

# Les Cahiers de Rhéologie

Volume VIII , Numéro 3

juillet 1990

Edités par:

Le Groupe Français de Rhéologie

## CONSIGNES AUX AUTEURS

### I - GENERALITES

En vue de publication dans "Les Cahiers de Rhéologie", le Comité de rédaction souhaite recevoir des articles dans tous les domaines de la rhéologie théorique et expérimentale des solides et des fluides. Des résultats de recherche dans ces domaines ou dans des domaines voisins mais faisant appel à la rhéologie seront pris en considération de même que les contributions d'auteurs portant sur l'"état de l'art" dans l'un ou l'autre des domaines de la rhéologie.

La langue officielle du Journal "Les Cahiers de Rhéologie" est le français mais des articles en anglais pourront être acceptés. Les auteurs soumettant des articles doivent s'assurer que ces articles n'ont pas été publiés ou soumis à un autre journal.

Les articles sont soumis à l'approbation d'un Comité de Lecture. Il peut être demandé aux auteurs de réviser leur article en fonction des remarques des rapporteur. La décision finale de publication appartient au Comité de Rédaction.

### II - SOUMISSION DES ARTICLES

1. Les articles étant reproduits directement à partir de l'original envoyé par les auteurs, il est nécessaire que le plus grand soin soit apporté à la présentation de ces articles et que les auteurs respectent scrupuleusement les instructions.

2. Le manuscrit original et deux copies de chaque article doivent être envoyés à l'adresse du Secrétariat du Comité de Rédaction.

La frappe doit être faite, si possible, en caractère ELITE 12, avec un double interligne. Une machine équipée d'un ruban carbone est recommandée. Les textes réalisés en traitement de texte sont acceptés sous réserve que la frappe soit effectuée avec une imprimante de très bonne qualité : qualité courrier, imprimante Laser. Une marge de 25 mm doit être laissée autour de la feuille.

Le manuscrit doit comprendre :

- le *titre* en majuscules centré en haut de page à 35 mm du bord supérieur de la feuille,
- deux lignes en dessous, centrés, le *nom du ou des auteurs*, suivis, à la ligne suivante de leur *appartenance*,
- cinq lignes en dessous, un *résumé* en français suivi d'un résumé en anglais de 5 lignes au maximum chacun. L'ordre sera inversé pour un article anglais.
- l'*introduction* de l'article suivie du *texte*,
- les *conclusions*,
- si nécessaire, la *liste des notations et symboles*,
- une *liste de références bibliographiques* complètes.

Une liste de 5 *mots clé* devra figurer sur la dernière page, après l'article et avant les figures si celles-ci ne sont pas incluses dans le texte.

La longueur normale du texte ne devrait pas dépasser 15 pages au format A4, y compris les résumés, les formules et les illustrations et la bibliographie.

Certains articles plus longs pourront être acceptés si le sujet le justifie et sous réserve de l'accord préalable du Comité de Rédaction. Des articles plus courts, éventuellement sous forme de "notes", seront également les bienvenus. Les figures doivent être fixées de préférence en place dans le texte ou éventuellement en fin d'article. Les photos doivent être évitées dans la mesure du possible. Les auteurs peuvent obtenir un modèle de présentation en écrivant au Comité de rédaction.

## *Les Cahiers de Rhéologie*

### GROUPE FRANÇAIS DE RHEOLOGIE

---

Président: D. BOURGOIN

C.H.U. COCHIN Port-Royal  
Laboratoire de Biophysique  
24, rue du Faubourg Saint- Antoine  
75674 PARIS Cedex 14  
Tel : (1) 43 20 12 40

Trésorier: D. GEIGER

Secrétaire: R. GAUDU  
I.M.F.T.  
Avenue du Prof Camille Soula  
31400 TOULOUSE  
Tel: 61.28.58.96

---

### SOUSCRIPTION AUX CAHIERS ET ABONNEMENTS

Les membres du G.F.R. les reçoivent gratuitement. Les non membres peuvent obtenir les numéros des Cahiers en s'adressant au Secrétariat du Groupe moyennant une participation aux frais.

### PUBLICITE

Les Cahiers de Rhéologie sont ouverts aux annonceurs commerciaux souhaitant participer aux frais de réalisation des Cahiers. Seules peuvent être acceptées les annonces ayant un lien avec la rhéologie.

Pour tous renseignements s'adresser au Secrétariat du Comité de Rédaction ou au Secrétariat du GFR.

# Les Cahiers de Rhéologie

Tome VIII , Numéro 3

juillet 1990

Editeur: Groupe Français de Rhéologie

## SOMMAIRE

### ARTICLES

Pages

Analyse expérimentale du comportement mécanique fin  
d'assemblages composites collés du type escalier.

par Y. GILBERT et L. RIMLINGER ..... 153

Modelling and measurement of the interface friction in the  
flow and storage particulate material.

par A. KHELI, J.C. ROTH et D. WEISSE ..... 171

Exploration des écoulements à travers des tuyères pour le  
calcul des caractéristiques rhéologiques et tribologiques des  
pâtes épaisses.

par A. GUERFAL et A. DOUSTENS ..... 187

### NOTES

Alliages à mémoire de forme.

par J.D. Weber ..... 203

### INFORMATIONS

Présentation du Groupe de Recherche "Composites et Collages"  
du L.M.E. /ENSTA et le LSM de l'UFR de REIMS

Résumés de thèses

ISSN 0373-5699

ANALYSE EXPERIMENTALE DU COMPORTEMENT MECANIQUE FIN  
D'ASSEMBLAGES COMPOSITES COLLES DU TYPE ESCALIER

par

Yvon GILIBERT<sup>\*,\*\*</sup>, Lucien RIMLINGER<sup>\*\*\*</sup>

Ecole Nationale Supérieure de Techniques Avancées  
Laboratoire de Mécanique et Energétique  
Groupe Composites et Collage  
Centre de l'Yvette, 91120 PALAISEAU

RESUME

Nous analysons expérimentalement, par extensométrie à jauges électriques et émission acoustique simultanées, le comportement mécanique fin d'assemblages composites collés du type escalier.

Les 2 techniques sont bien corrélées et mettent en évidence une phase élastique suivie de la rupture précoce des talons d'extrémités ; puis l'amorçage progressif en régime stable des microfissures dans les parties du joint constituant les différentes marches et enfin la propagation rapide des criques au voisinage de la rupture ultime du corps d'éprouve collé.

ABSTRACT

We experimentally analyze through simultaneous extensometry with electrical strain gauges, and acoustic emission, the fine mechanical behaviour of adhesive bonded assemblies of the stepped-lap type. The two techniques are well correlated and bring to the fore an elastic phase, followed by the premature fracture of the butt faces of the extremities, then the progressive initiation, in stable conditions, of the microcracks in the joint parts constituting the different steps, and finally the fast propagation of the flaws in the neighbourhood of the total breaking of the adhesive bonded specimen.

- \* Chef du Groupe de Recherche "Composites et Collage" LME/ENSTA.
- \*\* Responsable de recherche Habilité, au Laboratoire "Science des Matériaux", U.F.R. des Sciences de Reims.
- \*\*\* Directeur du "Laboratoire Science des Matériaux", UFR des Sciences de Reims.

## INTRODUCTION

Le Groupe de Recherche "Composites et Collage" (G.C.C.) du Laboratoire de Mécanique et Energétique (L.M.E.) de l'Ecole Nationale Supérieure de Techniques Avancées (E.N.S.T.A.) et le "Laboratoire Science des Matériaux (LSM) de l'U.F.R. Sciences de Reims s'intéressent au comportement mécanique fin des structures en vue de la conception des assemblages collés.

Les recherches [1] à [10] posent très souvent, de nombreux problèmes d'ordre physico-chimique, difficiles à résoudre. La géométrie (formes et dimensions des substrats, rugosité des subjectiles associée à leur traitement chimique et aux charges contenues dans l'adhésif, etc...) d'un assemblage collé, lui confère des propriétés spécifiques qui définissent, en particulier, le mode (traction, compression, flexion, cisaillement, torsion et sollicitations composées) privilégié suivant lequel le corps d'épreuve doit être impérativement sollicité mécaniquement. Par conséquent, la mise au point du procédé de liaison [1.2], [1.3], [1.6] avec le milieu extérieur de cette structure composite, à comportement mécanique complexe, devient un facteur important de réussite.

Dans ce travail, nous analysons expérimentalement le comportement mécanique fin, sous sollicitation de cisaillement par traction simple, à température ambiante, de structures collées du type "en escaliers". Nous avons testé deux types de substrats : métalliques et en verre-époxyde liés par le même adhésif époxyde bicomposant. Le liant est adapté au collage des aciers, il a été aussi utilisé pour les corps d'épreuve en verre-époxyde dans le but d'obtenir des résultats significatifs qui nous permettent d'identifier avec beaucoup de précision le comportement extrêmement complexe de cette liaison générée par adhésion. Nous espérons que notre attitude pourra inspirer des applications intéressantes en évitant quelques écueils qui n'auraient pas pu être mis en évidence par de simples essais, caractérisés par le seuil de rupture ultime des structures collées. Notons que ce type d'assemblage a été très peu étudié à cause des difficultés que pose l'analyse expérimentale de son comportement mécanique complexe.

### 1 - DESCRIPTION DE LA GEOMETRIE DES CORPS D'EPREUVE TESTES

Les figures 1 et 2 décrivent la géométrie des corps d'épreuve utilisés. Les parties testées ont une géométrie identique quelle que soit la nature des substrats. Lorsqu'elles sont métalliques, les âmes portent des filetages (figure 1), qui permettent leur ancrage sur les rotules de liaison avec la machine de traction. Dans le cas des substrats en matériaux

composites verre-époxyde, il est nécessaire de concevoir un système d'adaptation capable d'appliquer l'effort de traction suivant l'axe de la structure collée. Le dispositif mis au point est schématisé à la figure 2 ; il est breveté, la société ARMINES [1.2] est propriétaire du brevet.

## 2 - ELABORATION DES CORPS D'EPREUVE, CARACTERISATION DES CONSTITUANTS

Lorsque les substrats sont métalliques, les opérations de mise au point de l'élaboration très complexe des éprouvettes à recouvrement du type escalier sont analogues aux processus décrits dans nos travaux antérieurs [3]. Le type d'échantillon testé (figure 1) est tel que :

Ses substrats  $T_1$ ,  $T_2$  sont constitués de l'acier ferritique à 0,18% de carbone (nuance XC 18). Le module d'élasticité longitudinal  $E^T$  et le coefficient de Poisson  $\nu^T$  ont été déterminés en traction par une méthode extensométrique (capteur du type WA 06 120 WT 120, VISHAY-MICROMESURES), à l'aide de barreaux dont la longueur est égale à 25 cm (section carrée de 1 cm de côté). La vitesse de montée en charge est voisine de 100 da N.mn<sup>-1</sup> ( $\dot{\epsilon} \approx 10^{-6} s^{-1}$ ).

La régularité de nos matériaux a été contrôlée en réalisant des essais de dureté Brinnell (HB = 190) et des micrographies au microscope optique (structure ferritique).

Après différents essais, nous avons retenu :

$$E_m^{T1} = E_m^{T2} = 207700 \text{ MPa} \pm 15 \text{ MPa} \text{ et}$$

$$\nu_m^{T1} = \nu_m^{T2} = 0,29 \pm 0,1$$

$E_m^{T1}$ ,  $E_m^{T2}$  et  $\nu_m^{T1}$ ,  $\nu_m^{T2}$  représentent respectivement les modules d'Young et les coefficients de Poisson des substrats métalliques  $T_1$  et  $T_2$  (figure 1).

Les substrats en matériaux composites ont pour constantes élastiques :

$$E_c^{T1} = E_c^{T2} = 28810 \text{ MPa} \pm 30 \text{ MPa}$$

$$\nu_c^{T1} = \nu_c^{T2} = 0,43 \pm 0,1 \text{ MPa}$$

$E_c^{T1}$ ,  $E_c^{T2}$  et  $\nu_c^{T1}$ ,  $\nu_c^{T2}$  sont respectivement les modules d'Young et les coefficients de Poisson des substrats verre-époxyde  $T_1$  et  $T_2$ .

La partie de nos travaux relatifs à ce dernier type de collage, a pour but de comparer, pour la même géométrie et une rugosité bien définie, le comportement mécanique fin des différentes structures collées, sous sollicitation de traction simple.

Pour tous les corps d'épreuve (métalliques et composites), l'adhésif est une colle structurale à 2 composants du type EPONAL 317 (Société C.E.C.A.) polymérisée à température ambiante  $20^{\circ}\text{C} \pm 1^{\circ}\text{C}$ . La base est une résine époxyde chargée, elle est mélangée au moment de l'utilisation à un accélérateur du type amine. Les constantes élastiques du composé durci, ont été obtenues à partir de jauges électriques d'extensométrie et ont pour valeur  $\nu^j = 0,33$  et  $E^j = 5800$  MPa. Les courbes de traction montrent que l'adhésif a un comportement du type fragile (vitesse de traction :  $\dot{\epsilon} = 10^{-6}\text{s}^{-1}$ ) à viscoélasticité peu marquée.

- Les subjectiles recevant le liant présentent l'aspect sablé, grâce à des particules de corindon, leur rugosité est définie par les critères de la norme NF E05-015. Le traitement par rectification-sablage est décrit en détail dans les travaux référencés par [3] pour les surfaces métalliques et au chapitre 4 de la référence [4] pour les subjectiles composites verre-époxyde.

Notons que l'étude de l'influence de l'épaisseur du film de colle, à l'aide de substrats métalliques d'épaisseur  $e_r = 4,5$  mm, à subjectiles sablés, a montré que la rupture du joint se produisait toujours par cisaillement préférentiel (cas des aciers de nuances XC 18, XC 90;  $0,05 < e_j < 1,5$  mm(1), § VIII et IX, [3]) et qu'il en est de même pour les structures du type escalier que nous présentons dans cette étude.

Dans le cas des substrats verre-époxyde, obtenus par sciage et fraisage à partir d'une plaque moulée d'épaisseur 10 mm, nous avons mis au point l'élaboration de la rugosité en utilisant divers procédés, dont les résultats sont décrits dans le numéro 3 de la revue "Composites", Mai-Juin 1987, pages 13 et 14.

Rappelons que nous déterminons la rugosité des substrats constitués de matériau composite verre-époxyde à l'aide d'un appareil, adapté aux mesures micro et macro-géométrique des surfaces ; il est du type HOMMEL



TESTER T9D muni d'un micro-capteur TKL 100 de capacité 100 microns. Le dispositif est couplé à un analyseur de profil qui s'insère dans un ensemble composé d'un micro-ordinateur HP 86 B associé à une table traçante et à une imprimante. Nous avons mis au point un logiciel qui permet de déterminer les critères qui caractérisent le mieux les profils réels mesurés sur les subjectiles de nos assemblages à substrats composites collés.

La rugosité totale  $R_t$  (Norme Française E05-015) pour tous les assemblages collés testés (métalliques et composites) est de l'ordre de grandeur du diamètre moyen ( $d=7\mu\text{m}$ ) des charges minérales contenues dans l'adhésif. Comme les figures 1 et 2 l'indiquent, nous avons testé des structures dont l'épaisseur des joints ( $e_{j_1}, e_{j_2}, e_{j_3} \dots$ ) est rigoureusement constante et égale à 0,4 mm ( $\pm 0,05$  mm). Les parties  $b_1, b_2, b_3, b_4$  sont constituées par des joints d'épaisseur faible mais constantes dont la valeur est voisine de 0,05 mm.

### 3 - LA METHODE EXPERIMENTALE PAR EXTENSOMETRIE ET EMISSION ACOUSTIQUE SIMULTANEEES

#### 3.1. Equipement

Les corps d'épreuve représentés aux figures 1 et 2 sont instrumentés d'extensomètres à jauges électriques (figure 3) et de capteurs acoustiques. Notre Groupe de Recherche est équipé de deux systèmes de mesures extensométriques dont l'un est la chaîne VISHAY-MICROMESURES 4000, munie de 100 voies en extensométries et de 20 voies permettant la liaison avec différents types de capteurs (thermocouples, capteurs inductifs, etc ...) d'une unité de commande compatible IBM qui comprend : 1 unité centrale possédant 4 drive pour disque souple 5"1/4, 3 interfaces parallèles type centronics, 2 interfaces série, 1 écran monochrome (texte), 1 écran couleur graphique, 1 imprimante.

L'analyse de l'émission acoustique des structures est réalisée à l'aide d'un système DUNEGAN 3000 à 8 capteurs assurant, en particulier, la mesure des amplitudes et du nombre d'événements d'une part, et l'analyse de distribution d'autre part. Le dispositif possède un logiciel d'acquisition et d'enregistrement des données (ordinateur 512 Ko mémoire, 2 lecteurs de disque 5"1/4, écran monochrome associé à 2 tables traçantes et à une imprimante).

### 3.2 La méthode extensométrique

Nous enregistrons les courbes  $F=f(\varepsilon)$  (figure 4). Soient,  $F$  la force de traction appliquée et  $\varepsilon$  la déformation superficielle indiquée par la jauge placée à l'abscisse  $x$  (figure 3).

L'effort  $F$  appliqué aux extrémités des substrats  $T_1$  et  $T_2$  (figure 1) engendre un champ de contrainte complexe dans l'assemblage collé, et provoque leur déformation relative par rapport au joint soumis au cisaillement préférentiel au niveau des différentes marches ( $a_1, a_2, a_3$ ) de l'escalier alors que les talons ( $b_1, b_2, b_4$ ) sont tendus préférentiellement suivant  $F$ . L'adhésif est fragile et son endommagement précoce dans les talons d'extrémité provoque un glissement local significatif des substrats  $T_1$  et  $T_2$ . C'est ce qu'indiquent les jauges ( $J_1, J_{2,3}$ ) de la figure 4. Nous observons le même phénomène au niveau des jauges ( $J_{1,5}, J_{1,6}$ ).

Les changements de pente des courbes  $F=f(\varepsilon)$  indiquent l'apparition des microfissures dans le cas des adhésifs fragiles ou un changement d'état (adhésifs élastoplastiques) dans la zone testée par la jauge correspondante. Le changement de signe de  $dF/d\varepsilon$  indique la fin du domaine stable de croissance des microfissures. Le seuil  $F_c$  correspond, en général, au déclenchement de la propagation rapide des criques et annonce la rupture de la structure.

### 3.3. La méthode d'analyse acoustique

En utilisant un joint à simple recouvrement constitué d'un adhésif fragile (EPONAL 317, S.A. CECA) liant des substrats métalliques (Aciers à 0,18% de carbone) dont les subjectiles ont une rugosité reproductible (Rugosité totale  $R_t \simeq 7\mu\text{m}$ , Normes Françaises NF E 05-015) adaptée au diamètre moyen des charges minérales ( $d_m \simeq 7$  à  $10\mu\text{m}$ , [3]), nous avons montré [4] et [10], à l'aide de 10 corps d'épreuve identiques et judicieusement choisis, que l'activité acoustique se reproduisait avec une très grande précision pour toutes les structures testées, au cours des différentes phases de l'évolution de leur comportement mécanique, sous l'effet de la sollicitation de traction simple qui leur est appliquée.

Nous avons déterminé simultanément l'évolution de l'Emission Acoustique (E.A.) et celle des déformations superficielles des substrats. Il est remarquable, qu'au moment où le premier changement de pente  $dF/d\varepsilon$  de la courbe  $F=f(\varepsilon)$ , apparaît en un endroit bien défini de la structure, nous observons à cet instant précis les premiers événements de l'E.A.

Les déformations des substrats permettent de remonter par le calcul jusqu'aux contraintes induites dans le joint. Cette expérimentation fine indique, avec une grande précision, les directions qu'il faut suivre pour réaliser la modélisation du comportement mécanique complexe de ce type de structure obtenu par adhésion.

#### 4 - RESULTATS EXPERIMENTAUX

Nos résultats expérimentaux sont très riches mais complexes, leur interprétation n'est pas toujours facile à élaborer. Nous avons simplifié les explications pour ne mettre en évidence que les phénomènes les plus importants.

Rappelons que l'ensemble des procédés mis en oeuvre assure la reproductibilité des essais. La rupture des échantillons testés se produit pour  $\bar{F}_R^M = 750 \text{ daN} \pm 7 \text{ daN}$  et  $\bar{F}_R^C = 420 \text{ daN} \pm 10 \text{ daN}$  respectivement pour les assemblages métalliques et composites, pour 4 essais de chaque type. Nos moyens ne nous permettant pas d'équiper toutes les structures de jauges électriques d'extensométrie, seulement 2 éprouvettes de chaque type ont été munies de capteurs à trame pelliculaires en 28 points (figure 3) de la surface des couvre-joints. Le pas d'espacement des points de mesure étant de 2 mm nous pouvons analyser avec une grande précision les variations des déformations superficielles des substrats lorsque l'effort de traction croît de 0 daN jusqu'à la ruine de l'assemblage testé.

