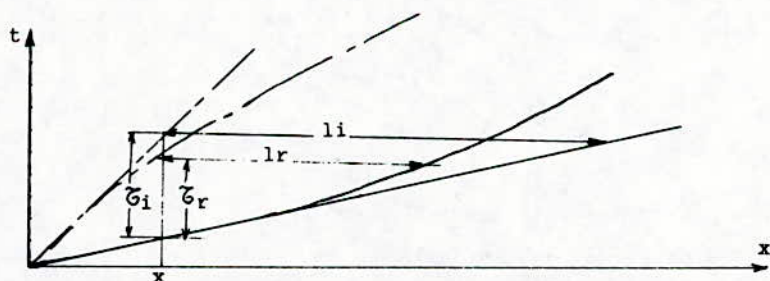


figure 7.- Ecoulement idéal avec ζ_i et l_i .
Ecoulement réel avec ζ_r et l_r .

Nous considérons pour notre étude la couche limite de choc située entre l'onde de choc et la surface de contact .

6.1 Couche limite de choc .

Dans le tube à choc idéal , l'écoulement est uniforme entre l'onde de choc et la surface de contact qui se déplacent à des vitesses constantes . La longueur l_1 et la durée d'écoulement τ_1 augmentent linéairement avec la distance du diaphragme . En réalité , l'écoulement adopte un régime instationnaire qui se caractérise par une atténuation de l'onde de choc et une accélération de la surface de contact (figure 7) .

6.1.1 Couche limite laminaire .

Mirels /11/ propose pour la détermination de l'épaisseur de la couche limite laminaire , la relation suivante :

$$\delta = \text{coef} \cdot \sqrt{v_2 \cdot t} \quad (25)$$

ou coef est un paramètre d'épaisseur de couche limite donné en fonction de u_2/u_1 , t est le temps d'établissement de la couche limite .

Oertel , /4/ propose pour l'épaisseur de la couche limite l'expression suivante :

$$\delta = 3,64 \left(\frac{v_2 \cdot x}{u_2} \cdot (\rho_{21} - 1) \right)^{1/2} \quad (26)$$

L'épaisseur de la couche limite de déplacement est définie dans le même article par :

$$\delta^* = 0,310 \cdot \delta \cdot (\rho_{21} - 1) \quad (27)$$

6.1.2 Couche limite turbulente .

D'après Oertel /4/ , lorsque $p_1 \cdot d > 130$ (p_1 en mm de mercure et d en centimètres) , nous pouvons considérer que la couche limite est turbulente . Cette couche limite est caractérisée par :

$$\delta = 0,303 \cdot \left(\frac{\mu_2}{\rho_2 u_2} \right)^{1/5} \cdot \left(x \cdot \frac{9(\rho_{21} - 1)}{2\rho_{21} + 7} \right)^{4/5} \quad (28)$$

$$\delta^* = \delta \cdot (\rho_{21} - 1) / 8 \quad (29)$$

6.2 Détermination des viscosités .

La détermination des viscosités est nécessaire pour le calcul de l'épaisseur de la couche limite . Nous avons établi des relations donnant la viscosité dynamique à partir de diagrammes pour quatre gaz en l'occurrence l'hydrogène , l'hélium , l'azote et l'argon . Pour l'air , nous avons utilisé la formule de Sutherland .

6.3 Temps d'essai τ et longueur d'écoulement chaud l .

Lorsque l'écoulement n'atteint pas les conditions maximales , une particule mettra un temps τ pour parcourir la distance l

qui sépare la surface de contact de l'onde de choc .

Pour la détermination de l , \bar{z} et \bar{S} il existe des théories linéarisées /12/ et globales /12/, /13/, /14/, /15/ et /16/. Dans les théories globales , on considère que la vitesse de l'onde de choc est constante .

A partir d'une certaine distance du diaphragme , l'écoulement dans le tube à choc atteint un régime limite stationnaire /17/. Par conséquent , l'onde de choc et la surface de contact se déplacent à des vitesses égales et constantes . Les paramètres de l'écoulement restent inchangés au cours du temps. La longueur qui sépare l'onde de choc et la surface de contact est appelée dans ce cas , longueur infinie ou maximale et notée respectivement l_{∞} et l_m . Le temps que met une particule pour parcourir cette distance est noté \bar{z}_{max} .

