

**ANALYSE DES COQUES DE FORME QUELCONQUE DANS LE
DOMAINE PLASTIQUE PAR LA MÉTHODE DES ÉLÉMENTS FINIS.
MODÈLES, PRINCIPES,
RÉSULTATS, COMPARAISON AVEC L'EXPÉRIENCE**

**(PLASTIC ANALYSIS OF SHELLS BY FINITE ELEMENTS METHODS.
GLOBAL PLASTICITY MODEL FOR ANY SHAPES OF SHELLS)**

A. HOFFMANN, M. LIVOLANT, R. ROCHE

*Commissariat à l'Énergie Atomique, Centre d'Études Nucléaires de Saclay,
Division d'Étude et de Développement des Réacteurs, Service des Études Mécaniques et Thermiques,
F-91190 Gif-sur-Yvette, France*

SUMMARY

The shell analysis is often based on the elastic theory of shells. In the case of engineering applications the stresses obtained must then be broken down into primary stress and secondary stress. This decomposition becomes difficult for shells of complex shape and can only be achieved by plastic analysis.

Computer routines for plastic analysis exist for two-dimensional problems. They analyse the entire plastic behaviour of the body under variable loading. The axisymmetrical version of these codes can be used to determine the plastic behaviour of axisymmetrical shells.

The problem of thin shell plasticity can be approached in two ways. The first consists in retaining the strain-displacement relations particular to shells (the normal stays normal) and to consider the stress-strain relations at each point of thickness. As a matter of fact, this method, as concerns stresses, leads to the elaboration of a three-dimensional formalism.

Despite of its apparent severity this formula is very questionable, since it is assumed that the material of the shell is homogeneous and isotropic. Such assumption is seldom borne out in engineering. The characteristics of the metal in the normal way are very different from the others and they all vary in thickness. It therefore seems better to consider the shell element as typical and to define its properties at one stroke. This is the origin of the second method, presented in this paper. This method, more comprehensive, consists in considering all the stresses acting on the component,

$$\text{the tensions : } N_i = \int \sigma_i dz, \quad \text{the moments : } M_i = \int \sigma_i dz,$$

and to attempt to express the flow laws in terms of these six comprehensive variables. We show that such a model is possible and leads to considerable simplification in the calculations.

The strains of the mean surface, e_i , and the curvatures χ_i are respectively associated to the tensions and moments. The work is expressed as $dW = N_i de_i + M_i d\chi_i$.

The state of plasticity will be characterised by a general law:

$$\Phi(N_1 N_2 N_3 M_1 M_2 M_3, \text{ hidden variables}) = 0.$$

We endeavour to have a model as isotropic as possible but moments and stresses are seen to be not homogeneous. It is necessary to introduce two variables M^* and N^* characterising the state of the material. These variables should enable M_i and N_i be normed. A form can then be suggested for the boundary indicated by

$$F(n_i, m_i, \alpha) = 0, \quad n_i = N_i/N^*, \quad m_i = M_i/M^*, \quad \alpha = \alpha(M^*/hN^*)$$

where h is the thickness, F homogeneous and of the first degree in relation to n_i and m_i .

Such models have been used in POCO system, and the results have been successful. Indications are given on the formulation, and on the results with reference to experimental data.

NOTATIONS

e_i	déformations de la surface moyenne
χ_i	courbures
u, v, w	déplacements
σ_i	contraintes
N_i	tensions
M_i	moments
W^P	énergie plastique
N^*	tension équivalente
M^*	moment équivalent
$F(, , \dots)$	fonction de plasticité
e^*	déformation équivalente de la surface moyenne
χ^*	courbure équivalente
σ^*	contrainte équivalente
ϵ^*	déformation plastique équivalente
M, B, K, K_f	matrices de masse, d'amortissement, de rigidité, de flambage
X	vecteur des déplacements aux noeuds
$\Delta X, \Delta F$	accroissement des déplacements, des forces.