Il est important de noter la position des parties  $b_1$ ,  $b_2$  et  $b_3$  du joint en escalier (figures 1, 2, 3) ; elles sont respectivement situées entre les jauges ( $J_{23}, J_1$ ), ( $J_5, J_6$ ) et  $J_{10}, J_{11}$ ).

Les seuils d'amorçage des microfissures (changements de pente des courbes  $F=f(\varepsilon)$ ,  $\varepsilon$  déformations superficielles) ne peuvent être déterminés avec précision qu'en représentant les courbes à grande échelle ( $1\mu\text{m.m}^{-1} = 1\text{mm}$ ). Il en résulte que les figures que nous présentons ne peuvent donner qu'une image imprécise de ces variations qui sont parfois très faibles.

Les figures 5, 6 et 7 indiquent (cas des substrats en acier) clairement des glissements importants lorsque l'effort de traction croît de 200 à 300 daN. Ces variations correspondent à l'effort qui engendre la microfissuration, vers 200 daN, dans les parties  $b_1, b_2, b_4$  du joint en escalier.

L'analyse globale permet d'en déduire que l'amorçage a été suivi de la rupture brutale du joint dans ces parties de section faible.

L'émission acoustique confirme ces observations (figures 8).

La figure 9 décrit pour l'assemblage métallique l'ensemble des phénomènes qui caractérisent son comportement mécanique fin.

Nous reportons sur l'axe  $x$  (figure 3) la distance du centre des jauges à l'extrémité du substrat  $T_2$ ,  $J_1$  ( $x=0,8\text{mm}$ ) à  $J_{10}$  ( $x=18,8\text{mm}$ ) qui indiquent ses déformations superficielles locales. L'expérience montre que le comportement mécanique du substrat  $T_1$  est pratiquement identique à celui de  $T_2$ , tout le long de son recouvrement. Excepté le glissement précoce observé au niveau des talons d'extrémité  $b_1$  et  $b_4$ , jusqu'à 150 daN, toutes les jauges de  $J_1$  à  $J_{10}$  indiquent des déformations proportionnelles à la sollicitation de traction  $F$ . Nous n'observons pas d'émission acoustique au niveau des autres parties du joint.

Nous observons le premier changement de pente des courbes  $F=f(\varepsilon)$  au niveau de la jauge  $J_1$  ( $x=0,8\text{mm}$ ) pour  $F=150\text{daN}$  et ensuite d'autres changements de pente sont détectés aux niveaux des jauges  $J_2$  ( $x=2,8\text{mm}$ ),  $J_6$  ( $x=10,8\text{mm}$ ),  $J_{10}$  ( $x=18,8\text{mm}$ ), pour  $F=200\text{daN}$  ; c'est l'amorçage des microfissures aux points  $F_{D2}$ ,  $F_{D6}$  et  $F_{D10}$  (figures 9). Progressivement cet amorçage se propage en régime stable sur la marche  $a_1$  et c'est l'apparition de  $F_{D3}$ ,  $F_{D4}$ ,  $F_{D5}$  respectivement pour  $F=350\text{daN}$ ,  $F=450\text{daN}$  et  $F=550\text{daN}$ . Nous observons le même phénomène au niveau de  $J_7$ ,  $J_8$  et  $J_9$ . La courbe  $(F_p)$  qui joint les points expérimentaux  $F_{D1}$  à  $F_{D10}$  représente donc l'évolution des limites élastiques locales apparentes des zones testées par les jauges  $J_1$  à  $J_{10}$  le long du recouvrement.

Au-delà de cette courbe, localement la taille des microfissures amorcées augmente pour atteindre une taille critique caractérisée par l'apparition des seuils  $F_{G1}$  à  $F_{G5}$  et  $F_{G8}$  à  $F_{G10}$  à partir desquels la courbe  $F=f(\varepsilon)$  est telle que  $\frac{dF}{d\varepsilon}$  change de signe. Alors, localement les microcraques se rejoignent pour former des criques qui se développent en régime instable jusqu'à la rupture ultime du corps d'épreuve sollicité à la traction simple. Par conséquent, le domaine du comportement situé entre les 2 courbes  $(F_p)$  et  $(F_g)$  est celui au cours duquel (lorsque  $F$  croît) les microfissures s'amorcent et se développent en régime stable jusqu'à atteindre leur taille critique.

Pour l'ensemble composite verre-époxyde les figures 4 et 10 indiquent une rupture précoce de l'extrémité à faible surface  $b_1$  (soumise aux contraintes normales  $\sigma_{j_{xx}}$ ), pour  $F=30\text{daN}$  (jauges  $J_1, J_{23}$  et  $J_3$ ).

Nous observons aussi, simultanément à l'autre extrémité, en  $b_4$  (symétrique de  $b_1$  par rapport au centre du recouvrement  $a_2$ ) une rupture pour le même seuil de  $30\text{daN}$  (figures 11, jauge  $J_{15}$ ).

Au niveau de  $b_2$  figure 12, jauge  $J_5$ ), l'amorçage des microfissures se produit vers  $30\text{ daN}$  et la rupture à  $150\text{ daN}$ .

La ruine simultanée des parties d'extrémité  $b_1$  et  $b_4$  perturbe le comportement de la structure jusqu'au niveau de la jauge  $J_{28}$  (figure 14) située à  $16\text{mm}$  de  $b_1$ .

La figure 15 résume l'ensemble des résultats expérimentaux qui traduisent le comportement mécanique fin de la structure collée constituée des substrats en verre-époxyde.

Les glissements traduisent les ruptures partielles ou totales des parties  $b_1$  et  $b_4$  à  $30\text{daN}$  (figures 4, 15, 10 et 11) et de  $b_2$ ,  $b_3$  (figures 12, 13 et 15) respectivement vers  $120\text{ daN}$  et  $240\text{ daN}$ .

La partie hachurée (figure 15) située entre les courbes ( $F_p$ ) courbe d'amorçage des microfissures dans le joint et ( $F_G$ ) (courbe de début de propagation des criques) indique le domaine de croissance en régime stable des microfissures dans les parties  $a_1$  et  $a_3$  (symétrie) du joint. La partie centrale est la moins sollicitée. Elle reste élastique jusqu'au voisinage de la rupture (figure 16, jauge 12 par exemple). Le choc engendré par la rupture de  $b_1$  et  $b_3$  provoque simultanément la rupture fragile de  $b_2$  constituant la partie centrale du joint en escalier à  $420\text{daN}$ .

Le comportement élastique des deux types d'assemblage est représenté le long du recouvrement ( $x$  en abscisse) par la figure 17 pour les valeurs  $100\text{daN}$  et  $200\text{daN}$  (assemblage métallique) et  $30\text{daN}$  pour le substrat verre-époxyde. Pour  $F=90\text{daN}$  (verre-époxyde) on observe les glissements au niveau des jauges  $J_{10}-J_{11}$  (rupture de  $b_3$ ) et de  $J_{15}-J_{16}$  (rupture de  $b_4$ ); l'assemblage verre-époxyde n'est plus globalement élastique.

## CONCLUSION

Notre étude expérimentale montre que le comportement mécanique fin de ce type d'assemblage est très complexe. Les parties d'extrémité  $b_1$  et  $b_4$  sont très fragiles, les zones angulaires sont le siège de concentrations de contraintes importantes engendrées par de faibles sollicitations extérieures.

L'analyse des résultats obtenus par extensométrie et par émission acoustique montre que nous observons l'amorçage des microfissures simultanément par les deux techniques. Cela confirme bien que la méthode d'observation extensométrique par jauges électriques, mise au point par l'un d'entre nous [3] est bien adaptée à la détermination du comportement mécanique fin des structures collées.

D'une façon générale, l'étude du comportement mécanique d'un assemblage collé est toujours très complexe, les facteurs tels que la géométrie du joint, l'état mécanique et physico-chimique des surfaces, les charges entrant dans la formulation de l'adhésif, jouent un rôle primordial. La maîtrise de ces aspects, notamment par une normalisation rigoureuse des conditions d'élaboration des éprouvettes et des conditions d'essai, est indispensable.

Nous pensons que la rupture ultime ne constitue pas un critère sûr de tenue mécanique en dehors du cas de chargement quasi statique monotone. Nous proposons de retenir en priorité le seuil d'apparition des microfissures, qu'on pourrait appeler seuil d'endommagement, seuil de réversibilité ou limite d'élasticité, comme paramètre fondamental, et en second lieu, le seuil de propagation et la rupture ultime. Il est clair que le comportement entre le seuil de réversibilité et la rupture ultime dépend de l'histoire du chargement ; la pratique courante, qui utilise seulement la rupture ultime, peu satisfaisante du point de vue scientifique, peut même se révéler dangereuse pour certaines histoires de chargement.

## Remerciements

Nous remercions toutes les personnalités de l'ENSTA et d'ARMINES, pour les différents soutiens financiers qu'ils nous ont apportés et qui ont permis de mettre en oeuvre cette recherche longue, coûteuse et délicate à réaliser.

## BIBLIOGRAPHIE

- [1] BREVETS ARMINES, 20 boulevard Saint-Michel, 75272 PARIS Cedex 06. Inventeur : Yvon GILIBERT, 11, rue E. Delacroix, La Neuville, 51000 REIMS.  
Valorisation : TRANSVALOR, filiale d'ARMINES, même adresse.
- [1.1] Procédé de mesure de contraintes principales dans les substrats transparents, ayant des propriétés photoélastiques assemblés par collage.  
BREVET FRANCAIS : n° 86.09044 du 23.10.1986. B.O.P.I. "Brevets, n° 52. 24.12.1987 sous le n° 2 600 418. BREVET EUROPEEN : GB-NL-DE-IT-FR. Demande n° 87.401440.0 du 23.06.1987. Brevet n° 0251894/B1. Date de la publication du fascicule du Brevet : 06.12.89.
- [1.2] Dispositif d'ancrage mécanique pour le maintien d'une extrémité d'une pièce parallélépipédique, procédé de fabrication d'un tel dispositif et adaptateur de ce dispositif pour son montage sur une machine de traction. BREVET FRANCAIS : N° 86.14137 du 10.10.1986. B.O.I.P. N° 51 du 23.12.88. BREVET EUROPEEN : GB-NL-IT, demande N° 87.402264.3 du 09.10.1987. Délivré le 23.12.1988 sous le n° 2.605.068.
- [1.3] Procédé d'assemblage par collage de deux substrats aboutés. BREVET FRANCAIS : N° 87.15575 du 10.11.1987. B.O.P.I. "Brevets" N° 19 du 12 mai 1989. EUROPE : GB-NL-DE-IT-FR, dépôt du 10.11.1988, N° 88 402835.8, N° de la publication 0316 273/A1. Date de la publication de la demande 17.05.1989. Bulletin 89/20.
- [1.4] Appareil pour l'exécution d'essais de flexion à quatre points d'appui. BREVET FRANCAIS : N° 87.17151 du 09.12.1987. B.O.P.I. "Brevets" N° 24 du 16.06.1986.
- [1.5] Procédé et appareil de mesure de la rugosité d'une surface d'une pièce. BREVET FRANCAIS : N° 88.00708 du 22.01.1988. B.O.P.I. "Brevets" N° 30 du 28.07.1989.  
BREVET EUROPEEN : AT,BE,CH,DE,ES,FR,GB,GR,IT,LI,LU,NL,SE, dépôt N° 89.400147.8 du 18.01.89. Date de publication de la demande : 30.08.89, Bulletin 89/35, N° 0330526/A1. BREVET USA, dépôt N° 298.183/07 du 17.01.1989. Dépôt JAPON, N° 1.12057 du 23.01.1989.

- [1.6] Dispositif pour appliquer un effort de traction pure suivant la dimension longitudinale d'une plaque mince constituée d'un matériau flexible. BREVET FRANCAIS : N° 88.00982 du 28.01.1988. B.O.P.I. "Brevets" N° 31 du 4.08.1989.
- [1.7] Procédé pour augmenter la résistance mécanique à la formation de microfissures dans un joint adhésif structural. FRANCE : dépôt du 10.03.1988, N° 88.03120. B.O.P.I. "Brevets" N° 37 du 15.09.1989.
- [1.8] Procédé pour augmenter la résistance mécanique à la formation de microfissures dans un joint adhésif structural ou dans une masse de multimatériaux. FRANCE : dépôt du 29.03.1988, N° 88.04094. B.O.P.I. "Brevets" N° 40 du 6.10.1989.
- [1.9] Procédé et appareil de mesure du comportement mécanique de liaisons d'interfaces. FRANCE : dépôt du 06.04.1988, N° 88.04450. B.O.P.I. "Brevets" N° 48 du 1er.11.1989. Extension en Europe N° 89400910.9 du 3.04.1989. Date de publication de la demande : 11.10.1989. Bulletin 89/41, AT, BE, CH, DE, ES, GB, GR, IT, LI, LU, NL, SE.
- [1.10] Procédé et appareil d'évaluation ou de mesure des caractéristiques des propriétés d'adhérence d'une couche mince appliquée sur la surface rugueuse d'un substrat ou d'éléments de renforcement d'un corps en matériau composite ou agrégat. FRANCE, dépôt du 04.11.1988, N° 8814451. B.O.P.I. "Brevets" N° 19 du 11.05.1990. Extension en Europe, N° 89403547.6 du 19.12.1989.
- [1.11] Procédé d'assemblage par collage de deux pièces ou substrats permettant d'obtenir une épaisseur rigoureusement constante du joint de colle formé entre les deux substrats. FRANCE : dépôt du 05.12.1988, N° 8815911. B.O.P.I. "Brevets" N° 23 du 8.06.1990. Extension en Europe, n° 89403548.4 du 19.12.1989.
- [1.12] Procédé pour améliorer la résistance à l'amorçage, en régime stable, et à la propagation des microfissures dans un joint adhésif composite adhérent à la surface du subjectile d'un substrat ou d'éléments de renforcement d'un corps en matériaux composites ou agrégat. FRANCE : dépôt du 05.12.1988, N° 8815912. B.O.P.I. "Brevets" N° 23 du 8.06.1990.

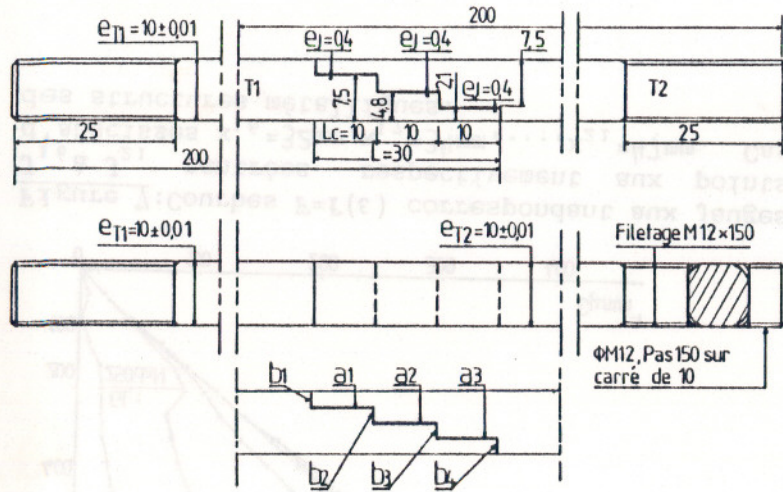


- [1.13] Extensomètre isostatique à axe vertical. Dépôt français N°8916121 du 6.12.989.
- [1.14] Appareil de mesure de paramètres physiques de surface d'un solide. Dépôt français du 07.06.1990, N° 90 07095.
- [2] ANVAR/ARMINES/IRAP/Y. GILIBERT/MC. CROISSANDEAU/J.M. REYMOND : "Le Collage et ses applications". Synthèse réalisée par ARMINES et l'IRAP sous l'égide de l'ANVAR (PARIS). L'ouvrage comporte 583 pages, 81 figures et 197 références bibliographiques. Il traite, en vue de la motivation des P.M.E., la technologie générale, l'état de l'art, la mise en oeuvre, l'enjeu économique, le caractère multisectoriel du Collage, l'application aux P.M.E. et donne une liste des principaux opérateurs européens et français. Paris 1989.
- [3] a) GILIBERT Y. - Contribution à l'étude de l'adhésivité de matériaux collés par l'intermédiaire de résines époxydiques. Thèse de Doctorat d'Etat, ès-sciences physiques, Université Reims 1978.
- [4] GILIBERT F., GILIBERT Y. - Analyse expérimentale par extensométrie et émission acoustique simultanées du comportement mécanique fin d'assemblages composites collés du type escalier, sollicités à l'essai de cisaillement par traction. - 23ème JOURNEES EUROPEENNES DES COMPOSITES, Palais des Congrès, PARIS 6,7 et 8 Avril 1988. COMPOSITES. REVUE EUROPEENNE DES COMPOSITES ET PLASTIQUES RENFORCES, FIBRES DE VERRE TEXTILE, NUMERO SPECIAL, N° 3, pp. 211 à 218, 1988.
- [5] Y. GILIBERT, A. RIGOLOT : Analyse expérimentale et numérique des contraintes dans un assemblage collé en escalier sollicité à la traction. DOUZIEME CONGRES CANADIEN de Mécanique Appliquée, Université de Carleton, Ottawa, Ontario, 28 Mai -2 juin, Comptes Rendus, Volume 1, pp. 374-375, 1989.
- [6] Y. GILIBERT : Etude expérimentale du comportement mécanique fin d'assemblages collés du type escalier droit ou incliné sollicités à l'essai de cisaillement par traction. Journées Nationales AMAC - GAMAC, Saint-Etienne, 16 et 17 Janvier 1989. Livre : "Caractérisation Mécanique des Composites Extensométrie appliquée aux Composites", pp. 116-128 ; Publié par A. VAUTRIN, Edition PLURALIS, PARIS.

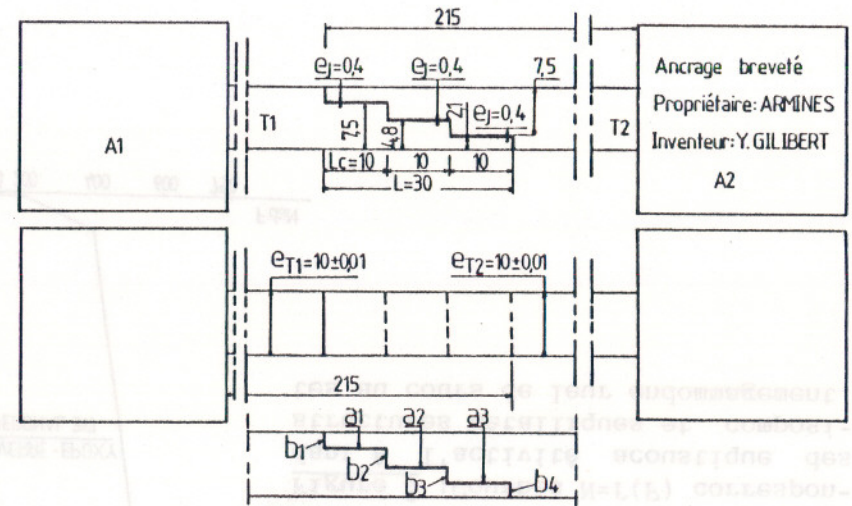
- [7] Y. GILIBERT : Etude expérimentale du comportement mécanique fin, sous sollicitation de traction simple, d'assemblages collés à simple recouvrement et en escalier. Deuxième Congrès International sur l'adhésion et les adhésifs. ADHECOM 89, 20-23 Mars ; C.R. du Congrès pp. 369-381, Bordeaux 1989.
- [8] Y. GILIBERT : Etude expérimentale par extensométrie et émission acoustique simultanées du comportement mécanique fin du joint collé en sifflet à double enture. EUROCOAT 89. XVIII<sup>e</sup> Congrès de l'A.F.T.V., Palais Acropolis, Nice, 19 au 22 Septembre 1989. C.R. du Colloque : Livre, "ADHESIFS", pp. 98-109, publié par EREC, PUTEAUX et Revue "Double Liaison", résumé (3 langues) pp. 219-220, Tome XXXVI, N° 405-406, 1989.
- [9] Y. GILIBERT, M.L.L. KLEIN : Studies and applications concerning the adhesive bonded, composite joint, of the stepped-lap type. COMP'90, "Advanced Composites in emerging technologies, (Abstracts of presentations, pp 7-8), University of Patras, 20,24 August 1990.
- [10] Y. GILIBERT : Etude par extensométrie et émission acoustique simultanées de l'endommagement d'assemblages collés sollicités à la traction simple. Réunion du Groupe Français d'Emission Acoustique, Laboratoire National d'Essais, Paris 12 mars 1987.