La longueur l et le temps sont liés par la relation $\bar{z}=l/us$. La distance l se détermine itérativement à partir de relations contenant l_m .

Pour la détermination de l_m , Oertel /4/ propose respectivement pour les couches limites laminaire et turbulente ;

$$l_m = p_1 \cdot \left(\frac{d}{4\beta} \right)^{1/2} \quad (30)$$

$$l_m = p_1 \cdot \left(\frac{d}{4D} \right)^{5/4} \quad (31)$$

Mirels , /13/ et /18/ propose respectivement pour le laminaire et turbulent :

$$l_m = \frac{d}{16\beta} \cdot \frac{s_{e,0}}{s_{w,0}} \cdot \frac{u_{e,0}}{u_w - u_{e,0}} \cdot \frac{u_{e,0}}{v_{w,0}} \quad (32)$$

$$\frac{l}{p_1 \cdot d} \cdot \frac{l_m}{d} = \frac{0,1768 \cdot W(W-1)}{W + 1,25 \cdot W - 0,8} \cdot \left((p_1 \cdot x)^{1/5} \cdot \left(\frac{s}{x} \right)^{5/4} \right) \quad (33)$$

Roshko /14/ et Hooker /15/ proposent pour le laminaire

$$l_m = \frac{1}{4\beta} \cdot \left(\frac{s_2}{s_w} \right)^2 \cdot \left(\frac{a_2}{s_{21}-1} \right) \cdot \frac{s_w \cdot u_2}{u_w} \quad (34)$$

où β est un paramètre tabulé .

Pour la détermination de l en fonction de l_m , Mirels /13/ , Musgrove et Appleton /12/ et Oertel /4/, /19/ proposent respectivement pour l'écoulement laminaire et turbulent les corrélations suivantes :

$$X = -2 \ln(1 - T^{1/2}) + T^{1/2} \quad (35)$$

$$X = - 5. \left(\ln \frac{1 - T^{1/5}}{1 + T^{1/5}} - 2 \operatorname{Arctang} T^{1/5} + 4 T^{1/5} \right) / 4 \quad (36)$$

$$X = - 2 \left(T^{1/2} + \ln (1 - T^{1/2}) \right) \quad (37)$$

$$X = 5. \left(2 \operatorname{Arctang} T^{1/5} + \ln(1 + T^{1/5}) - \ln(1 - T^{1/5}) - 4 T^{1/5} \right) / 4 \quad (38)$$

$$X = x2/lm = - 2 \ln(1 - (T)^{1/2}) - T^{1/2} \quad (39)$$

$$X = \frac{5}{4} \left(2 \operatorname{Arctang} T^{1/5} + \ln \frac{1 + T^{1/5}}{1 - T^{1/5}} - 4 T^{1/5} \right) \quad (40)$$

$$\frac{x}{2(\xi_{21} - 1).lm} = - \ln \left| 1 - \left(\frac{us. \zeta}{lm} \right)^{1/2} \right| - \left(\frac{us. \zeta}{lm} \right)^{1/2} \quad (41)$$

$$\frac{4x}{5(\xi_{21} - 1).lm} = \ln \frac{1 + (us. \zeta / lm)^{1/5}}{1 - (us. \zeta / lm)^{1/5}} + 2 \operatorname{Arctg} \left(\frac{us. \zeta}{lm} \right) - 4 \left(\frac{us. \zeta}{lm} \right)^{1/5} \quad (42)$$