I - INTRODUCTION

Dans l'analyse des structures, les éléments de coques sont en général analysés par la classique théorie des coques. Cette théorie, considérant le matériau comme parfaitement élastique, ne peut fournir des résultats directement applicables à l'analyse du comportement de structures en matériaux ductiles. Aussi les résultats obtenus font en général l'objet d'une interprétation destinée à prendre en compte les phénomènes de plasticité qui se présentent en réalité.

L'interprétation la plus répandue (ASME [1]) consiste à scinder les contraintes obtenues en au moins trois parties : contraintes primaires, contraintes secondaires et contraintes de pic. La définition de ces catégories de contraintes est telle qu'une analyse complémentaire tenant compte de la plasticité doit être exécutée à la suite de l'analyse suivant la théorie des coques. Par exemple, la caractéristique fondamentale d'une contrainte secondaire est qu'elle n'est pas autolimitée, de faibles déformations plastiques suffisent à les faire disparaître, ce qui implique manifestement les propriétés de plasticité. Pour les formes simples, l'analyse complémentaire est immédiate car les effets de la plasticité sont aisément perceptibles. Il est d'ailleurs possible de s'aider des indications contenues dans les codes de construction, et par suite, la décomposition des contraintes est assez aisée. Mais pour les coques de forme plus complexe, une telle procédure n'est plus possible, l'analyse complémentaire est impraticable et on ne sait pas effectuer la décomposition des contraintes. Il est alors nécessaire d'analyser les éléments de coques par un procédé tenant compte de la plasticité. La présent papier présente un procédé de faible coût permettant une analyse d'une coque de forme quelconque en tenant compte de la plasticité.

De telles analyses peuvent être effectuées à l'aide des programmes de calculs traitant de la plasticité des milieux à deux dimensions par les méthodes des éléments finis (ZIENKIEWICZ [2], BREBBIA [3]). Les versions axysymétriques de ces éléments peuvent être utilisées pour l'analyse des coques de révolution. Des méthodes, utilisant la théorie des chargements limites, ont également été proposées (CHAWLA [4]), mais elles fournissent des renseignements moins complets. Certaines méthodes (MARCAL [5]) prennent en compte les grands déplacements, mais exigent une intégration dans l'épaisseur de la coque.

La plasticité des coques de forme quelconque peut être abordée de deux façons. La première consiste en utilisant les relations classiques déformations-déplacements fournies par l'hypothèse de conservation de la normale, de considérer les relations contraintes-déformations et d'écoulement plastique en chaque

contraintes-déformations et d'écoulement plastique en chaque point de l'épaisseur de la coque. Cette méthode conduit en fait à l'édification d'un formalisme tridimensionnel assez coûteux d'emploi.

De plus, en dépit de sa rigueur apparente, une telle méthode, dans laquelle on suppose que le matériau est homogène et isotrope, ne tient pas compte des propriétés réelles des tôles constituant les coques, dans lesquelles les propriétés mécaniques varient dans l'épaisseur et où une anisotropie notable existe en particulier en ce qui concerne la direction perpendiculaire à la surface moyenne.

C'est pour cela qu'une méthode plus globale, considérant l'élément de coque comme un tout, dont les propriétés seraient tirées d'essais sur un échantillon, paraît aussi efficace tout en étant d'emploi plus économique.

Pour utiliser une telle méthode globale, encore convient-il d'adopter un modèle en ce qui concerne la plasticité globale d'un élément de coque.