#### MOTS CLES

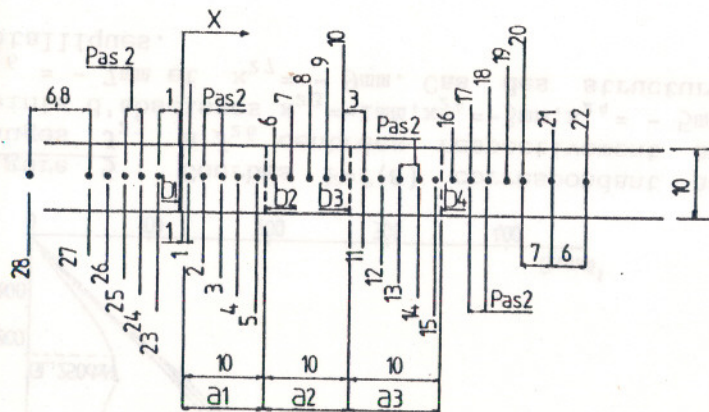
STRUCTURE COLLEE - COMPORTEMENT MECANIQUE FIN - EXTENSOMETRIE - EMISSION ACOUSTIQUE SIMULTANEEES



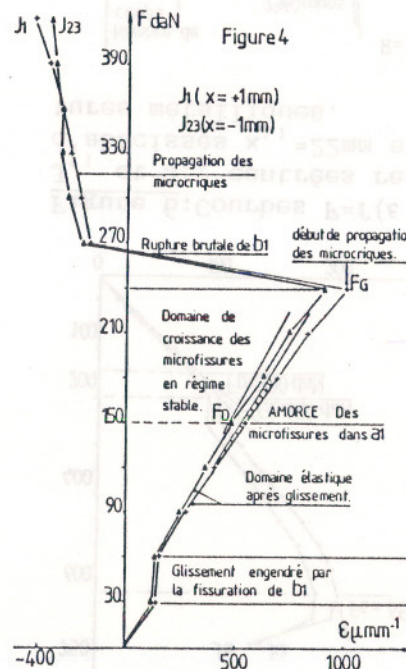
**Figure 1:** Structure collée du type "en escalier", constituée de substrats métalliques ; acier de qualité XC18.



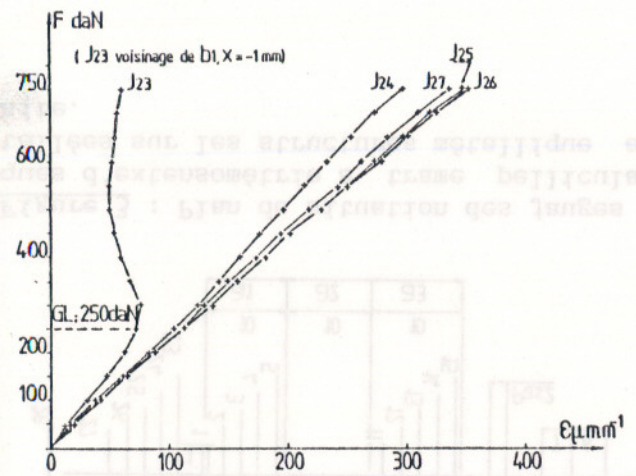
**Figure 2:** Structure collée du type "en escalier", constituée de substrats en matériau composite verre époxyde et adaptée à l'étude de l'adhésion composite/composite.



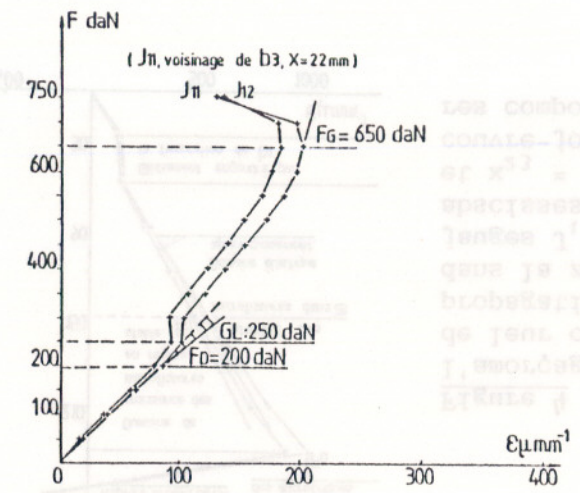
**Figure 3 :** Plan de situation des jauges électriques d'extensométrie à trame pelliculaire installées sur les structures métallique et composite.



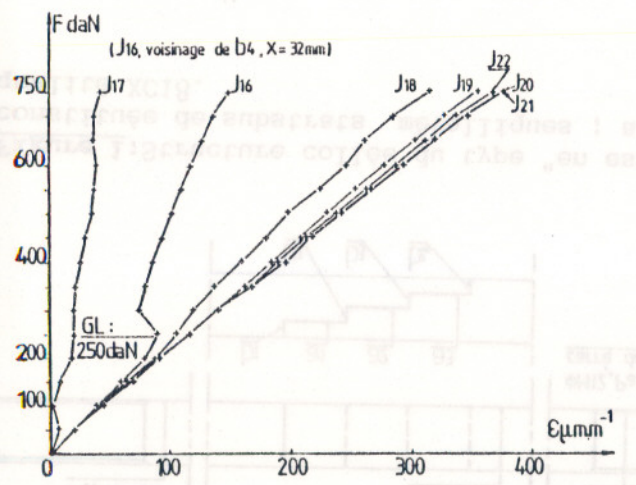
**Figure 4 :** Mise en évidence de l'amorçage des microfissures, de leur croissance et de la propagation rapide des criques dans la zone testée par les jauges  $J_1$  et  $J_{23}$  centrées aux abscisses respectives  $x_1 = 1 \text{ mm}$  et  $x_{23} = -1 \text{ mm}$  du bord libre du couvre-joint. Cas des structures composites.



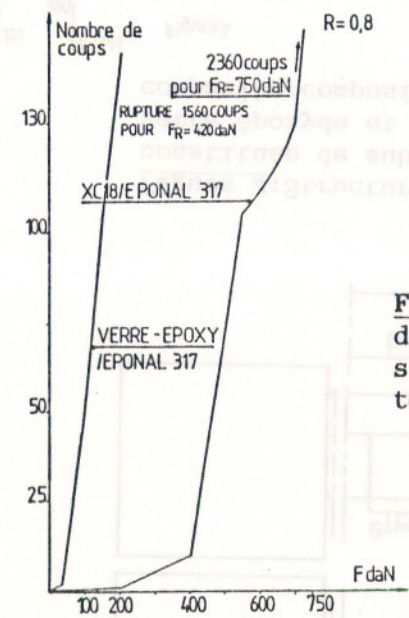
**Figure 5 :** Courbes  $F=f(\epsilon)$  correspondant aux jauges  $J_{23}$  à  $J_{26}$  centrées respectivement aux points d'abscisses  $x_{23} = -1\text{mm}$ ,  $x_{24} = -3\text{mm}$ ;  $x_{24} = -5\text{mm}$ ;  $x_{26} = -7\text{mm}$  et  $x_{27} = -9\text{mm}$ . Cas des structures métalliques.



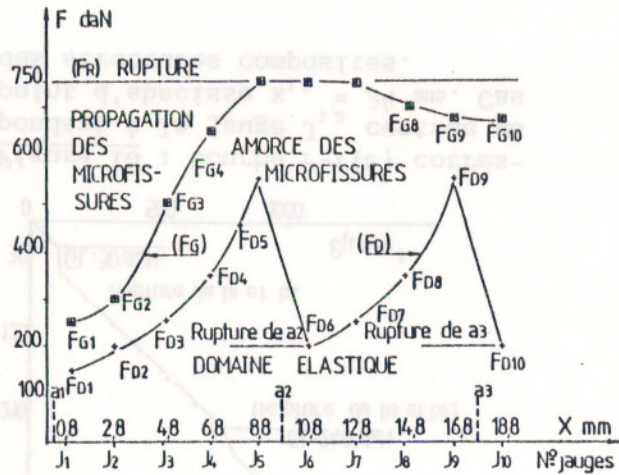
**Figure 6:** Courbes  $F=f(\epsilon)$  correspondant aux jauges  $J_{11}$  et  $J_{12}$  centrées respectivement aux points d'abscisses  $x_{11} = 22\text{mm}$  et  $x_{12} = 24\text{mm}$ . Cas des structures métalliques.



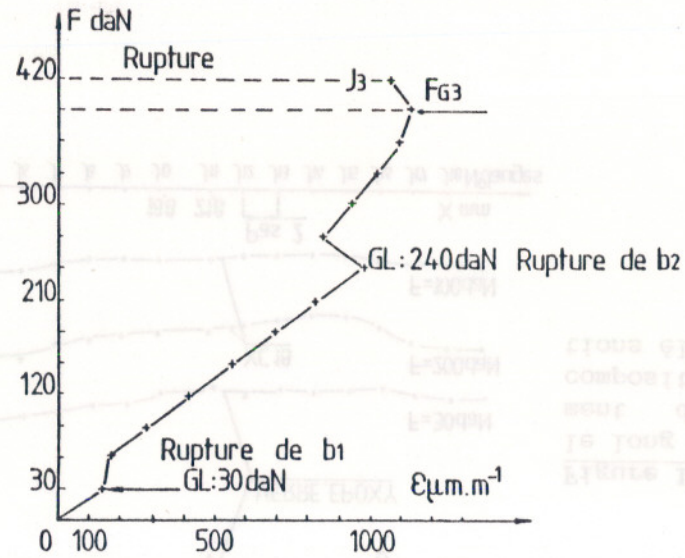
**Figure 7:** Courbes  $F=f(\epsilon)$  correspondant aux jauges  $J_{16}$  à  $J_{21}$  centrées respectivement aux points d'abscisses  $x_{16} = 32\text{mm}$ ,  $x_{17} = 34\text{mm}$ , ...,  $x_{21} = 47\text{mm}$ . Cas des structures métalliques.



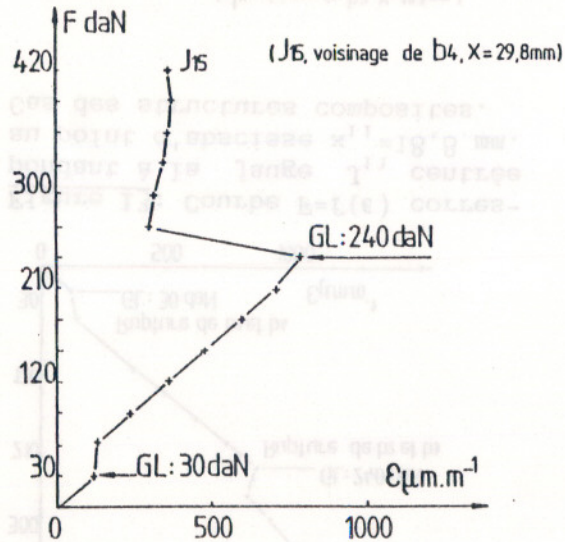
**Figure 8 :** Courbes  $N=f(F)$  correspondant à l'activité acoustique des structures métalliques et composites au cours de leur endommagement.



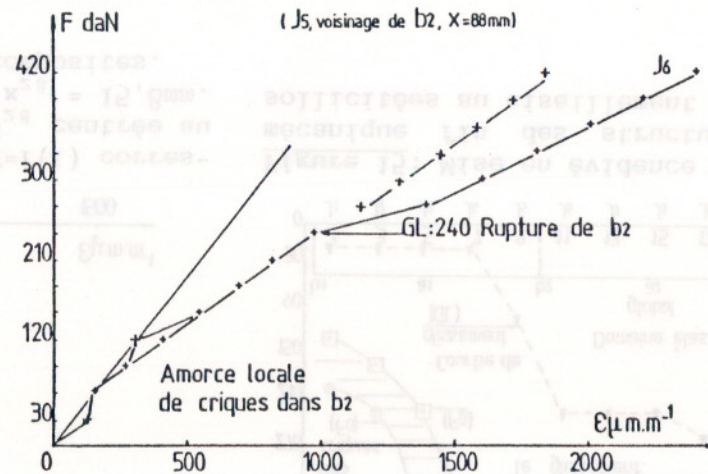
**Figure 9** : Mise en évidence du comportement mécanique fin des structures métalliques sollicitées au cisaillement par traction.



**Figure 10** : Courbe  $F=f(\epsilon)$  correspondant à la jauge  $J_3$  centrée au point d'abscisse  $x_3=5\text{mm}$ . Cas des structures composites.



**Figure 11** : Courbe  $F=f(\epsilon)$  correspondant à la jauge  $J_{15}$  centrée au point d'abscisse  $x_{15}=29,8\text{mm}$ . Cas des structures composites.



**Figure 12** : Courbe  $F=f(\epsilon)$  correspondant à la jauge  $J_6$  centrée au point d'abscisse  $x_6=88\text{mm}$ . Cas des structures composites.

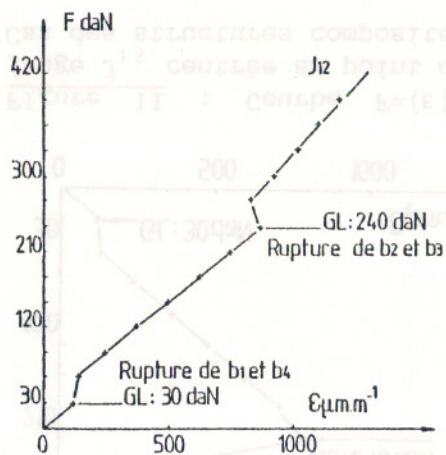


Figure 13: Courbe  $F=f(\epsilon)$  correspondant à la jauge  $J_{11}$  centrée au point d'abscisse  $x_{11} = 18,8$  mm. Cas des structures composites.

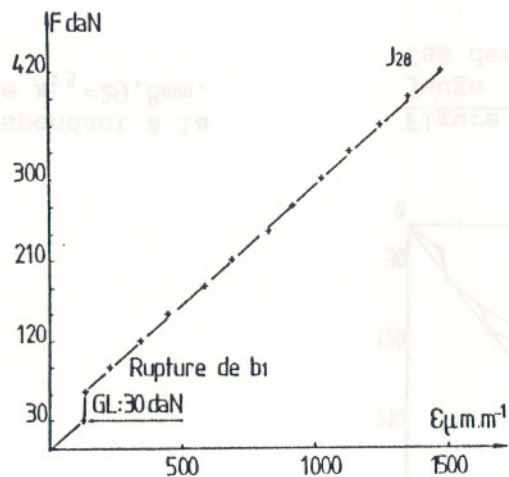


Figure 14 : Courbe  $F=f(\epsilon)$  correspondant à la jauge  $J_{28}$  centrée au point d'abscisse  $x_{28} = 15,8$  mm. Cas des structures composites.

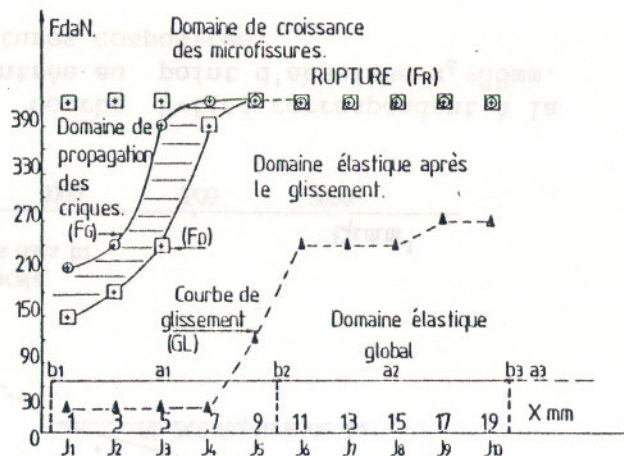


Figure 15: Mise en évidence du comportement mécanique fin des structures composites sollicitées au cisaillement par traction.

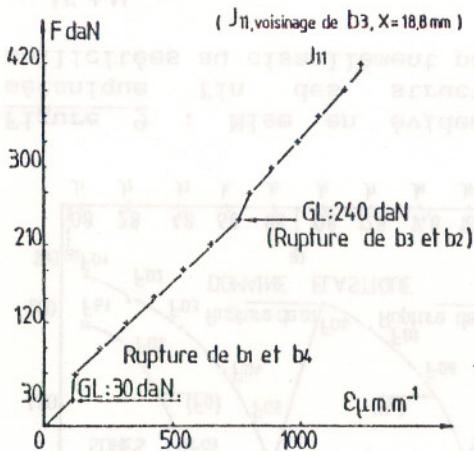


Figure 16 : Courbe  $F=f(\epsilon)$  correspondant à la jauge  $J_{12}$  centrée au point d'abscisse  $x_{12} = 24$  mm. Cas des structures composites.

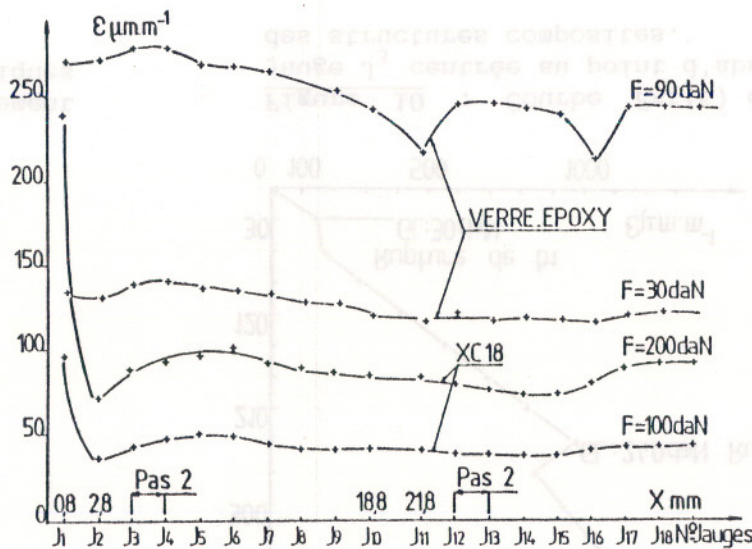


Figure 17 : Distribution, le long de leur recouvrement d'une structure composite, des déformations élastiques locales.

## MODELING AND MEASUREMENT OF THE INTERFACE FRICTION IN THE FLOW AND STORAGE PARTICULATE MATERIAL

A. KHELIL ; J.C.ROTH et D.WEISSE

LEMTA URA 875 CNRS ; GRRS IUT GC  
F54601 Villers les Nancy Cedex

### Abstract

The frictional behaviour of powder and particulate materials in all engineering application is principally described by the coefficient of internal friction and the coefficient of wall friction. We present in this paper a theoretical and experimental research on the wall friction in steel silos during filling and discharge of the ensiled materials ( particulate materials). The wall friction is found experimentaly by using a measurement of the wall stresses in full scale silos. The results show two aspects of the frictional behaviour. During filling (static conditions), the law of interface friction is linear and follows exactly Coulomb relation. The yield locus simulated gives a good approach to the coefficient of wall friction. The coefficient values obtained are compared with the values given by classical tests in the laboratory using " shear cell". During discharge (dynamic conditions) the law of friction is not linear, the coefficient of wall friction varies slightly with the depth and decreases with the mass flow. Our measurement predicts accurate modelling of the frictional behaviour and the theoretical analysis is developed to show the magnitude of the wall stress as a function of both the wall friction and the state of the flow.

### RESUME

Dans toutes les applications industrielles, le comportement des matériaux pulvérulents et granulaires est essentiellement caractérisé par le coefficient de frottement interne et le coefficient de frottement en paroi. Dans cet article, nous présentons les résultats de l'étude expérimentale et théorique du frottement en paroi de matériaux granulaires ensilés au cours du remplissage et de la vidange de silos métalliques. Le coefficient de frottement est obtenu à l'aide de mesures de contraintes en paroi dans les silos en vraie grandeur.

Deux aspects apparaissent dans l'étude du comportement du frottement. Au cours du remplissage (équilibre statique) le frottement est linéaire et vérifie la loi de Coulomb. Le tracé de la courbe intrinsèque qui en découle donne une bonne idée de la valeur du coefficient de frottement en paroi. Les valeurs des coefficients obtenus sont comparées aux mesures en laboratoire effectuées à l'aide d'une boîte de cisaillement. Pendant la vidange (comportement dynamique) le frottement varie non linéairement. Le coefficient de frottement en paroi varie légèrement en fonction de la profondeur et décroît au cours de l'écoulement en masse.

Nous établissons une caractérisation du frottement qui détermine l'évolution de la contrainte en paroi simultanément en fonction du frottement en paroi et le mode d'écoulement.