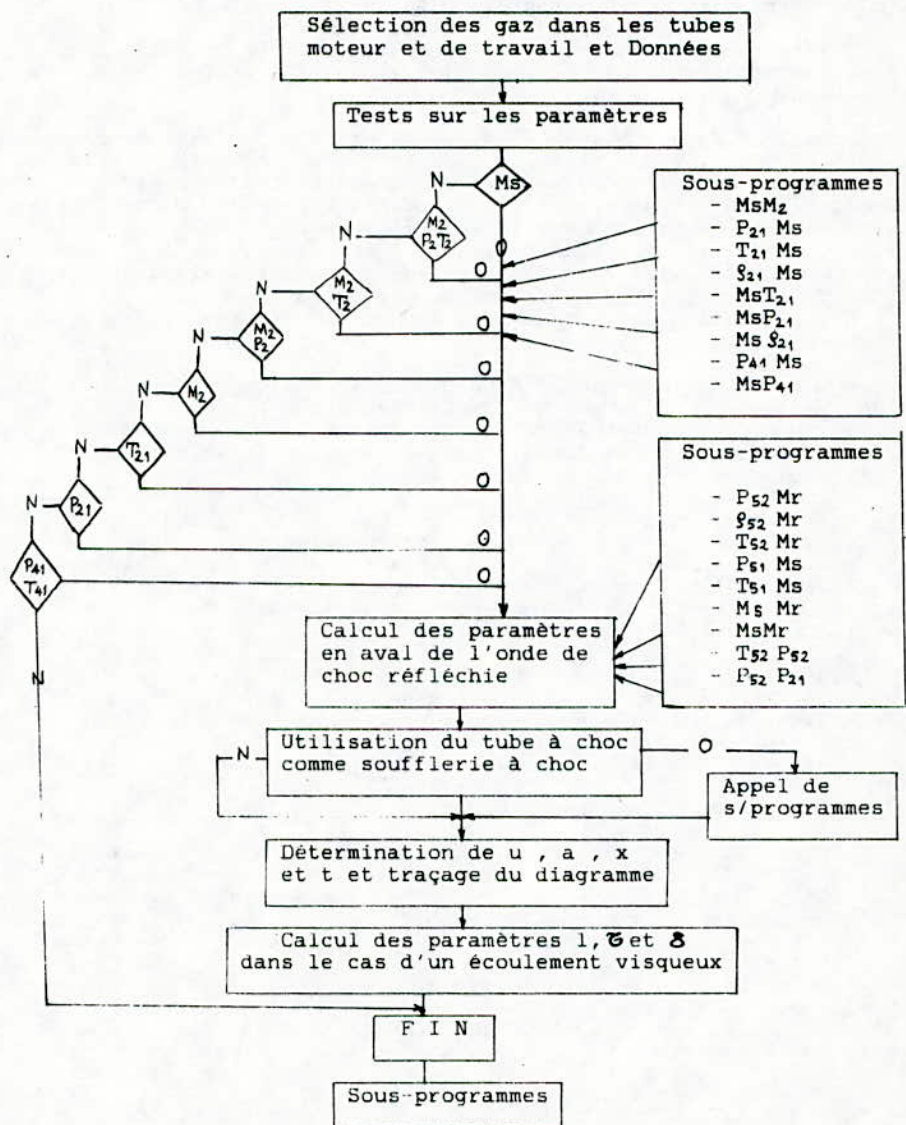
Les résultats des corrélations données pour la couche limite purement laminaire sont en bon accord avec l'expérience . Ceux pour la couche limite turbulente sont en général inférieurs à ceux de l'expérience ,/4/ .

7. Programmes de simulation .

Les trois principaux programmes que nous avons élaboré ont été assemblé en un seul programme expert conversationnel permettant de donner toute l'information nécessaire aux conditions de déroulement de l'expérience . En particulier ,il permet de :

- Choisir entre différents gaz (Argon,Air,Azote,Hélium et Hydrogène) et leurs combinaisons deux à deux .
- Calculer tous les paramètres dynamiques et thermodynamiques à partir de conditions initiales imposées ou finales imposées .
- Calculer les vitesses des particules u et les vitesses locales du son a en chaque point de l'éventail d'expansion .
- Calculer les coordonnées temps et espace .
- Déterminer le temps d'essai dans le cas idéal .
- Tracer le diagramme t-x .

ORGANIGRAMME DU PROGRAMME PRINCIPAL



N.B.: Le programme principal établi avoisine les 2600 lignes .

- Calculer la longueur de l'écoulement chaud et le temps d'essai ou durée d'écoulement chaud et ce à partir d'une position ou d'un temps bien définis pour un écoulement visqueux .
- Déterminer l'épaisseur de la couche limite .
- Déterminer les grandeurs de l'écoulement entre la surface de contact et l'onde de choc lorsque les conditions maximales sont atteintes .

Nous avons simulé une quarantaine d'expériences dans lesquelles nous avons considéré différents couples de gaz ; hélium/Argon, hélium/air, air/air, azote/azote, hydrogène/argon, hydrogène/azote . Nous avons fait varier plusieurs paramètres physiques et géométriques tels le nombre de Mach de choc, la température et la pression initiales, les longueurs des tubes moteur et de travail et le diamètre du tube de travail dans le but de voir leur influence sur les paramètres l , τ et δ .