II - MODELE DE PLASTICITE GLOBALE D'UN ELEMENT DE COQUE

II,1 - Principe du modèle général (TIMOCHENCKO [6])

Le vecteur déformation de l'élément sera composé des :

- déformations de surface moyenne

$$e_1 = e_{11} \qquad e_2 = e_{22} \qquad e_3 = 2e_{12}$$

- courbures correspondant à la flèche w

$$\chi_1 = \chi_{11} = -w_{,11} \qquad \chi_2 = \chi_{22} = -w_{,22} \qquad \chi_3 = 2\chi_{12} = -2w_{,12}$$

De même le vecteur contraintes sera constitué des tensions moyennes :

$$N_1 = \int \sigma_1 dz \qquad N_2 = \int \sigma_2 dz \qquad N_3 = \int \sigma_{12} dz$$

et des moments

$$M_1 = \int \sigma_1 z dz \qquad M_2 = \int \sigma_2 z dz \qquad M_3 = \int \sigma_{12} z dz$$

Compte tenu de ces définitions, le travail est donné par la forme bilinéaire :

$$dW = N_i d e_i + M_i d \chi_i$$

Le modèle cherché devant être global, la loi d'écoulement doit s'exprimer en fonction du vecteur contrainte, c'est-à-dire par

$$F(N_1, N_2, N_3, M_1, M_2, M_3, \text{variables cachées}) = 0$$

En essayant d'adopter un modèle aussi isotrope que possible, il faut cependant noter que l'espace des contraintes ne peut être isotrope en ce qui concerne les composants du type N et ceux du type M. Nous sommes donc contraints d'introduire au moins deux variables dimensionnelles M^* et N^* caractéristiques de l'état du matériau (ou de son histoire).

$$F(N_1, N_2, N_3, M_1, M_2, M_3, N^*, M^*) = 0 \quad (1)$$

N^* et M^* peuvent être choisis de façon à normer les composantes N_i et M_i , d'où la loi d'écoulement :

$$F(n_i, m_i, \alpha^*) = 1$$

$$n_i = \frac{N_i}{N^*} \quad m_i = \frac{M_i}{M^*} \quad (2)$$

$$\alpha^* = \alpha(N^*, M^*)$$

En outre nous imposerons à F d'être homogène du 1er degré vis-à-vis du vecteur contrainte, ce qui revient à reconnaître que c'est le même matériau qui se comporte soit en membrane soit en flexion.

L'élément de coque respecte le principe de HILL d'où

$$d e_i^p = \frac{\partial F}{\partial N_i} d \lambda = \frac{\partial F}{\partial n_i} \frac{1}{N^*} d \lambda \quad (3)$$

$$d \chi_i^p = \frac{\partial F}{\partial M_i} d \lambda = \frac{\partial F}{\partial m_i} \frac{1}{M^*} d \lambda \quad (3')$$

et le travail plastique est

$$dW^* = N_i d e_i^p + M_i d \chi_i^p = \left(\frac{\partial F}{\partial n_i} n_i + \frac{\partial F}{\partial m_i} m_i \right) d \lambda = d \lambda \quad (4)$$

$$d e_i^p = \frac{\partial F}{\partial n_i} \frac{d W^*}{N^*} \quad d \chi_i^p = \frac{\partial F}{\partial m_i} \frac{d W^*}{M^*} \quad (5)$$

dW^* étant le travail plastique de l'élément de coque.

II. 2 - Utilisation du critère de Von Misès généralisé

Le critère de Von Misès peut se généraliser de la façon suivante : La loi de plasticité en dépend que des invariants du second ordre. Ici nous avons deux tenseurs N_{ij} et M_{ij} dont les déviateurs N'_{ij} M'_{ij} peuvent former les trois invariants ci-après en état de contraintes planes

$$N'_{ij} N'_{ij} \quad , \quad N'_{ij} M'_{ij} \quad , \quad M'_{ij} M'_{ij}$$

Ceci revient à introduire pour caractériser la contraintes généralisée les trois quantités (ILIOUCHINE [7]) :

$$\left\{ \begin{array}{l} N^2 = N_1^2 + N_2^2 - N_1 N_2 + 3 N_3^2 \\ M^2 = N_1^2 + M_2^2 - M_1 M_2 + 3 M_3^2 \\ (MN \cos \theta)^2 = N_1 M_1 + N_2 M_2 - \frac{1}{2} M_1 N_2 - \frac{1}{2} M_2 N_1 + 3 M_3 N_3 \end{array} \right. \quad (6)$$