## I. INTRODUCTION

Experimental investigations of static and dynamic wall pressures produced in steel silos is of major practical importance of the design of the bulk storage systems. Very few experimental investigations on the dynamic wall pressure ( or wall friction) in full scale silos are reported in the literature. When examining the literature that has been published since JANSSEN first released his classical formula integrating wall friction , we notice the wide disparity between the various theories, methods and codes of practice that had been proposed. The pressure in silos depends on many factors including the flow pattern within the ensiled material and also the mechanical characteristics of the material ( angle of internal friction , angle of wall friction). The frictional behaviour has a major influence on the pressures on silo walls.

In the filling and emptying state ( mass flow or funnel flow ) , the shear and the normal stresses exerted by a granular material on the walls of full scale silos were measured by a special transducer [1] and the coefficient of wall friction was determined. These values are very useful in estimating the lateral pressures of a granular material during discharge and during filling state.

## II . A SIMPLE TREATMENT OF THE FRICTION

The strength of particulate material can be defined by both Mohr-Coulomb relation or by different criteria of a failure in the space of the principal stresses (  $\sigma_1$  ,  $\sigma_2$  ,  $\sigma_3$  ) as a certain surface defined by  $F(\sigma_1 , \sigma_2 , \sigma_3) = 0$  according to the soil behaviour.

The definition of strength introduced by Coulomb is based on the notion that at the instant of the attainment of strength of the particulate material is disturbed by a shearing or a failure surface and the strength determines the state of stress on this surface : essentially the friction between two rigid bodies moving relative one to another. In the (  $\tau$  ,  $\sigma_x$  ) Mohr failure plan is usually approximated by a straight line described by the equation :

$$\tau = c + \sigma_x \tan(\phi)$$

$\tau$  : the shear stress ;  $\sigma_x$  : the normal stress on the shear surface

$c$  ,  $\phi$  the cohesion and the angle of internal friction of the particulate material.

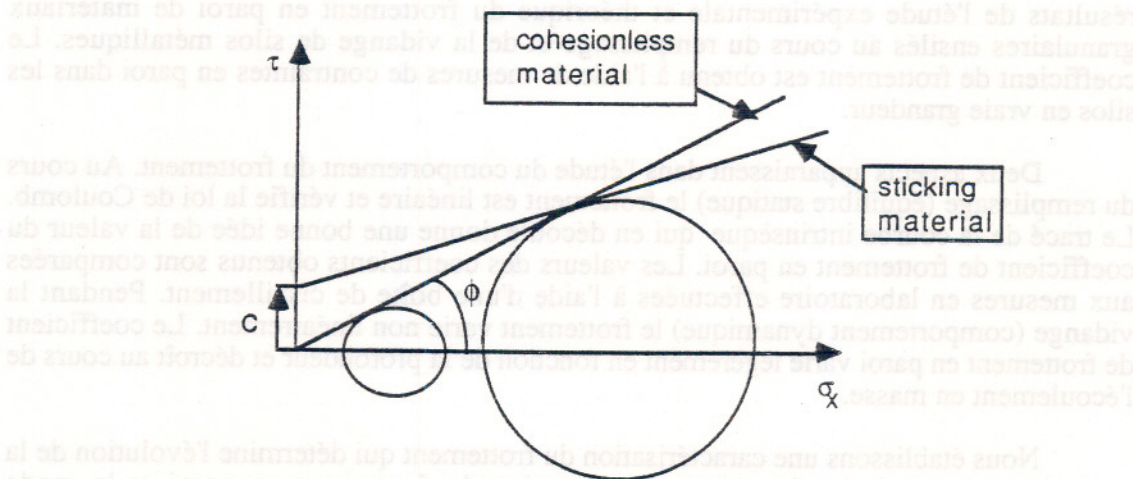


Figure 1 : schematic representation of Mohr-Coulomb yield locus



In our case (the state of stresses at the granular interface material and the wall) the shear surface is the silo walls and  $\phi_w$  is the angle of friction between the ensiled material and the wall. The ensiled materials (wheat and pea) are considered cohesionless.

### III. THEORY OF PRESSURE IN SILOS

#### III-1 Analytical investigation

Any review in the methods for predicting silo pressure design begins with a discussion of Janssen's proposals. These theoretical approaches consider a force balance on thin horizontal layer of stored material of thickness  $dz$  as shown in figure (2). It is generally assumed that the material in contact with the vertical wall are on the point of slipping, a condition sometimes expressed by saying that friction is fully mobilised. The pressure is uniform over any section of constant  $z$  and so equilibrium for the slice yields.

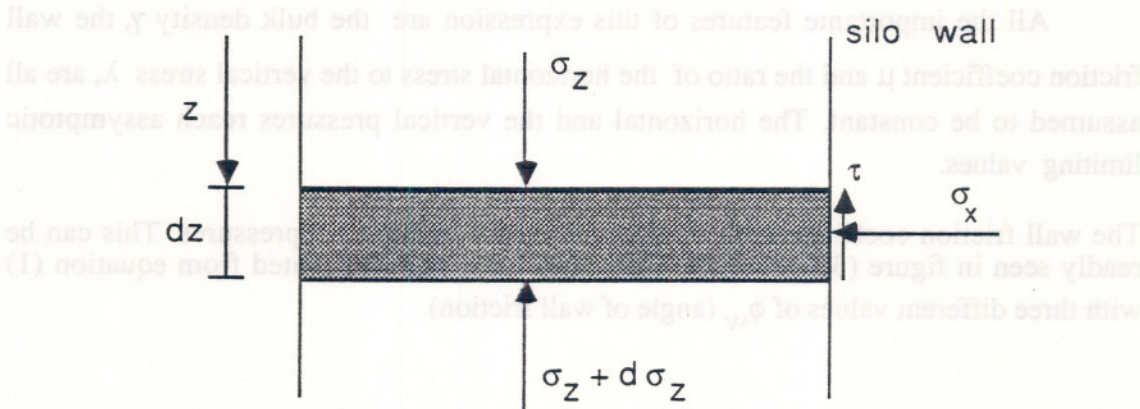


figure 2: equilibrium of a slice through the ensiled material

$$A \cdot \sigma_z - (\sigma_z + d\sigma_z) A + \gamma A \cdot dz - \tau \cdot L \cdot dz = 0$$

The most theoretical investigation assumes that the horizontal stress  $\sigma_x$  is proportional to the vertical stress  $\sigma_z$  and the shear stress  $\tau$  is proportional to the horizontal stress by the Coulomb's friction relationship :

$$\sigma_x = \lambda \cdot \sigma_z ; \quad \tau = \mu \cdot \sigma_x$$

$\lambda$  is a constant and  $\mu$  is the wall friction coefficient at the sample wall interface. Thus

$$\frac{d\sigma_z}{dz} + \frac{r_h}{\lambda \mu} \sigma_z = \gamma$$

and the solution give:

$$\sigma_z = \frac{\gamma r_h}{\lambda \mu} (1 - \exp(-\lambda \mu z / r_h)) \quad (1)$$

$$\lambda = \frac{1 - \sin\phi \cos 2\varepsilon_1}{1 + \sin\phi \cos 2\varepsilon_1}$$

$$2\varepsilon_1 = \frac{\pi}{2} + \phi_w \pm \cos^{-1}(\sin\phi_w / \sin\phi) \quad (2)$$

The + sign refers to the static conditions and the - sign refers to dynamic conditions. During the filling of particulate material into a silo, lines of major principal stress are approximately vertical. The material is in the active state of Rankine. When the particulate material is withdrawn from the bottom of the silo, they expand vertically, and the major principal stress is horizontal giving the passive state of stress.

All the important features of this expression are the bulk density  $\gamma$ , the wall friction coefficient  $\mu$  and the ratio of the horizontal stress to the vertical stress  $\lambda$ , are all assumed to be constant. The horizontal and the vertical pressures reach asymptotic limiting values.

The wall friction coefficient has a major influence on silo wall pressures. This can be readily seen in figure (3) where wall pressures have been computed from equation (1) with three different values of  $\phi_w$  (angle of wall friction).

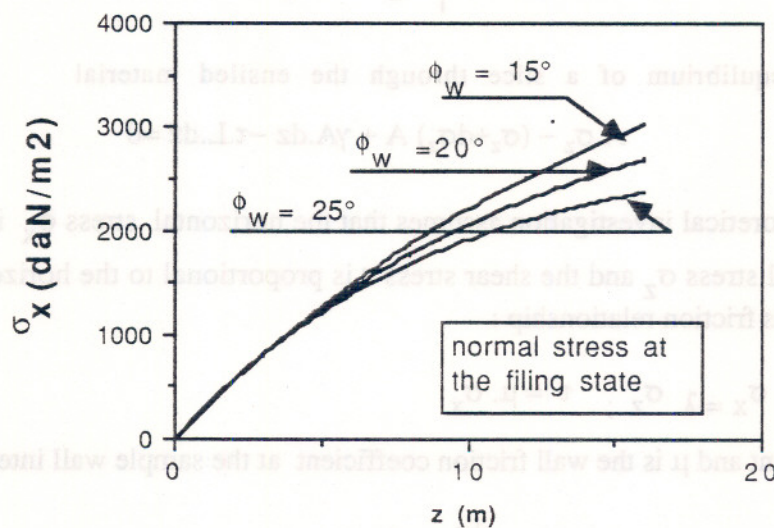


figure (3) : normal stress - versus depth : for various angle of wall friction at the filling state

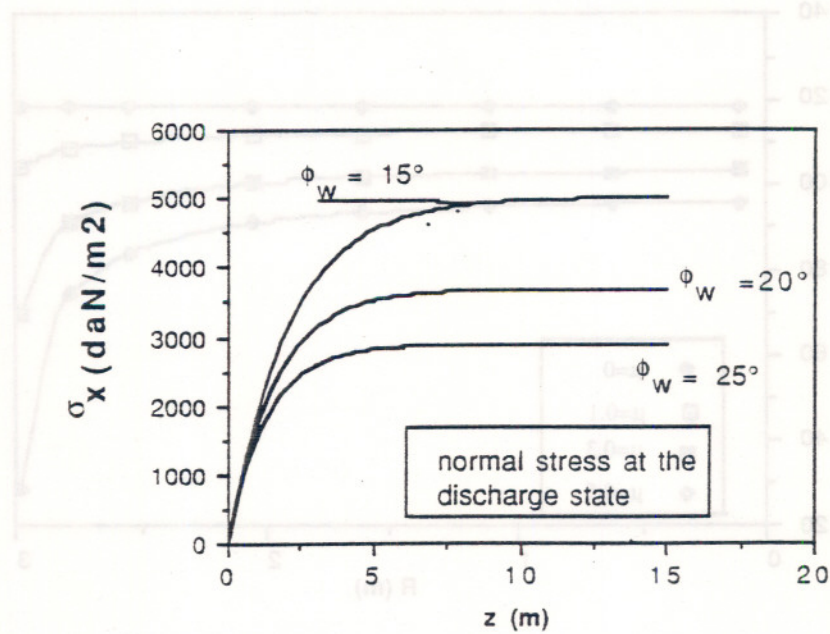


figure (4) : normal (or horizontal) stress for various angle of wall friction at the discharge state

The curves in figures (3) (4), show that a variation of  $5^\circ$  in the angle of wall friction gives a difference of 11 % in the horizontal stress at depth 15 m for the static condition (filling) and 26 % in the dynamic conditions figure (4). The measurement of the wall friction at discharge of the ensiled material must be strict.

### III-2 Numerical treatment of the stress in silos.

The numerical simulation of the stress in silos is based on the classical theory of mechanics of continuous medium, using the constitutive laws of Lade and Kolymbass [3]. The aim of this simulation is to display the effect of the wall friction on the distribution of the stress. The stresses calculated for different values of wall friction coefficient shows that : for smooth walls ( $\mu=0$ ) ; all weight of the ensiled material is supported by the bottom of the cell as liquid at repose. The vertical stress is independent of the distance at the vertical axis of the cell. When  $\mu$  increases (wall friction coefficient) the vertical stress decreases and a part of the weight is supported by the wall. The figure (5) shows different curves for various wall friction coefficients.

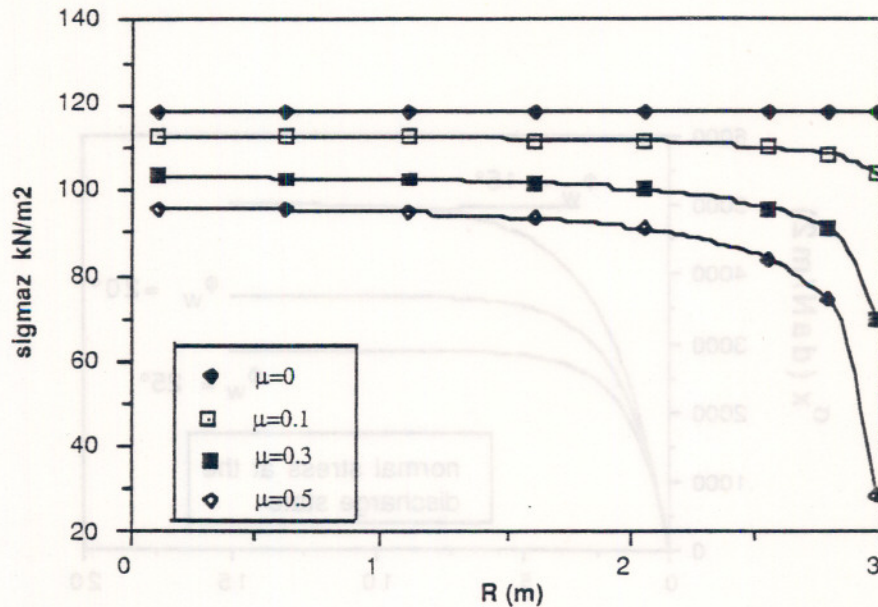


Figure 5 : vertical stress distribution over section ( wheat)

It is shown in figure (5) that the vertical stress acting on the base was not constant for  $\mu = 0,5$ , but varied with distance from the center.

#### IV. EXPERIMENTAL EQUIPMENT

The measurements are carried out at the Chartres experimental base of silos using wheat and pea. This base includes four silos with a flat bottom of different geometries:  
 Cell "A" : square horizontal section ( 6,42m ), trapezoidal shaped walls ( corrugated wall). height 16 m

Cell "B" rectangular horizontal section ( 6,42 m . 2,25 m ) , trapezoidal shaped wall ( corrugated wall). Height 16 m

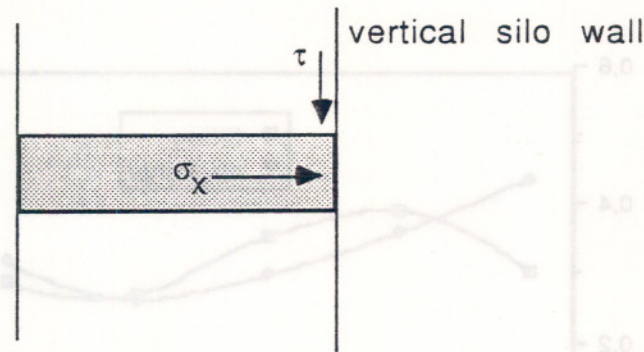
Cell "C" circular horizontal section ( 8 m ) , with undulated sheet ( corrugated wall). Height 12,5 m

Cell "D" circular horizontal section (6m), with smooth walls. Height 7,5 m

A special transducers [1] are introduced in the wall to measure simultaneously horizontal pressure  $\sigma_x$  and  $\tau$  friction stress exerted by the ensiled material through the filling and discharge procedures. The two directions measures are independant. The amplitude of the interaction error between the normal and tangential force are limited to :

- 1% of the range of the normal force
- 2% of the range of the tangential force

The positions of the transducers are shown in table 1 . The measurements are obtained in the course of many cycle of filling and centric discharge of the cells.



The coefficient of friction between a granular material in the flow state and silo walls is the most important flow property for estimating the lateral pressures during the discharge. The value of  $\mu$  was determined from the measurement of the shear stresses and the lateral pressures during mass-flow and funnel flow.

$$\mu = \sigma_x / \tau$$

Table 1 : Positions of wall transducers

Cellule "A"	[1A] : 5,8 m	[2A] : 8,2m	[3A] : 9,8 m	[4A] : 11,4 m	[5A] : 13,4m	
Cellule "D"	[1D]: 2,38 m	[2D] : 3,50 m	[3D] : 4,61 m	[4D] : 5,73 m	[5D] : 6,85m	
Cellule "C"	[1C]: 0,487	[2C]: 1,63 m	[3C] :2,7 m	[4C]: 3,9m	[5C]: 5,07 m	[6C]: 6,2 m
	[7C]: 7,3m	[8C]: 8,4m	[9C]: 9,6m	[10C] :10,7m	[11C]:11,9m	

## V. WALL FRICTION AT THE FILLING AND AT THE DISCHARGE STATE WITH FUNNEL FLOW

### V. 1 Wall friction on the cell "D"

At the filling  $\mu$  represents the coefficient of static friction between the ensiled material and the wall. For each transducer of the cell "A", cell "C" and cell "D", the values of  $\mu$  are determined. The figure ( 6 ) shows the variation of  $\mu$  along the smooth wall of the cell "D" at filling and discharge state. At the discharge,  $\mu$  represents the coefficient of dynamic wall friction.

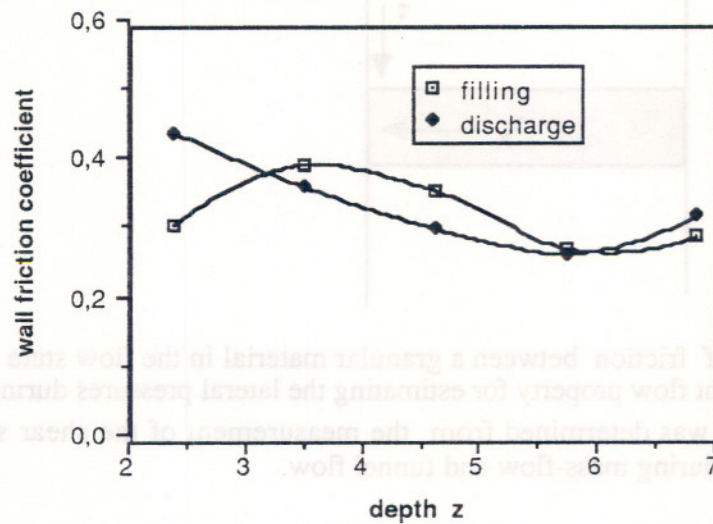


figure (6) : wall friction coefficient versus depth

We note that the flow at the discharge has a major influence on the wall friction. The curves of figure (6) show a slightly decrease of the friction during discharge. The ensiled materials flow towards the center of the cell. the flow channel do not intersect the silo walls and the material in contact to the wall flow, directly towards the channel flow.

Table 2 Angle of wall friction for various silage height

position of transducer	silage height (m)	3,13	3,58	4,48	4,92	5,82	6,27	6,72	7,16	7,61	7,97
2,88 m	sigmax (daN/m <sup>2</sup> )	0	139	548	827	939	1069	1172	1274	1367	1479
	taux (daN/m <sup>2</sup> )	0	37	158	251	288	325	353	390	418	465
	atn (taux/sigmax) (°)	0	14,9	16	16,8	17	16,91	16,76	17	17	17
1,76 m	sigmax ( daN/m <sup>2</sup> )	465	613	232	1134	1237	1348	1442	1544	1637	1739
	taux ( daN/m <sup>2</sup> )	121	167	874	306	344	362	390	418	446	474
	atn (taux/sigmax) (°)	14,5	15,2	14,84	15,5	15,5	15	15	15	15	15
0,65 m	sigmax ( daN/m <sup>2</sup> )	790	911	1134	1339	1441	1534	1627	1720	1804	1897
	taux (daN/m <sup>2</sup> )	251	288	372	437	465	502	530	558	586	613
	atn( taux/sigmax) (°)	17,6	17,5	18	18	17,7	18	18	18	18	17,7

It is seen above that the wall friction is independant of the normal stress showing good agreement with the assumption in the theoretical treatment of the pressures in silos. The mean values of  $\phi_w$  measured were  $15^\circ$  at depth 5,73 m and  $17,7$  at depth 6,42 m and The classical shear test gives a mean value of  $15^\circ$ .

for a serie of ten scrutations with different depths at the filling, the shear and horizontal stresses on each of the transducer 3D and 5D are shown in figure (7) and (8). For both positions, the ratio of the shear and horizontal stresses are approximately constant.