L'exploitation des résultats des expériences simulées permet d'observer que :

- Les valeurs de la longueur d'écoulement chaud, du temps d'essai et de l'épaisseur de la couche limite descendent parfois à moins de la moitié par rapport à celles prévues par la théorie idéale .
- En s'éloignant du diaphragme, la vitesse de la surface de contact augmente .

Nous avons balayé, par notre choix, une grande plage d'utilisation du tube à choc en essayant d'orienter l'utilisateur dans son choix initial en fonction du besoin et du disponible .

Comme le temps d'essai est une caractéristique essentielle de l'expérience, nous recommandons pour conclure que pour l'augmenter il faut considérer ce qui suit :

- Diminuer la valeur du nombre de Mach de choc .
- Augmenter la pression initiale dans le tube de travail .
- Augmenter la longueur du tube moteur .
- Utiliser un gaz moteur lourd ou un gaz de travail léger .
- Augmenter le diamètre du tube de travail .

8. Conclusion et recommandations .

L'étude ainsi réalisée a permis de produire des programmes de simulation des conditions d'expériences sur le tube à choc .

Nous avons introduit pour cela le maximum d'informations dans les logiciels élaborés, permettant à l'utilisateur, par la simulation d'approcher les conditions des écoulements réels dans les tubes et souffleries à choc .

Les synthèses de la méthode des caractéristiques et de la théorie du tube à choc à section constante nous ont permis de tracer le diagramme $t-x$ et de donner ainsi la longueur ou la partie utilisable du tube de travail . Dans le cas du couple H₂/Argon, à M_s voisin de 2, l'utilisation d'un tube de travail de plus de 3 mètres est inutile .

La détermination du temps d'essai, de la longueur d'écoulement chaud et de l'épaisseur de la couche limite en fonction des paramètres géométriques et physiques reproduit de

façon approchée les conditions réelles dans lesquelles vont se dérouler les expériences. Elle permet aussi de vérifier la faisabilité d'une expérience que l'on souhaite réaliser.

Nous avons constaté des écarts parfois sensibles entre les résultats des différentes corrélations utilisées. Nous estimons qu'ils sont dus aux hypothèses simplificatrices adoptées. Cependant, après comparaison, nous avons adopté les corrélations (35) et (36) de Mirels qui ont donné des résultats satisfaisants tant pour l'écoulement laminaire que turbulent et dans toute la plage des expériences choisies.

Bibliographie partielle.

- /1/ Nagamatsu, H.T., Geiger, R.E., Sheer Jr, R.E. - Hypersonic shock tunnel. Report n°59 - RL - 2164. Spring 1980.
- /2/ Gaydon, A.G., Hurle, I.R. - The shock tube in high temperature chemical physics. Reinhold publishing corporation. NY, 1963.
- /3/ Bouck, S.F. - Calibration of the shock tube of RPI, NY. Thesis of Master of science. RPI, NY, 1980.
- /4/ Oertel, H. - Article sur le tube à choc tiré du tome 2 du livre "Chocs et ondes de choc". Ecrit sous la direction d'André L. Jaumotte. Masson et Cie, 1973.
- /5/ Glass, I.I., Hall, J.G. - Handbook of supersonic aerodynamics. Section 18. Shock tubes. 1958.
- /6/ Glass, I.I. - Beyond three decades of continuous research of UTIAS on shock tube and waves. Institute of aerospace studies University of Toronto. UTIAS review n°45. July, 1981.
- /7/ Liepmann, H.W., Roshko, A. - Elements of gasdynamics. NY, 1957.
- /8/ Shapiro, A.H. - The dynamics and thermodynamics of compressible fluid flow. Ronald press company. NY, 1953.
- /9/ Rudinger, G. - Wave diagrams for unsteady flow in ducts. D. Van Nostrand company inc. Buffalo, NY, 1954.
- /10/ Boyer, A.G. - Design, instrumentation and performance of the UTIAS 4in.7in hypersonic shock tube. Institute for A.S. University of Toronto, Utias report n°99, may 1965.
- /11/ Mirels, H. - Laminar boundary layer behind shock advancing into stationary fluid. NACA TN 3401, march 1955.
- /12/ Musgrove, P.J., Appleton, J.P. - The influence of the boundary layer growth on shock tube test times. Appl. Sci. Res. 18. Sept. 1967. pp. 116 - 155.
- /13/ Mirels, H. - Test time in low pressure shock tubes. Phys fluids, 1963. Volume 6, pp. 1201 - 1214.
- /14/ Roshko, A. - On flow duration in low pressure shock tubes. Physics fluids 3(6), 835. 1960.
- /15/ Hooker, W.J. - Testing time and contact-zone phenomena in shock tube flows. Phys. fluids, vol. 4, n°12. December 1961.
- /16/ Ackyord, J.A.D. - A study on the running times in shock tubes. Dept of aeronautical engineering, Queen Mary college, 1964.
- /17/ Mirels, H. - Flow nonuniformity in shock tubes operating at maximum test times. Phys. fluids 1966, vol. 9, n°10, pp. 1907-1912.
- /18/ Mirels, H. - Turbulent boundary layer behind constant velocity shock including wall blowing effects. AIAA journal, Vol. 22, n°8, 1983. pp. 1402 - 1408.
- /19/ Oertel, H. - Non reflected shock tunnel test times. Proc. 7th international shock tube symposium, 1969, pp. 80 - 108.