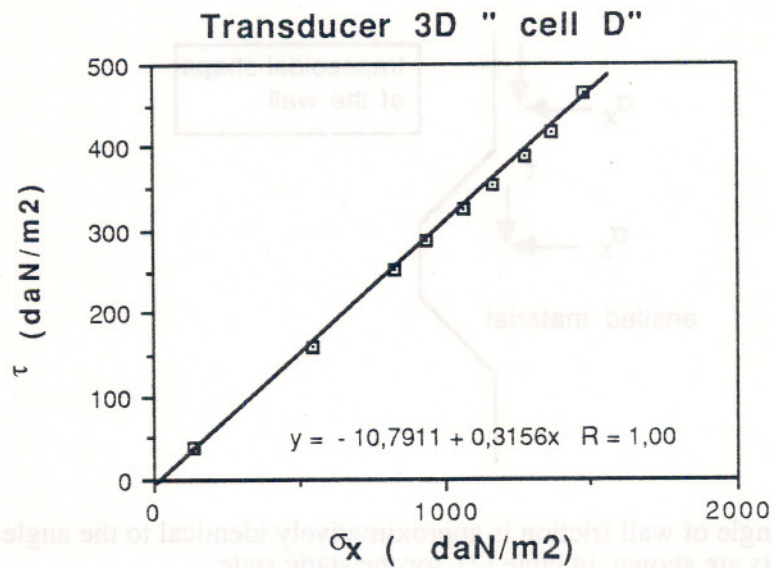


figure (7) : plot of shear stress against horizontal stress for the transducer D3 at depth 4,61m

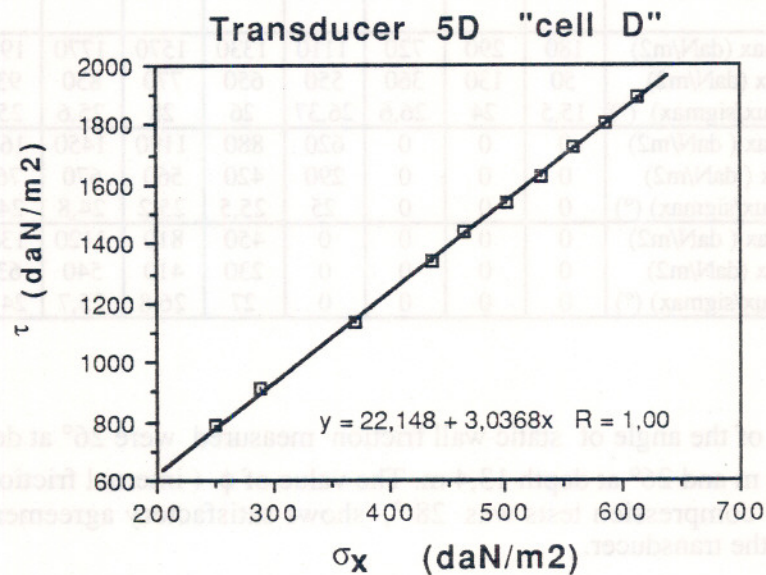
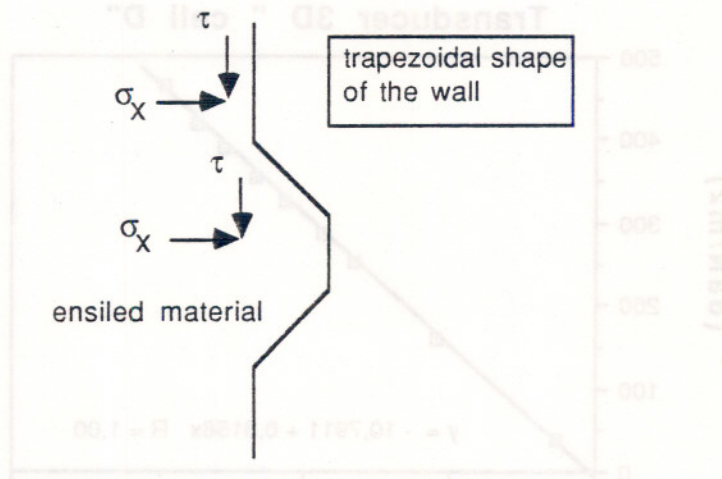


figure (8) : plot of shear stress against horizontal stress for the transducer 5D at depth 6,42 m

## V. 2 Wall friction on the cell "A"

Cell "A" corrugated wall : The trapezoidal shape of the wall induces that the material is in a state of failure in a shear zone adjacent to the walls. This shear zone correspond to the width of the trapezoidal shape.



In this case the angle of wall friction is approximatively identical to the angle of internal friction. The results are shown in table (2) for the static state.

Table 3 : angle of wall friction for various silage height

position of transducer	silage height	3,38	3,68	5,08	6,91	8,04	9,54	10,97	12,47	13,99
2,60 m	sigmax (daN/m <sup>2</sup> )	180	290	720	1110	1330	1570	1770	1930	2060
	taux (daN/m <sup>2</sup> )	50	130	360	550	650	770	850	930	970
	atn (taux/sigmax) (°)	15,5	24	26,6	26,37	26	28	25,6	25,7	25,2
4,60 m	sigmax ( daN/m <sup>2</sup> )	0	0	0	620	880	1190	1450	1680	1850
	taux ( daN/m <sup>2</sup> )	0	0	0	290	420	560	670	760	830
	atn (taux/sigmax) (°)	0	0	0	25	25,5	25,2	24,8	24,3	24,17
6,20 m	sigmax ( daN/m <sup>2</sup> )	0	0	0	0	450	810	1120	1380	1610
	taux (daN/m <sup>2</sup> )	0	0	0	0	230	410	540	630	730
	atn( taux/sigmax) (°)	0	0	0	0	27	26,8	25,7	24,55	24,4

The mean values of the angle of static wall friction measured were 26° at depth 9,8 m ; 25° at depth 11,4 m and 26° at depth 13,4 m. The value of  $\phi$  ( internal friction) obtained from the triaxial compression tests was 28 °, shows satisfactory agreement with the measurement of the transducer.

At the cell "D" , for a serie of ten scrutation with different depth at the filling, the shear and horizontal stresses on each of the transducers [5A] and [4A] are shown in figure (9), (10)



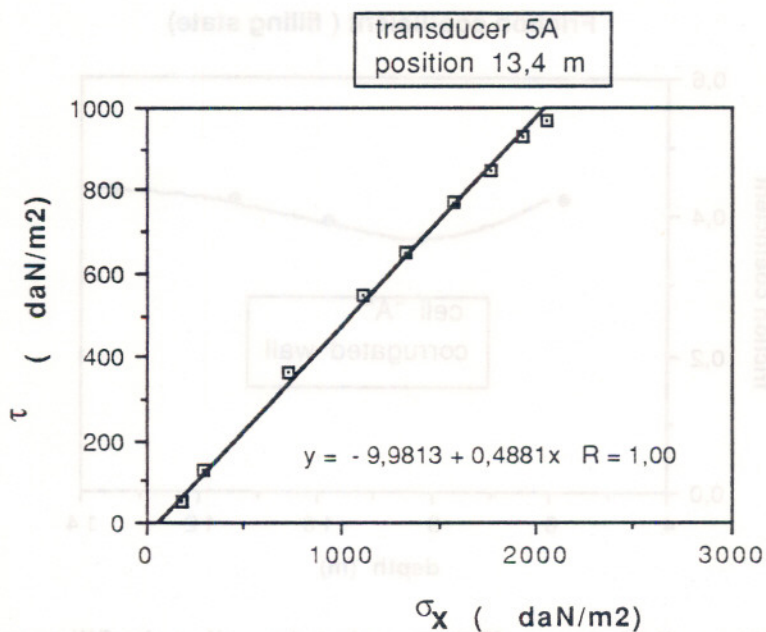


figure (9) : plot of shear stress against horizontal stress for the transducer [5A] at depth 13, m ( cell A)

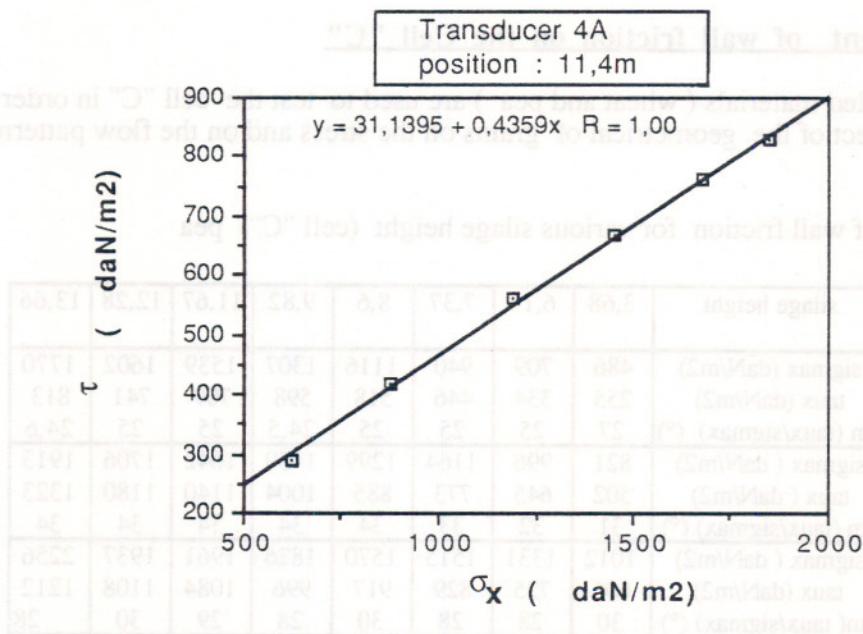


figure (10) : plot of shear stress against horizontal stress for the transducer [5A] at depth 13,4 m

The wall friction coefficients measured by all five transducers are plotted against the depth of filling in figure (11).

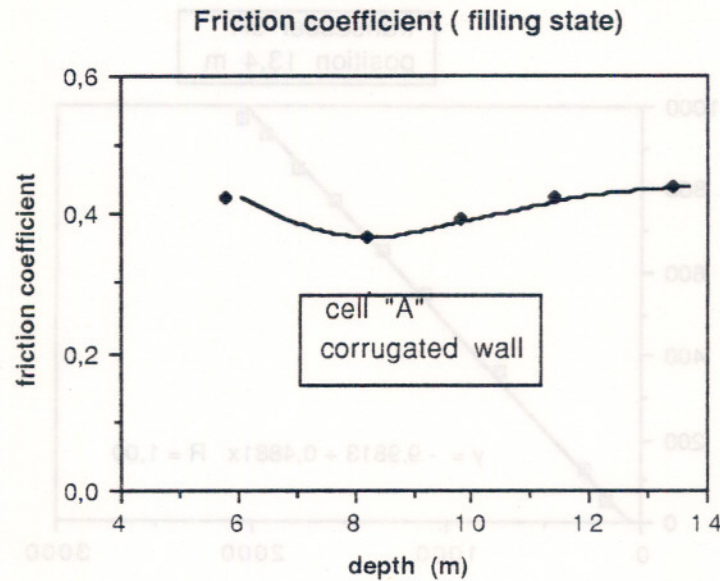


figure (11) : wall friction coefficient against the wall at the filling state

The coefficient of wall friction is approximatively constant along the wall and is independant of the filling height.

### V- 3 Coefficient of wall friction on the Cell "C"

Two ensiled materials ( wheat and pea ) are used to test the cell "C" in order to compare the effect of the geometrical of grains on the stress and on the flow patterns.

Table 4 : angle of wall friction for various silage height (cell "C") pea

position of transducer	silage height	3,68	6,14	7,37	8,6	9,82	11,67	12,28	13,66
2,9 m	sigmax ( daN/m <sup>2</sup> )	486	709	940	1116	1307	1539	1602	1770
	taux ( daN/m <sup>2</sup> )	255	334	446	518	598	709	741	813
	atn (taux/sigmax) (°)	27	25	25	25	24,5	25	25	24,6
1,8 m	sigmax ( daN/m <sup>2</sup> )	821	996	1164	1299	1459	1642	1706	1913
	taux ( daN/m <sup>2</sup> )	502	645	773	885	1004	1140	1180	1323
	atn (taux/sigmax) (°)	31	32	33	34	34	34	34	34
0,6 m	sigmax ( daN/m <sup>2</sup> )	1012	1331	1515	1570	1826	1961	1937	2256
	taux ( daN/m <sup>2</sup> )	606	725	829	917	996	1084	1108	1212
	atn( taux/sigmax) (°)	30	28	28	30	28	29	30	28

The mean values obtained were 25 ° at depth 9,6 m and 29 ° at depth 11,9 m . The coefficient of wall friction depends on the vertical pressure in the silos but it is always independant of the horizontal stress. The corrugated wall of the cell "C" involves that the wall friction is identical to the internal friction because the material shears over itself. The value of internal friction angle measured by the compression triaxial tests was 32° for pea. At the discharge the wall frictions are the same during the filling and the ensiled material does not expand to induce the passive state. The interaction between the grains and the wall surface is complex and may depend on additional parameters including the seize, the shape of the grains and the condition of the surface. The spherical shape of the

grain changes the semi mass flow to a funnel flow in this cell. With the wheat (figure 12) the semi mass flow occurs and the wall friction coefficient decrease slightly during emptying.

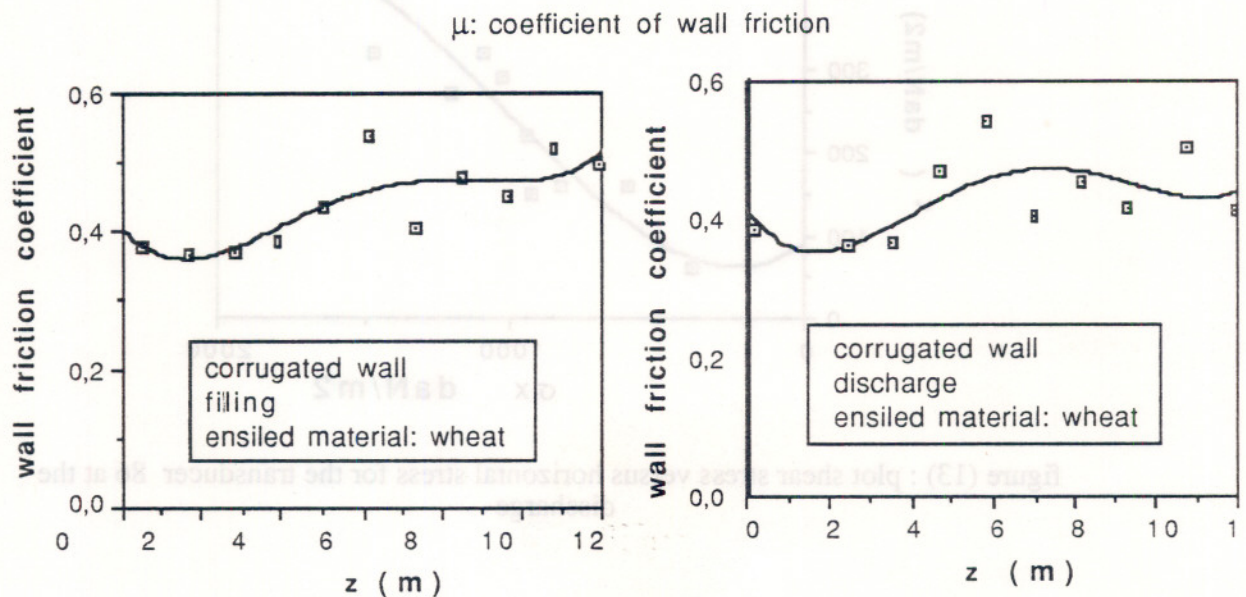


figure (12) : wall friction coefficient versus depth; ensiled material : wheat

We conclude that the shape of particulate material has a very important effect in the transmitted force on the wall. The number of contacts between grains and grains and grain and wall differ according to the shape of grains. This explains partially the difference found in the wall friction of wheat and pea.

## VI. WALL FRICTION AT THE DISCHARGE WITH MASS FLOW (dynamic wall friction)

The mass flow in cell "A" at the discharge promotes some sliding on the wall of the material. The whole charge moves downwards causing a change dynamic friction of the wall. The expansion of the material near the wall changes the active state to intermediate state between active and passive state. In that effect the friction is not considered static but dynamic at the discharge. We are showing above that in funnel flow the wall friction at the discharge is identical to the wall friction in the filling.

At the discharge the shear and the horizontal stress on the transducer [2A] is shown in figure (13). For that position the ratio  $\tau / \sigma_x$  is not constant and the relation  $\tau = f(\sigma_x)$  is not linear and thus the relation of Mohr Coulomb is not valide.

Transducer 2A

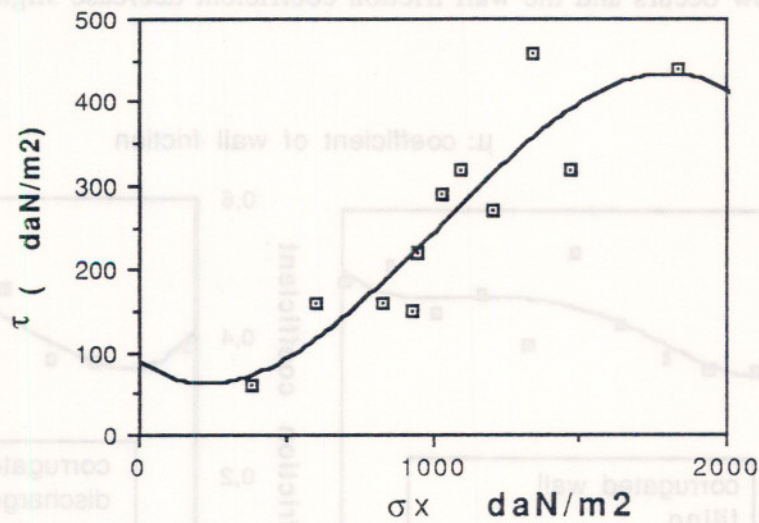


figure (13) : plot shear stress versus horizontal stress for the transducer 86 at the discharge

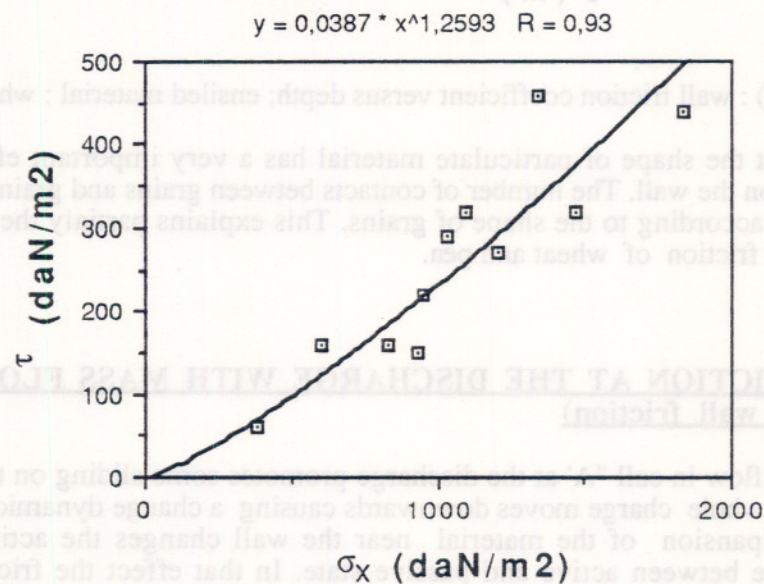


figure (14) : representation of  $\tau = k\sigma_x^n$

The figure (14) shows that the ratio of the shear and horizontal stress is not constant. Thus the empirical equation  $\tau = k\sigma_x^n$  can be substituted to the Coulomb relation at the discharge by the measurement of the transducer (2A) it was found that  $n = 1,259$  and  $k = 0,0387$

The mean value of the static wall friction at the filling state was  $26^\circ$ , at the beginning of the discharge the entire volume of stored material flows, thus the angle of wall friction reduce to  $25\%$ . In mass flow the velocity distributions for wheat flow in silo model measured by Khelil, Roth, Weisse (1989) shows that for smooth walls the wheat flowed

with constant velocity profile over a cross section. In that case the shear zone is very small and the material slides against the wall, thus the wall friction decrease.

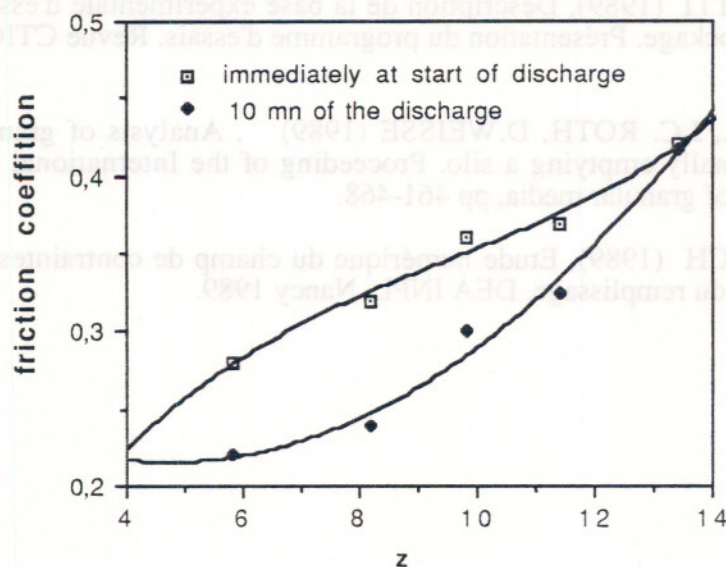


figure ( 14) : coefficient of wall friction versus depth z

The reduction of the angle of wall friction or internal friction during emptying of silos is important when the mass flow or semi mass occurs.

The shear stress  $\tau$  is a fonction of a number of contact at the wall and the flow pattern in silos. In practice, the Janssen formula can be used to predict the stress at the mass flow, but the static angle of internal and wall friction measured by a classical test (triaxial or shear box) in laboratory should be reduced of 25%. To day There are any experimental investigations on the dynamic wall friction and internal friction in laboratory.

## VII. CONCLUSION

The present investigation is designed to obtain further information on the parameters that influence the shear in a flowing ensiled material. The results obtained concern the wall friction at the filling and discharge procedures of wheat and pea in full scale silos. Two different aspects are developed. On the one hand at the filling state the results are in good agreement with the Coulomb friction law. On the other hand at the discharge state during mass flow, the results show a power law variation of the shear stress versus normal stress. The coefficient of wall friction decreases in mass flow and varies slightly with depth. At the funnel flow the wall friction are identical as a result at the filling state. This studie indicates the contribution of wall friction in prediction of stress in silos and in other equipment of particulate material

## BIBLIOGRAPHY

- [1] J. BROZZETTI (1989), Description de la base expérimentale d'essais de cellules métallique de stockage. Présentation du programme d'essais. Revue CTICM n°2, 1989, pp 7-17
- [2] A. KHELIL, J.C. ROTH, D.WEISSE (1989) , Analysis of granular materials whilst gravitationally emptying a silo. Proceeding of the International conference on micromechanics of granular media, pp 461-468.
- [3] J.C. REMESCH (1989), Etude numérique du champ de contraintes dans les silos cylindriques lors du remplissage. DEA INPL Nancy 1989.

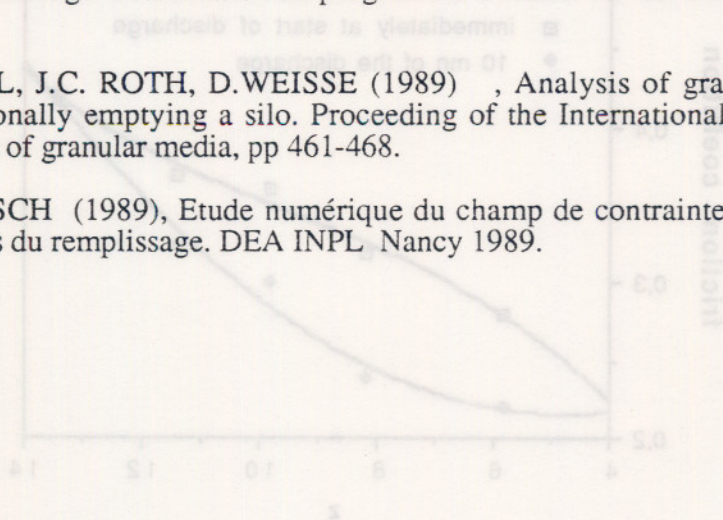


Figure (14) : coefficient of wall friction versus depth z

The reduction of the angle of wall friction or internal friction during emptying of silos is important when the mass flow or semi mass occurs.

The shear stress  $\tau$  is a function of a number of contact at the wall and the flow pattern in silos. In practice, the Janssen formula can be used to predict the stress at the mass flow, but the static angle of internal and wall friction measured by a classical test (axial or shear box) in laboratory should be reduced of 25%. To day there are many experimental investigations on the dynamic wall friction and internal friction in laboratory.

## VII. CONCLUSION

The present investigation is designed to obtain further information on the parameters that influence the shear in a flowing emulsified material. The results obtained concern the wall friction at the filling and discharge procedures of wheat and pea in full scale silos. Two different aspects are developed. On the one hand at the filling state the results are in good agreement with the Coulomb friction law. On the other hand at the discharge state during mass flow, the results show a power law variation of the shear stress versus normal stress. The coefficient of wall friction decreases in mass flow and varies slightly with depth. At the tunnel flow the wall friction are identical as a result at the filling state. This study indicates the contribution of wall friction in prediction of stress in silos and in other equipment of particulate material.

**EXPLOITATION DES ECOULEMENTS A TRAVERS DES TUYERES  
POUR LE CALCUL DES CARACTERISTIQUES RHEOLOGIQUES ET  
TRIBOLOGIQUES DES PATES EPAISSES.**

par

A.GUERFAL A.DOUSTENS

Laboratoire de Géomécanique, Thermique et Matériaux  
de l'I.N.S.A. de RENNES.

20, Avenue des buttes de coesmes-35043 RENNES cedex

**Résumé:**

Grâce à une modélisation par éléments finis de l'écoulement de corps visco-plastiques à travers une tuyère, une méthode rhéologique visant à calculer le seuil de plasticité et la viscosité d'une pâte épaisse ainsi que le coefficient de frottement à l'interface pâte-paroi de la tuyère est proposée. Une étude expérimentale présentée à la fin de cet article a permis de tester la validité des résultats obtenus par cette méthode.

**Summary:**

By using a finite elements modelisation of visco-plastic bodies flow through a die, a rheological method is proposed permitting the calculation of the yield value and the viscosity of thick pastes, as well as the frictional coefficient between the wall of the die and pastes. An experimental study is presented at the end of this paper to show the validity of the method results.

**INTRODUCTION:**

La conception des machines telles que les extrudeuses, les étireuses...utilisées dans les procédés de mise en forme, doit reposer sur la connaissance des caractéristiques rhéologiques des matériaux traités (celles des pâtes épaisses dans notre cas). Les

progrès de la rhéologie n'ont pu être mis à profit pour caractériser ces pâtes. Ceci est dû essentiellement à la difficulté de les étudier en utilisant des appareils rhéométriques classiques. En effet, dans la pratique deux catégories de pâtes peuvent être rencontrées :

-les pâtes qui satisfont l'hypothèse de l'adhérence à la paroi. Cette catégorie pourra être étudiée grâce à des appareils utilisant des écoulements viscométriques.

-les pâtes qui glissent contre la paroi, pour lesquelles les appareils viscométriques sont totalement inadaptés. Ces dernières ne pourront être étudiées que dans des appareils basés sur la distorsion de la forme de l'échantillon, tels que le viscosimètre à torsion de TURNER, le plasticimètre de DETAILLE... Malheureusement, la plupart de ces appareils ne sont pas facilement accessibles aux calculs et les informations qu'ils fournissent ne permettent que des interprétations comparatives.

Le but de ce travail est d'apporter une contribution à la caractérisation rhéologique des pâtes épaisses en exploitant des résultats fournis par un modèle numérique qui simule l'écoulement de ces pâtes à travers une tuyère.

Le plan de cet article sera le suivant: après avoir précisé le choix de la loi de comportement visco-plastique retenue pour la pâte d'argile, la première partie sera consacrée à l'exposé des équations de base ayant servi à la modélisation par éléments finis dans le cas axisymétrique, de l'écoulement de ce type de pâte à travers les filières des extrudeuses. La méthode de prise en compte du frottement y sera également relativement détaillée. Dans la deuxième partie, une méthode originale pour calculer les caractéristiques rhéologiques des pâtes épaisses sera proposée. Basée sur l'exploitation des résultats du modèle numérique, elle va permettre à partir de la simple mesure de forces d'extrusion de déterminer, d'une part, le seuil de plasticité et la viscosité de la pâte, d'autre part, le coefficient de frottement à l'interface pâte-paroi de la filière.

Pour bien apprécier la qualité des résultats obtenus par cette méthode, il serait intéressant de les vérifier dans un écoulement autre que celui qui se passe dans une tuyère. Une telle comparaison nous permettrait de conclure quant à l'hypothèse admise sur le comportement de ces pâtes et lui apporter les



modifications nécessaires pour limiter un éventuel décalage avec l'expérience. Le déroulement de la méthode se fera alors de la manière suivante:

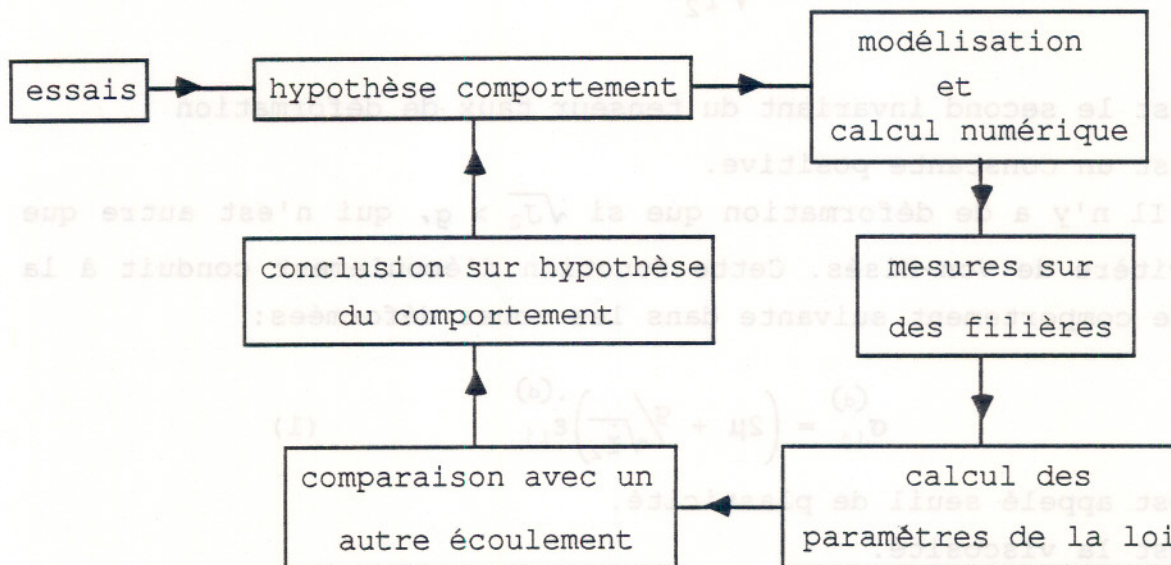


figure -1-

Néanmoins, dans le cadre de ce travail, on s'est contenté, dans la troisième partie, de tester les valeurs des caractéristiques des pâtes calculés par cette méthode, en utilisant un écoulement semblable à celui qui a servi à les déterminer.

#### **A- MODELISATION PAR ELEMENTS FINIS DE L'ECOULEMENT DES PATES EPAISSES DANS UNE TUYERE:**

##### **A-I-LOI DE COMPORTEMENT RETENUE:**

Il est facile de montrer que les pâtes d'argile ont un caractère plastique du fait qu'elles ne se déforment pas si elle ne sont pas suffisamment sollicitées. Si la sollicitation dépasse un certain seuil elles se déforment et présentent alors un écoulement qui peut relever d'une certaine viscosité. De ce fait, les modèles dits visco-plastiques sont les mieux adaptés pour décrire leur comportement. Le plus simple de ces modèles, celui de Bingham est largement utilisé dans la littérature vu le nombre limité de paramètres qui y interviennent (le seuil de plasticité et

la viscosité). Il a été introduit par Prager à partir de la fonction d'écoulement :

$$f = 1 - \frac{g}{\sqrt{\dot{I}_2}}$$

$\dot{I}_2$  : est le second invariant du tenseur taux de déformation

$g$  : est une constante positive.

Il n'y a de déformation que si  $\sqrt{J_2} > g$ , qui n'est autre que le critère de Von-Mises. Cette fonction d'écoulement conduit à la loi de comportement suivante dans les zones déformées:

$$\sigma_{ij}^{(d)} = \left( 2\mu + \frac{g}{\sqrt{\dot{I}_2}} \right) \cdot \varepsilon_{ij}^{(d)} \quad (1)$$

$g$  : est appelé seuil de plasticité.

$\mu$  : est la viscosité.

La relation (1) peut se mettre sous la forme générale:

$$\sigma_{ij}^{(d)} = 2\bar{\mu} \cdot \varepsilon_{ij} \quad (2)$$

avec :

$$\bar{\mu} = \mu + \frac{g}{2\sqrt{\dot{I}_2}} \quad (3)$$

On assimile ainsi par cette relation le fluide de Bingham à un fluide à viscosité variable  $\bar{\mu}$ . Il est clair à partir de (3) que cette assimilation n'est possible que si  $\dot{I}_2 \neq 0$ , c'est à dire hors des zones rigides. C'est sous cette forme que sera introduite la loi de comportement dans le modèle numérique.

## A-II MISE EN EQUATIONS DU PROBLEME:

La difficulté qui apparaît lors de l'étude de l'écoulement des pâtes épaisses à travers les filières, réside dans le couplage de la non-linéarité du comportement (visco-plasticité) avec le phénomène de frottement à la paroi. Pour plus de clarté, les équations de base du problème dans le cas du glissement parfait et de l'adhérence sont données en un premier lieu. La méthode de prise en compte du frottement sera exposée plus tard.

### A-II-1 Cas de l'adhérence et du glissement parfait:

La méthode de calcul retenue ici est celle utilisée par [1] et qui admet comme inconnues à la fois les vitesses et les pressions. Elle consiste à appliquer le principe des travaux virtuels en considérant la condition d'incompressibilité comme "contrainte" du problème. On aboutit ainsi à l'expression d'une fonctionnelle augmentée qu'on minimise par rapport à la vitesse et à la pression, considérée comme multiplicateur de Lagrange. (pour plus de détails se référer à [1] et [2])

On obtient par cette démarche le système suivant:

$$\left\{ \begin{array}{l} \int_{\Omega} \delta \dot{\epsilon}_{ij} 2\bar{\mu} \dot{\epsilon}_{ij} d\Omega - \int_{\Gamma} \delta u_i f_i d\Gamma - \int_{\Omega} \delta u_i X_i d\Omega + \int_{\Omega} p \delta \dot{\epsilon}_c = 0 \\ \int_{\Omega} \delta p \dot{\epsilon}_c = 0 \end{array} \right. \quad (4)$$

avec:  $f_i$ : forces de surface sur  $\Gamma$

$X_i$ : forces de volume

$\bar{\mu}$ : viscosité variable donnée par (3)

$p$ : la pression

$\dot{\epsilon}_c = \dot{\epsilon}_r + \dot{\epsilon}_\theta + \dot{\epsilon}_z$  ou  $(\dot{\epsilon}_x + \dot{\epsilon}_y)$  (5)

le domaine d'étude  $\Omega$  étant le suivant:

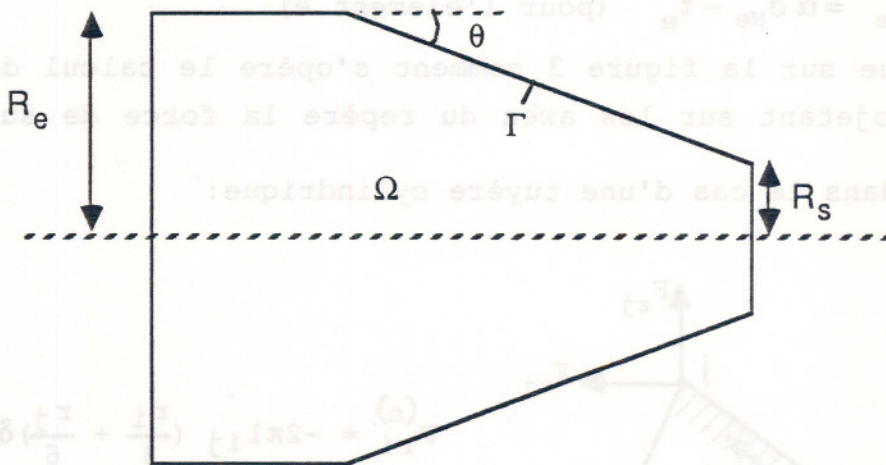


figure -2- : Schéma de la tuyère

La visco-plasticité est introduite dans ce système par itérations successives sur la viscosité variable. La résolution par éléments finis du système (4) nous donne les vitesses aux

noeuds et les pressions, nous permettant de calculer les vitesses de déformations et les contraintes sur chaque élément du maillage.

#### A-II-2 Prise en compte du frottement:

La loi de frottement adoptée est celle de Coulomb. Elle semble bien convenir au type de contact entre les pâtes d'argile et les parois métalliques des extrudeuses. Elle s'exprime sous la forme:

$$\tau = \alpha \sigma_N$$

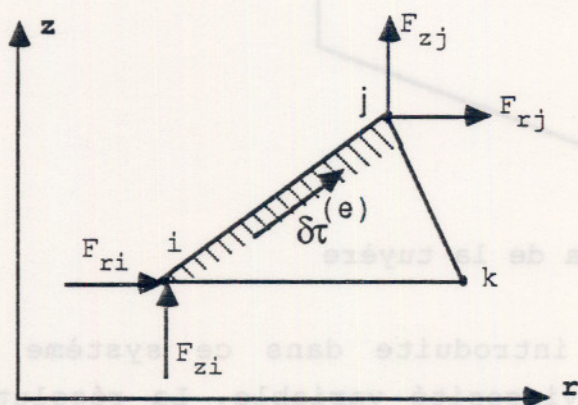
avec:  $\tau$  : contrainte tangentielle à la paroi

$\sigma_N$ : contrainte normale à la paroi

$\alpha$  : coefficient de frottement.

Pour prendre en compte cette condition, nous avons adopté une méthode utilisée par [3] qui consiste, à l'aide d'itérations successives à transformer le frottement en forces nodales s'opposant au mouvement de la manière suivante: le calcul par éléments finis donnant les contraintes sur chaque élément, on effectue pour chaque itération  $n$ , une comparaison entre  $\alpha \sigma_N^{(n)}$  et  $\tau^{(n)}$ ; le ré-équilibrage en efforts nodaux se déduit de la correction apportée à la composante tangentielle du vecteur contrainte:  $\delta \tau_e^{(n)} = \alpha \sigma_{Ne}^{(n)} - \tau_e^{(n)}$  (pour l'élément  $e$ ).

On indique sur la figure 3 comment s'opère le calcul de ces efforts en projetant sur les axes du repère la force de surface  $\delta \tau_e^{(n)}$  et ceci dans le cas d'une tuyère cylindrique:



$$F_{ri}^{(n)} = -2\pi l_{ij} \left( \frac{r_i}{3} + \frac{r_j}{6} \right) \delta \tau_r^{(n)}$$

$$F_{zi}^{(n)} = -2\pi l_{ij} \left( \frac{r_i}{3} + \frac{r_j}{6} \right) \delta \tau_z^{(n)}$$

figure -3-

Ce modèle numérique avec frottement, dont la validité des résultats a été testée dans [2], va nous permettre de définir de manière complète l'écoulement des pâtes épaisses, supposées être de Bingham, à travers les tuyères (calcul des vitesses, vitesses de déformation, contraintes ...). Il constituera notre outil de base pour calculer les caractéristiques rhéologiques des pâtes.

## B- METHODE DE CALCUL DES CARACTERISTIQUES DES PATES EPAISSES

Dans ce qui suit, une méthode de calcul s'appuyant sur les résultats du modèle numérique exposé précédemment, va permettre à l'aide de la simple mesure des forces d'extrusion, de calculer les paramètres rhéologiques ( $\mu$  et  $g$ ) et tribologiques ( $\alpha$ ) d'une pâte épaisse. Le déroulement de la méthode se fait en deux étapes:

-une étape numérique dans laquelle on détermine à l'aide du modèle les variations de la puissance dissipée (réduite) au cours d'un essai d'extrusion à travers une tuyère donnée, en fonction des caractéristiques de la pâte.

-une étape expérimentale, au cours de laquelle trois essais d'extrusion seront effectués sur un appareil d'extrusion pour mesurer trois valeurs de forces d'extrusion. La puissance dissipée au cours de chaque essai sera calculée par:

$$W = F_{\text{ext}} \cdot U$$

$F_{\text{ext}}$ : force d'extrusion  
 $U$  : vitesse d'extrusion

Ces trois valeurs de la puissance dissipée nous permettront d'écrire, en utilisant les variations déterminées numériquement au cours de la première étape, un système de trois équations à trois inconnues:  $\mu$ ,  $g$  et  $\alpha$ .