* RECOMMANDATIONS AUX AUTEURS POUR
LA PREPARATION D'UN ARTICLE *

Les contributions se présentent sous forme:

- d'articles de synthèses, ou monographiques,
- d'articles sur un sujet spécifique à caractère scientifique et/ou technologique, pouvant être le résultat de travaux de recherche,
- de communications courtes originales,
- des comptes rendus de séminaires, symposium, conférences, etc...

Elles doivent être envoyées à l'adresse ci-dessous, accompagnées des originaux des figures, à l'intention du 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, il est souhaitable que l'adresse personnelle soit communiquée, ainsi que le numéro de téléphone.

2/ RESUME:

Un résumé de 100 à 200 mots doit apparaître sur la première page réservé à cet effet. Il doit être proposé en Arabe, en Anglais et en Français dans cet ordre. Un résumé n'est pas demandé pour les communications courtes. La publication devant se faire obligatoirement dans l'une de ces trois langues.

3/ PRESENTATION DU TEXTE:

Les textes doivent être envoyés en trois exemplaires dactylographiés sur une page recto seulement avec une marge importante (5cm) de manière que la partie écrite s'inscrive dans un format 15cm x 10cm. La revue étant elle même d'un format 21 x 15cm et l'impression est faite recto-verso, chaque publication doit comporter une dizaine de pages au maximum.

Une page compte environ 25 lignes, et chaque ligne, 50 lettres. Les lettres grecques et les symboles inhabituels seront identifiés en toutes lettres dans la marge du manuscrit la première fois qu'ils seront utilisés.

Les équations doivent être numérotées dans le texte en chiffres arabes et on évitera l'emploi simultanés des indices.

Les références dans le texte apparaîtront par numéro entre crochets placé éventuellement après le nom d'un ou deux auteurs au maximum. La liste des références sera frappée en double interligne à la fin du texte dans l'ordre avec lequel elles apparaissent dans le texte. Pour les articles, la présentation suivante est conseillée: Nom et initiales des auteurs, titre de l'article, nom du journal, volume, chapitre ou page et la date entre parenthèse.

La nomenclature et les abréviations doivent être présentées par ordre alphabétique en fin de texte avant la liste des références. Le système d'unités employé est le système international. Toutefois, si la pratique industrielle ou les conventions utilisées dans le domaine nécessitent un autre système d'unités, l'équivalence dans le système international devra apparaître entre parenthèses.

4/ PRESENTATION DES FIGURES:

Les originaux des figures devront être envoyés sur papier calque blanc dessinées à l'encre de chine. Les légendes des figures devront se trouver sur une feuille accompagnant le texte manuscrit mais en aucun cas ne seront insérés sur la figure elle-même.

Les photographies, bien contrastées doivent s'inscrire dans le format 15 x 10. La numérotation des figures et des photographies est commune. Une liste doit en être fournie à part, avec leurs titres.

Toutes les figures doivent être présentées dans le texte: (fig.1) aux emplacements souhaités.

5/ PRESENTATION DES TABLEAUX:

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

Achevé d'imprimer sur les presses de

**L'OFFICE DES PUBLICATIONS
UNIVERSITAIRES**

1, Place Centrale - Ben-Aknoun - ALGER