B-I ETAPE NUMERIQUE: variation de la puissance dissipée  
en fonction des caractéristiques de la pâte:

B-I-1 expression de la puissance dissipée:

La puissance dissipée au cours d'un essai d'extrusion d'une pâte épaisse se compose de deux termes: le terme de puissance

dissipée par déformation interne  $W_i$  et celui de la dissipation par frottement  $W_f$ :

$$W = W_i + W_f = \int_{\Omega} \sigma_{ij} \dot{\epsilon}_{ij} d\Omega + \int_{S_f} \tau_p v_p ds_f$$

où:  $S_f$ : surface de frottement

$\tau_p$ : contrainte tangentielle à la paroi

$v_p$ : vitesse contre la paroi

En remplaçant  $\sigma_{ij}$  par son expression,  $W$  devient:

$$W = \int_{\Omega} (4\mu \dot{I}_2 + 2g\sqrt{\dot{I}_2}) d\Omega + \int_{S_f} \alpha \sigma_N v_p ds_f$$

Afin de donner aux résultats des calculs plus de généralité, des valeurs réduites ont été introduites. Les grandeurs de référence choisies sont les suivantes:

- $R_e$ : rayon d'entrée de la tuyère: pour les longueurs

- $U_0$ : vitesse à l'entrée: pour les vitesses

- $g$ : le seuil de plasticité: pour les contraintes.

Avec ces grandeurs, l'expression de la puissance réduite s'écrit:

$$W^* = \frac{W}{2gR_eU_0} = \int_{\Omega^*} \left[ 4\left(\frac{\mu U_0}{gR_e}\right) \dot{I}_2^* + 2\sqrt{\dot{I}_2^*} \right] d\Omega + \int_{S_f^*} \alpha \sigma_N^* ds_f^*$$

(le signe \* désigne des grandeurs sans dimensions).

Le groupement  $\frac{\mu U_0}{gR_e}$  est appelé par plusieurs auteurs: nombre de Bingham et est noté par la lettre  $B$ . Il compare l'importance de la partie visqueuse de la contrainte par rapport à la partie plastique représentée par  $g$ .

B-I-2 variations de la puissance réduite  $W^*$  en fonction de  $B$ :

Pour une tuyère ayant un rapport  $R_s/R_e$  et un inclinaison  $\theta$  donnés les variations de la puissance réduite  $W^*$  en fonction du nombre de Bingham  $B$  ont été déterminées au moyen du programme, et

ceci pour plusieurs valeurs du coefficient de frottement (figure 4).

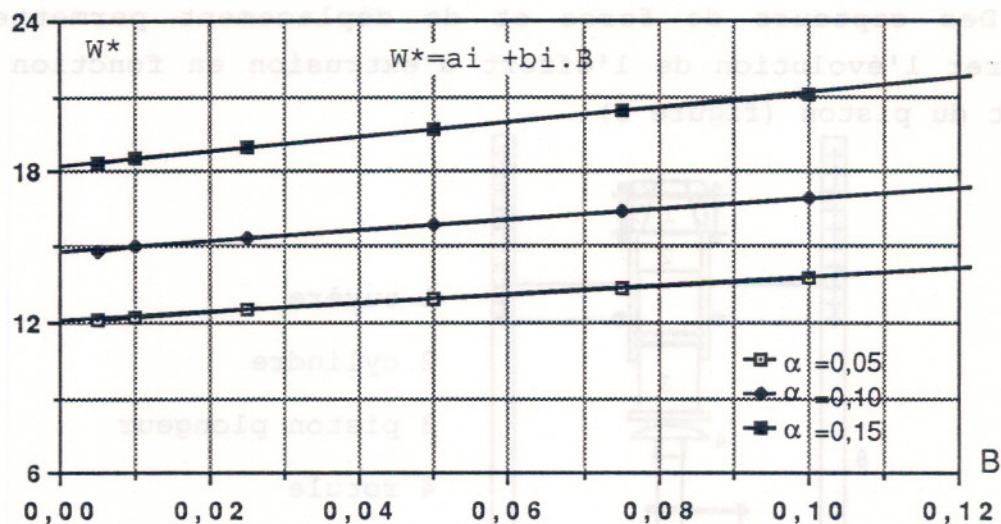


figure 4 -Linéarisation des courbes  $W^*(B)$

Ces courbes, qui ont une pente plus élevée pour les points proches de  $B=0$ , montrent que plus  $B$  augmente, donc plus le comportement visqueux de la pâte devient important, plus la puissance réduite augmente. Chacune de ces courbes peut être assimilée à une droite du type:

$$W^* = a_i + b_i.B$$

Pour une tuyère donnée, ces différentes équations sont regroupées en une seule sous la forme:  $W^* = a(\alpha) + b(\alpha).B$ , en déterminant les variations des coefficients  $a_i$  et  $b_i$  en fonction de  $\alpha$ . Dans notre cas  $a(\alpha)$  est approché par un polynôme du premier degré (coefficient de corrélation  $r=0,99$ ) et  $b(\alpha)$  est approché par un polynôme du second degré ( $r=1$ ). En passant aux grandeurs physiques, cette équation devient:

$$W = W^*(\alpha) . R_e^2 . U_0 . g = a(\alpha) . R_e^2 . U_0 . g + b(\alpha) . R_e . U_0^2 . \mu$$

dans laquelle figurent les trois inconnues:  $\mu$ ,  $g$  et  $\alpha$ . Pour déterminer ces inconnues, trois mesures de puissances dissipées à partir d'essais d'extrusion seront nécessaires. Ces essais feront l'objet de la partie expérimentale de la méthode.

B-II ETAPE EXPERIMENTALE: mesure des efforts d'extrusion:

Les essais sont effectués sur un appareil conçu au laboratoire et formé essentiellement d'une filière tronconique et

d'un piston plongeur qui assure le cheminement de la pâte du cylindre, à travers la filière, à vitesse ou à pression constante. Des capteurs de force et de déplacement permettent d'enregistrer l'évolution de l'effort d'extrusion en fonction du déplacement du piston (figure 5).

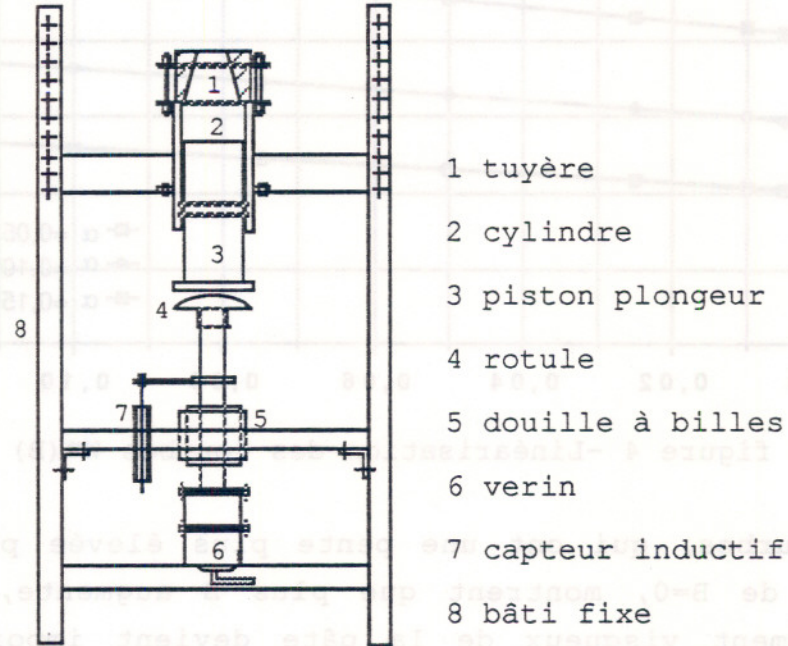


figure 5 - Schéma de montage de la tuyère

Pour appliquer la méthode de calcul, il faut disposer de deux tuyères ayant des caractéristiques géométriques différentes. Deux essais à vitesses différentes seront effectués sur une première tuyère. Le troisième essai sera effectué sur l'autre tuyère. Pour éviter des valeurs de  $B$  proches de zéro, pour lesquelles l'approximation de  $W^*=f(B)$  par une droite est moins bonne, on utilisera des vitesses d'extrusion assez élevées ( $\geq 5\text{mm/s}$ ).

Les deux essais effectués sur la première tuyère nous permettent d'écrire le système suivant:

$$W_1 = a_1(\alpha) \cdot Re_1^2 \cdot U_1 \cdot g + b_1(\alpha) \cdot Re_1 \cdot U_1^2 \cdot \mu \quad (8)$$

$$W_2 = a_1(\alpha) \cdot Re_1^2 \cdot U_2 \cdot g + b_1(\alpha) \cdot Re_1 \cdot U_2^2 \cdot \mu \quad (9)$$

En posant  $a'(\alpha) = a(\alpha) \cdot Re^2$  et  $b'(\alpha) = b(\alpha) \cdot Re$ , on tire des équations (8) et (9):

$$\mu = \frac{W_2 - U_r W_1}{b'_1(\alpha) U_d} \quad (10)$$

$$g = \frac{W_1}{a'_1(\alpha) U_1} - \frac{W_2 U_1}{a'_1(\alpha) U_d} + \frac{W_1 U_2}{a'_1(\alpha) U_d} \quad (11)$$



avec :

$$U_r = \frac{U_2}{U_1}$$

$$U_d = U_2^2 - U_1^2$$

Le troisième essai effectué sur la deuxième tuyère nous donne l'équation suivante :

$$W_3 = a_2(\alpha) \cdot Re_2^2 \cdot U_3 \cdot g + b_2(\alpha) \cdot Re_2 \cdot U_3^2 \cdot \mu \quad (12)$$

En remplaçant  $\mu$  et  $g$  par leurs expressions dans (12), on obtient :

$$W_3 = \frac{a'_2(\alpha)}{a'_1(\alpha)} \left( W_1 \cdot \frac{U_3}{U_1} - W_2 \cdot \frac{U_1 \cdot U_3}{U_d} + W_1 \cdot \frac{U_2 \cdot U_3}{U_d} \right) + \frac{b'_2(\alpha)}{b'_1(\alpha)} \left( W_2 \cdot \frac{U_3^2}{U_d} - W_1 \cdot \frac{U_3^2 \cdot U_r}{U_d} \right)$$

soit :

$$W_3 = \frac{a'_2(\alpha)}{a'_1(\alpha)} \cdot C_1 + \frac{b'_2(\alpha)}{b'_1(\alpha)} \cdot C_2$$

d'où l'équation finale :

$$a'_2(\alpha) \cdot b'_1(\alpha) \cdot C_1 + a'_1(\alpha) \cdot b'_2(\alpha) \cdot C_2 - W_3 \cdot a'_1(\alpha) \cdot b'_1(\alpha) \quad (13)$$

Les coefficients  $C_1$  et  $C_2$  ne dépendant que des vitesses d'extrusion et des puissances dissipées, l'équation (13) ainsi obtenue est une équation du troisième degré en  $\alpha$ . La résolution de cette équation nous permet de calculer le coefficient de frottement et de déterminer par la suite les valeurs numériques de  $a'(\alpha)$  et  $b'(\alpha)$  avec lesquelles sont calculés  $\mu$  et  $g$  par (10) et (11).

### B-III APPLICATION DE LA METHODE A DES PATES DE KAOLIN:

Comme illustration de la méthode, nous nous proposons dans ce paragraphe de déterminer les caractéristiques rhéologiques et tribologiques d'une pâte de kaolin à différentes teneur en eau.

Pour cela nous disposons au laboratoire de deux tuyères ayant les dimensions suivantes :

$$\begin{array}{ll}
 T_1 : & L_1 = 80\text{mm} \\
 & Re_1 = 25\text{mm} \\
 & Rs_1 = 20\text{mm} \\
 & \theta_1 = 3^{\circ}57' \\
 T_2 : & L_2 = 80\text{mm} \\
 & Re_2 = 25\text{mm} \\
 & Rs_2 = 18,4\text{mm} \\
 & \theta_2 = 4^{\circ}70'
 \end{array}$$

Les deux premiers essais sont effectués sur la tuyère T1 avec des vitesses  $U_1=5\text{mm/s}$  et  $U_2=6\text{mm/s}$ , sur une pâte de kaolin ayant 29% de teneur en eau. Les valeurs des efforts enregistrées pendant ces deux essais sont quasiment égales. Une étude effectuée par [4] a montré en effet que pour les pâtes dures, la vitesse d'extrusion n'influe pas sensiblement sur l'effort d'extrusion, phénomène également rencontré au plastomètre. Ceci laisse penser que ces pâtes présentent un comportement à dominante plastique (viscosité pratiquement nulle).

La valeur de la force d'extrusion enregistrée au cours de ces deux essais est égale à :

$$F_1 = F_2 = F = 149 \text{ daN}$$

d'où :

$$W_1 = F.U_1 = 7,45\text{w} \quad \text{et} \quad W_2 = F.U_2 = 8,94\text{w}$$

La troisième force d'extrusion enregistrée au troisième essai sur la même pâte, et effectué sur la deuxième tuyère à une vitesse  $U_3=5\text{mm/s}$  vaut :

$$F_3 = 166 \text{ daN} \quad \text{d'où} \quad W_3 = 8,3\text{w}.$$

Avec ces trois valeurs de la puissance dissipée, on peut calculer les constantes  $C_1$  et  $C_2$ . On trouve  $C_1 = 7,45\text{w/m}$  et  $C_2 \approx 0 \text{ w/m}$  qui donnent l'équation du 3<sup>o</sup> degré :

$$-2281,7 \alpha^3 + 416,7 \alpha^2 + 30,24 \alpha + 4,63 = 0.$$

En résolvant cette équation on obtient:  $\alpha \approx 0,26$  .  
 Connaissant la valeur du coefficient de frottement  $\alpha$ , les relations (10) et (11) nous donnent :  $g \approx 0,094$  Mpa  $\mu \approx 0$ .Mpa.s

Le tableau suivant récapitule d'autres résultats obtenus pour des teneurs en eau différentes de la pâte de kaolin (la viscosité étant pratiquement nulle on a calculé uniquement le seuil de plasticité et le coefficient de frottement).

Teneur en eau	29%	31%	33%	35%
$\alpha$	0,260	0,205	0,149	0,115
$g$ (MPa) $\approx$	0,094	0,081	0,071	0,063

-Tableau T1-

#### C- VALIDITE DE LA METHODE: COMPARAISON AVEC L'EXPERIENCE:

Pour tester la validité des résultats obtenus par cette méthode nous avons procédé de la manière suivante:

-une simulation d'un essai d'extrusion au moyen du modèle numérique, à travers une troisième filière différente des deux premières, d'une pâte dont les caractéristiques rhéologiques et tribologiques ont été déterminés à l'aide de la méthode précédemment exposée, nous a permis de calculer la puissance dissipée et d'en déduire la force d'extrusion nécessaire.

-la valeur de cette force, trouvée numériquement est ensuite comparée à celle trouvée expérimentalement lors d'un essai d'extrusion de la même pâte à travers cette troisième filière. Si les paramètres rhéologiques et tribologiques calculés sont proches des paramètres réels de la pâte l'écart entre la force d'extrusion trouvée numériquement et celle trouvée expérimentalement, doit être faible.

#### C-I RESULTATS ET COMPARAISON:

Une série d'essais effectuée par [4] sur une tuyère T3 dont les dimensions sont données sur la figure 6, a permis de tracer la courbe donnant la variation de la force d'extrusion en fonction de la teneur en eau d'une pâte de Kaolin.

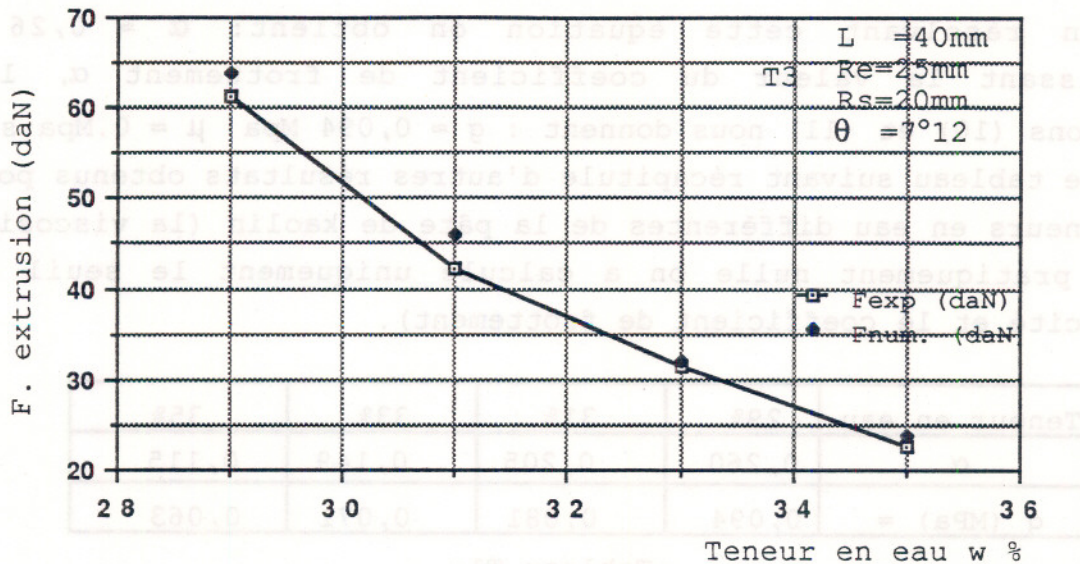


Figure 6

Sur cette même figure sont reportées les valeurs des forces trouvées numériquement, pour chaque teneur en eau, en utilisant les paramètres rhéologiques et tribologiques donnés dans le tableau T1. On constate qu'il y'a une bonne concordance entre les résultats numériques et expérimentaux.

REMARQUE: Les valeurs des forces d'extrusion obtenues numériquement sont légèrement supérieures à celles trouvées expérimentalement. Ceci est dû au fait qu'on a à faire à des pâtes dures dont la viscosité a été négligée, donc ayant un nombre de Bingham proche de zéro. Or comme on l'a signalé auparavant, la courbe  $W^* = f(B)$  admet une pente plus forte dans la zone proche de  $B=0$  et l'approximation par une droite de cette courbe conduit à une surestimation du seuil de plasticité, d'où une légère surestimation de la force d'extrusion pour les pâtes dures. Néanmoins la différence entre les résultats numériques et expérimentaux reste faible et témoigne du bon déroulement de la méthode même pour ce type de pâte.

#### CONCLUSION:

Le but de ce travail a été de rendre la tuyère facilement accessible aux calculs pour déterminer les caractéristiques des pâtes épaisses. Cet objectif a été atteint en proposant une méthode simple d'application et qui présente l'avantage de

permettre le calcul, à la fois des paramètres rhéologiques et tribologiques de ces pâtes à partir d'un même appareil. Une confrontation avec une étude expérimentale a permis d'apprécier la qualité des résultats obtenus par cette méthode. Cependant, faire une vérification globale sur une même géométrie (comme on l'a fait en utilisant la troisième filière) peut masquer d'éventuelles compensations dans les calculs. Il serait donc intéressant de compléter cette méthode par une comparaison avec des écoulements dans d'autres géométries et corriger en conséquence la loi de comportement de la pâte suivant le schéma de la figure 1.

Mots clés:

Eléments finis - visco-plasticité - tuyère - seuil de plasticité - viscosité - coefficient de frottement.

#### BIBLIOGRAPHIE:

- [1] Zienkiewicz  
"Finite elements in fluids". Volume I-chapitre 2  
Wiley-1975
- [2] Guerfal A.  
Thèse: "Etude numérique de l'écoulement visco-plastique avec frottement". INSA de RENNES- juillet 1990.
- [3] Aribert J.M et Ragneau E.  
"Modèle numérique par éléments finis pour le calcul des actions de la matière ensilée sur les parois". CTICM n°2-juin 1989.
- [4] Aouadja F.Z.  
Thèse: "Comportement de mélanges eau-argile concentrés vis-à-vis du procédé d'extrusion". INSA de RENNES-1988

## ALLIAGES A MEMOIRE DE FORME

J.D. WEBER

L.P.M.M., Faculté des Sciences, Ile du Saulcy

57045 METZ Cedex

Les alliages à mémoire de forme, tels que Cu Zn Al, possèdent des propriétés rhéologiques bien curieuses susceptibles d'applications intéressantes.

Ils peuvent avoir un comportement fortement non linéaire conforme au diagramme de la figure 1.

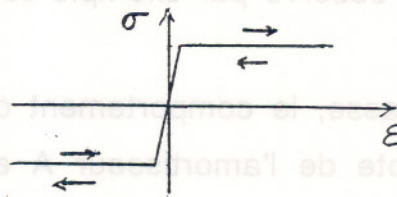


Figure 1 : Comportement élastique non linéaire d'un alliage à mémoire de forme.

L'allongement qui définit le domaine d'élasticité peut atteindre  $\epsilon = 0,1$  pour un monocristal, et  $\epsilon = 0,03$  pour un polycristal. Ce comportement est dû à un changement de phase cristalline : en traction simple, la phase dite austénitique est progressivement remplacée par la phase dite martensitique au fur et à mesure que le cristal s'allonge.

On peut donner du comportement fig.1 une représentation par un modèle rhéologique comprenant deux ressorts  $R_1$  et  $R_2$ , deux butées  $B_1$  et  $B_2$  et une pièce rigide C fig. 2 (négligeons pour l'instant l'amortisseur A).

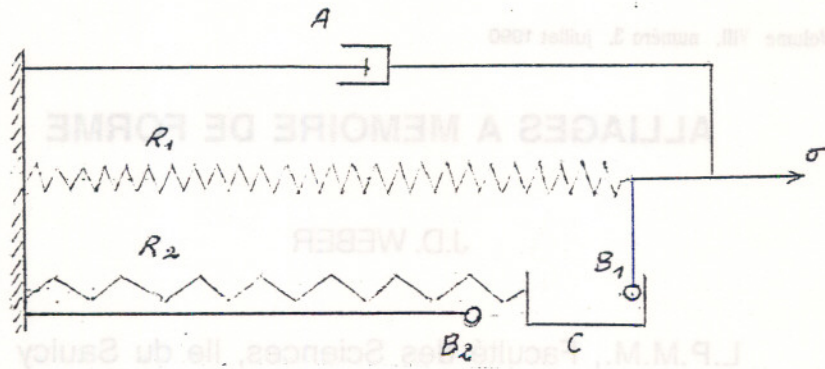


Figure 2 : Modèle rhéologique d'un alliage à mémoire de forme.

On doit comprendre que le ressort  $R_1$  est très long et comprimé même en position de repos où  $C$  touche  $B_2$ , ce qui correspond conventionnellement à  $\varepsilon = 0$ .

D'autre part le ressort  $R_2$  est lui-même très long et tendu.

La grande longueur des ressorts entraîne que leur contrainte dépend peu de leur allongement, si celui-ci demeure petit par rapport à leur longueur. C'est bien ce qu'on observe par exemple sur la figure 1.

A une température plus basse, le comportement de l'alliage est mieux représenté si on tient compte de l'amortisseur  $A$  en parallèle avec  $R_1$ . Le comportement devient pseudo-élastique, conformément au diagramme de la figure 3.

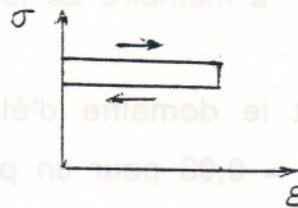


Figure 3 : Comportement pseudo-élastique.

A température encore plus basse, on doit admettre que l'amortisseur se transforme en patin (l'huile de l'amortisseur devient rigide-plastique...). Le comportement est conforme à la figure 4, il est dit à mémoire de forme.

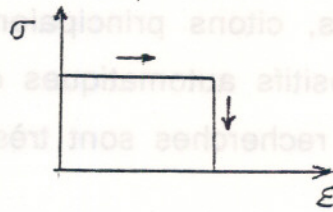


Figure 4 : Comportement à mémoire de forme.

Dans ce cas, le matériau déformé ne revient pas de lui-même à sa longueur initiale. Mais si on le chauffe le patin se transforme à nouveau en amortisseur et le matériau retrouve sa longueur initiale.

Citons à ce propos l'expérience amusante qui consiste à plier fortement une éprouvette à mémoire de forme : on a une forte déformation "permanente", mais si on chauffe l'éprouvette retrouve sa forme initiale.

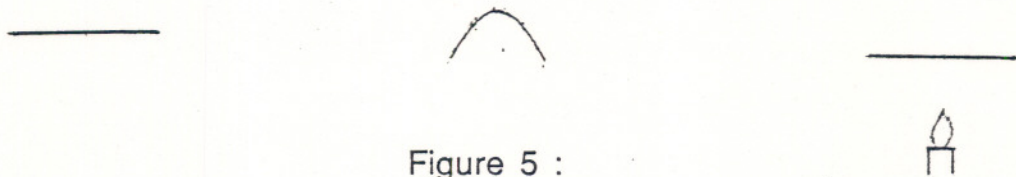


Figure 5 :

Forme droite à froid

déformation permanente  
à froid

retour à la forme  
initiale après  
chauffage

Indiquons enfin qu'une pièce constituée dans un tel alliage peut être éduquée, après des cycles successifs, pour avoir telle forme à telle température, telle autre forme à telle autre température.

Il y a d'autres alliages à mémoire de forme : Ni Ti, ou encore (à l'étude) Cu Al Ni ; Fe Mn Si.



Parmi les applications, citons principalement des raccords autoserrants de tubes et les dispositifs automatiques d'ouverture des serres. Les développements de ces recherches sont très prometteurs [1].

Ref.

[1] E. Patoor, M. Berveiller

Les alliages à mémoire de forme.

HERMES, Paris, 1990.

LE GROUPE DE RECHERCHE "COMPOSITES ET COLLAGE" (G.C.C.)\*\*\*  
du L.M.E.\*/E.N.S.T.A. et le L.S.M.\*\* de l'U.F.R. Sciences de Reims

- \* D. EUVRARD, Directeur du L.M.E.
- \*\* L. RIMLINGER, Directeur du L.S.M.
- \*\*\* Y. GILIBERT, Chef du G.C.C.
- \*\*\* M.L.L. KLEIN, I.P.A. du G.C.C./L.M.E./E.N.S.T.A.

Le Groupe de Recherche "Composites et Collage" (G.C.C.) du Laboratoire de Mécanique et Energétique (L.M.E.) de l'Ecole Nationale Supérieure (ENSTA) se développe au Centre de l'Yvette à Palaiseau. Le G.C.C. a des relations étroites avec l'U.F.R. des Sciences de Reims et collabore notamment avec le "Laboratoire de Mécanique" (L.M.) et le Laboratoire de "Science des Matériaux" (L.S.M.) qui appartient au Groupe de Recherche Surfaces et Matériaux (G.R.S.M./U.F.R. Sciences de Reims). Le G.C.C. accueille des stagiaires de D.E.A. et des thésards de l'Université PARIS VI (INSTN/PC) et de l'U.F.R. Sciences de Reims (L.M./L.S.M.). Notons que le L.S.M. est un laboratoire d'accueil du D.E.A. de Génie Civil de l'Université Scientifique et Technique de Lille. Le G.C.C. compte en plus de son responsable 10 à 11 personnes dont 3 ingénieurs, 1 technicien supérieur, 2 atos et 5 thésards (3 à PARIS VI/INSTN et 2 à l'U.F.R. Sciences de Reims).

Depuis 1983, 5 thèses ont été préparées au sein du G.C.C./L.M.E./E.N.S.T.A. et soutenues à l'Université de PARIS VI et à l'Université de Reims.

L'équipe étudie le comportement mécanique fin des assemblages collés en vue de la conception et de la réalisation des structures composites élaborées par ce procédé de liaison. Les travaux de recherche développés sont de natures expérimentale (extensométrie par jauges électriques et émission acoustique simultanées, photo-élasticimétrie à laser par transmission (et réflexion), méthode de mesure optique sans contact des champs de déplacement (Speckle), théorique (modélisation analytique) et numérique (éléments finis). Le groupe possède un matériel adapté à l'élaboration des surfaces (sableuse pour les traitements mécaniques et poste de traitement chimique) et, à leur caractérisation (rugosimètre et mètre d'angle automatisés). Le L.M.E. est équipé d'un microscope à balayage JEOL J.S. M. 840 A et d'un appareil de diffraction des rayons X (goniomètre tridimensionnel avec logiciels d'exploitation), d'un laboratoire de métallurgie, d'un polarimètre ponctuel dynamique, etc.

Notre groupe est spécialisé dans les domaines de l'adaptation, des subjectiles des substrats à l'adhésif et des structures collées aux sollicitations extérieures en vue des applications industrielles (fatigue, vieillissement). Il a mis au point des dispositifs, des appareils et des procédés innovants qui ont donné lieu à des dépôts de brevets (FRANCE, EUROPE, U.S.A., JAPON). Le G.C.C. est le Centre de Recherche N° 098 du Groupe ARMINES/TRANSVALOR/PARIS qui finance ses dépôts de brevet et lui apporte une assistance juridique et technique dans le domaine de l'innovation. Enfin le G.C.C. a réalisé des contrats (MRT, DRET, AE, IRCHA, industrie privée, ...) et a publié ses travaux de recherche en France, en Europe, aux U.S.A., en Australie, en Chine et au Canada.

# THESE

PRESENTEE  
A L'UNIVERSITE PIERRE ET MARIE CURIE  
PARIS VI  
PAR

Mohamed Ali KOMIHA

POUR OBTENIR  
LE DIPLOME DE DOCTEUR DE 3<sup>ème</sup> CYCLE  
SPECIALITE : GENIE MECANIQUE  
MECANIQUE APPLIQUEE A LA CONSTRUCTION

Sujet de la thèse

## ANALYSE THEORIQUE ET EXPERIMENTALE DE L'INFLUENCE DE L'EPaisseur DU FILM DE COLLE DANS UN ASSEMBLAGE COLLE, A DOUBLE RECOUVREMENT

Soutenue le 14 Octobre 1983 devant le jury composé de

Messieurs R. SIESTRUNCK   Président  
R. GIBERT  
Y. GILIBERT                   Examineurs  
A. RIGOLOT  
G. VERCHERY

## RESUME

ANALYSE THEORIQUE ET EXPERIMENTALE,  
DE L'INFLUENCE DE L'EPaisseur DU FILM DE COLLE,  
DANS UN ASSEMBLAGE COLLE, A DOUBLE RECOUVREMENT.

Notre travail est consacré à l'analyse des contraintes dans un assemblage collé, à double recouvrement, sollicité au cisaillement en traction. Les substrats sont constitués d'alliage d'aluminium AU4G, collés par une résine époxydique du type Scotch Weld 3M-2216 B/A, les subjectiles présentent l'aspect sablé grâce à des particules de corindon. Le comportement global de l'éprouvette est donc élastique, linéaire.

Deux analyses sont proposées :

- Une étude à caractère expérimental est basée sur une technique d'extensométrie pour mesurer les déformations superficielles des couvre-joints.
- Une analyse à caractère théorique, basée sur la méthode des développements asymptotiques raccordés, fournit une solution du champ de contraintes du problème au voisinage des extrémités du recouvrement, valable dans tout l'assemblage.

Une comparaison théorie-expérience permet de tester le cadre de validité de la modélisation et le problème de l'influence de l'épaisseur du joint d'adhésif sur la résistance de l'éprouvette.

# THESE

PRESENTEE

A L'INSTITUT NATIONAL DES SCIENCES ET  
TECHNIQUES NUCLEAIRES

PAR

**Madame KHADHRAOUI - LATTRECHE Malika**

POUR OBTENIR

LE DIPLOME DE DOCTEUR INGENIEUR

Sujet de la thèse

## ETUDE DE L'ENDOMMAGEMENT DES COMPOSITES GRAPHITE/EPOXY SOU MIS A DES CHARGEMENTS QUASI-STATIQUES REPETES EN CISAILLEMENT

Soutenue le 2 Juillet 1984 devant le jury composé de

Messieurs R.J. GIBERT	Président
Y.R. GILIBERT	} Examineurs
J. PABIOT	
A. VAUTRIN	
G. VERCHERY	

## RESUME

Les essais de sollicitations quasi statiques sur les matériaux composites à matrice organique permettent de mettre en évidence la nature du comportement sous charges répétées, en évitant les effets viscoélastiques. Les échantillons de composite unidirectionnel ont été soumis à des sollicitations quasi statiques en cisaillement pur qui représente l'état de contrainte le plus sévère pour ce type de matériau.

Le comportement de ce matériau a été déterminé par l'application de charges supérieures à la limite d'élasticité, préalablement obtenue, et de décharges à couple nul.

Cela a permis de suivre le cumul de déformations résiduelles dans le matériau ainsi sollicité, et d'établir par la suite l'évolution croissante de ce paramètre en fonction du nombre de cycles appliqués.

Nous avons pu déduire de cette étude, une loi caractéristique du matériau, qui introduit un découplage entre l'effort et la déformation résiduelle cumulée.

Nous avons ainsi, mis au point une méthode de prévision de déformations résiduelles cumulées. Par ailleurs, une application succincte à un autre matériau semble confirmer ce type de loi et suggère l'étude de sa généralisation.

Mots clef : matériau composite, unidirectionnel, carbone-epoxy, cisaillement, torsion, essai quasi statique, cumul de déformation résiduelle, endommagement, comportement.

# THESE de DOCTORAT de l'UNIVERSITE PARIS VI

Spécialité : GENIE MECANIQUE

présentée pour obtenir

le titre de

DOCTEUR DE L'UNIVERSITE PARIS VI

par

Cathy BERDAH

ANALYSE THEORIQUE ET EXPERIMENTALE DU  
COMPORTEMENT MECANIQUE FIN D'ASSEMBLAGES COLLES.  
APPLICATION A L'ETUDE DE LEUR VIEILLISSEMENT HUMIDE.

soutenu le 9 Juin 1988

devant le jury composé de:

Mr. J. LEMAITRE : PRESIDENT

MM. B. HALPHEN }  
A. RIGOLOT } RAPPORTEURS

Y. GILIBERT }  
J.P. GRELLIER } EXAMINATEURS

E MOREL : INVITE

## RESUME

Le travail consiste à analyser le comportement mécanique d'un assemblage collé à simple recouvrement sollicité à la traction.

Plusieurs méthodes, théoriques et expérimentales, sont utilisées : dans le domaine élastique, la technique des développements asymptotiques permet d'obtenir une solution approchée du champ de contraintes le long du recouvrement, et un calcul par éléments finis donne la répartition des contraintes à l'extérieur du recouvrement. Ces résultats sont confrontés, à la surface des substrats, aux mesures effectuées par extensométrie à jauges électriques.

Cette méthode expérimentale, utilisée simultanément avec l'émission acoustique, permet de déterminer les seuils d'amorçage et de propagation des microfissures dans le joint et d'étudier l'influence d'un vieillissement humide (65°C et 95% HR) sur le comportement mécanique de l'assemblage collé.

# THESE

PRESENTÉE

A L'UNIVERSITE DE REIMS-CHAMPAGNE-ARDENNE

PAR

Malek DANDACHE

POUR OBTENIR

LE GRADE DE DOCTEUR DE L'UNIVERSITE DE REIMS-CHAMPAGNE-ARDENNE

SPECIALITE : MECANIQUE

Sujet de la thèse

CONTRIBUTION A L'ANALYSE THEORIQUE ET EXPERIMENTALE

DES CONTRAINTES D'EXTREMITES, DANS LES ASSEMBLAGES DE REVOLUTION

OBTENUS PAR COLLAGE

Soutenu le 10 Juillet 1989 devant le jury composé de

Messieurs	Jean-Pierre GUIRAUD	Président
	Université Pierre et Marie Curie (PARIS VI)	
	Yvon GILIBERT	
	Université de Reims-Champagne-Ardenne,	
	Chef du Groupe Composites et Collage	
	Georges VERCHERY	Rapporteurs
	Ecole Nationale Supérieure des Mines	
	(SAINT-ETIENNE)	
	Claude COLLOT	
	Université de Reims-Champagne-Ardenne,	
	Alain RIGOLOT	Examineurs
	Université de Reims-Champagne-Ardenne,	
	Michel L.L. KLEIN	
	Ingénieur Principal de l'Armement,	
	Adjoint au chef de Groupe Composites et Collage,	
	E.N.S.T.A. (PALAISEAU)	
	Henri-Peul LIEURADE,	Invités
	I.R.S.I.D. (SAINT-GERMAIN)	

## RESUME

Le but de ce travail est l'analyse théorique et expérimentale des singularités angulaires dans l'assemblage de tubes métalliques obtenu par collage, sollicité au cisaillement, en traction.

La modélisation analytique utilisée est la technique de la méthode de développements asymptotiques raccordés, qui permet de mettre en évidence et de traiter l'effet de bords. Les calculs numériques des singularités utilisent la représentation par des fonctions de BESSEL.

Une étude à caractère expérimental basée sur la méthode d'extensométrie par jauges électriques est proposée. L'élaboration reproductible des corps d'épreuve, la fiabilité du système expérimental ont donné des résultats expérimentaux précis qui valident le calcul analytique et numérique.

L'adéquation satisfaisante de la théorie à l'expérience permet d'envisager l'optimisation de l'assemblage considéré. L'influence de paramètres prépondérants sur la résistance au cisaillement de l'assemblage a été étudiée sur micro-ordinateur.

Une modélisation analytique et numérique du comportement mécanique du joint visco-élastique dans l'assemblage de tubes d'acier collés est donnée. La loi du comportement choisie pour l'adhésif est celle de la visco-élasticité linéarisée, homogène et isotrope.

THESE  
de  
DOCTORAT DE L'UNIVERSITE PARIS VI

Spécialité :

MECANIQUE DES SOLIDES ET DES STRUCTURES

présentée pour obtenir le titre de

DOCTEUR DE L'UNIVERSITE PARIS VI

par

Rigobert TCHIENKOUA

CONTRIBUTION A L'ETUDE THEORIQUE ET  
EXPERIMENTALE DU COMPORTEMENT  
MECANIQUE D'UN ASSEMBLAGE COLLE  
DE TYPE TENON-MORTAISE SOLLICITE  
A LA TRACTION

Soutenu le 3 Avril 1990

devant le jury composé de :

M. R. GIBERT : Président

MM. G. VERCHERY : Rapporteur

Y. GILIBERT : Rapporteur

A. RIGOLOT : Examineur

P. HAMELIN : Examineur

H. GACHON : Examineur

ENGRAND : Invité

M. KLEIN : Invité

RESUME

*Les assemblages de matériaux différents et le calcul des contraintes interlaminaires dans les matériaux composites ont toujours été confrontés aux difficultés de la réalisation des conditions locales aux extrémités de la partie recouverte. Sur la base de différentes modélisations analytiques, appliquées à un assemblage à double recouvrement sollicité en traction, ce travail met en évidence la prépondérance de la contrainte de cisaillement aux interfaces entre les différents matériaux et l'existence de concentration de contraintes aux voisinages des extrémités. L'étude de plusieurs configurations a permis de montrer les situations où la solution vérifie les conditions aux limites imposées. Pour les autres cas, la modélisation de singularités géométriques (angulaires) est la base de la "méthode de correcteurs" qui, par application du principe de superposition dans la zone des surcontraintes, permet d'obtenir un champ solution vérifiant les données aux limites.*

COLLOQUE ANNUEL DU GROUPE FRANCAIS DE RHEOLOGIE

GRUPE FRANCAIS DE RHEOLOGIE

La RHEOLOGIE est la Science des DEFORMATIONS et des ECOULEMENTS de la matière, des CONTRAINTES qui en résultent et des EFFORTS qu'il faut lui appliquer pour les obtenir.

UNIVERSELLE, on la rencontre dans tous les domaines de l'activité humaine, et ses applications vont de la mise en forme des produits industriels quel qu'en soit le matériau, aux comportements de la matière vivante, en passant par la tenue des pneumatiques ou la durabilité des constructions. Son impact économique est donc considérable.

INTERDISCIPLINAIRE, elle fait appel à la MECANIQUE, à la PHYSIQUE, à la CHIMIE, à la BIOLOGIE qui lui fournissent ses instruments de base, et se montre utile à chacune de ces disciplines.

ASSOCIATION SANS BUT LUCRATIF à vocation purement scientifique fondée en 1964 et régie par la Loi de 1901, le GROUPE FRANCAIS DE RHEOLOGIE a pour OBJECTIFS de contribuer au DEVELOPPEMENT de études et recherches relatives à la Rhéologie et de favoriser la DIFFUSION ou le TRANSFERT des progrès accomplis dans ses diverses branches.

Dans ce but, le GROUPE FRANCAIS DE RHEOLOGIE:

- organise des REUNIONS où les chercheurs et les industriels peuvent présenter et discuter leurs résultats ou leurs préoccupations,
- entretient des relations avec le COMITE INTERNATIONAL DE RHEOLOGIE et les SOCIETES DE RHEOLOGIE d'autres pays,
- organise un COLLOQUE NATIONAL ANNUEL,
- édite des CAHIERS consacrés aux exposés scientifiques (une cinquantaine de numéros édités à ce jour), et un BULLETIN consacré aux informations courantes,
- contribue à la clarification du langage par l'établissement d'un DICTIONNAIRE
- etc..

\*\*\*\*\*

GRUPE FRANCAIS DE RHEOLOGIE  
Secrétariat Général  
Institut de Mécanique des Fluides  
Avenue du Professeur Camille Soulas  
34000 TOULOUSE