Ce qui permet d'écrire la loi de plasticité :

$$F(n, m, \cos \theta, \alpha^*) = 1$$

$$n = \frac{N}{N^*} \quad m = \frac{M}{M^*} \quad \alpha^* = \alpha(N^*, M^*)$$

(7)

Les déformations plastiques sont alors données par :

$$\frac{de_1}{N_1 - \frac{1}{2} N_2} = \frac{de_2}{N_2 - \frac{1}{2} N_3} = \frac{de_3}{3 N_3} = \frac{de^*}{N}$$

$$\frac{d\chi_1}{M_1 - \frac{1}{2} M_2} = \frac{d\chi_2}{M_2 - \frac{1}{2} M_1} = \frac{d\chi_3}{3 M_3} = \frac{d\chi^*}{M}$$

(8)

avec

$$de^* = \frac{\partial F}{\partial n} \frac{dW^*}{N^*} \quad d\chi^* = \frac{\partial F}{\partial m} \frac{dW^*}{M^*} \quad (9)$$

l'homogénéité de F conduit à

$$dW^* = N de^* + M d\chi^* \quad (10)$$

où l'on voit apparaître le travail plastique de flexion et celui de membrane.

D'autre part, les expressions de de^* et $d\chi^*$ peuvent être obtenues en tirant les N_i et M_i de (8) pour le reporter dans l'équation (6).

$$d e^* = \frac{2}{\sqrt{3}} \sqrt{(d e_1)^2 + (d e_2)^2 + d e_1 d e_2 + 3 (d e_3)^2}$$

$$d \chi^* = \frac{2}{\sqrt{3}} \sqrt{(d \chi_1)^2 + (d \chi_2)^2 + d \chi_1 d \chi_2 + 3 (d \chi_3)^2}$$

II.3 - Résumé du modèle global suivant le critère de Von Misès généralisé

- L'état (ou l'histoire) de l'élément est défini par les deux variables N^* et M^* .
- Connaissant ces deux variables la condition de plasticité est donnée par (7)

$$F \left\{ \frac{N}{N^*}, \frac{M}{M^*}, \cos \theta, \alpha^*(N^*, M^*) \right\} = 1 \quad (7)$$

où N , M et $\cos \theta$ dont des invariants définis par l'équation (6).

- Toujours connaissant ces variables, les déformations sont données par l'équation (8) en fonction de déformations équivalents de membrane et de flexion données par l'équation (11).

Ce modèle exige donc :

- la connaissance de la loi relative à l'équation (7)
- la connaissance de l'évolution de M^* et N^*

qui sont à déterminer expérimentalement. Cependant en ce qui concerne M^* et N^* il est possible de compléter légèrement le modèle en supposant qu'ils ne dépendent que des travaux plastiques de membrane et de traction

$$d W_m^* = N d e^* \quad d W_f^* = M d \chi^* \quad (12)$$

d'où

$$\begin{Bmatrix} d N^* \\ d M^* \end{Bmatrix} = A (M^*, N^*) \begin{Bmatrix} d W_m^* \\ d W_f^* \end{Bmatrix} \quad (13)$$

où $A (M^*, N^*)$ est une matrice caractéristique du matériau.

II.4 - Modèles simplifiés - Super isotropie

Les possibilités du modèle sont étendues et on ne possède pas toujours des résultats expérimentaux suffisants. On peut alors simplifier le modèle. La simplification la plus commode consiste à faire l'hypothèse de "super isotropie", c'est-à-dire d'admettre que N^* et M^* ne dépendent que d'une seule variable σ^* , ce qui permet de définir l'écroutissage du matériau à l'aide du simple essai de traction. Ceci amène à :

$$\left. \begin{aligned}
 F(m, n, \cos \theta, \sigma^*) &= 1 \\
 d N^* &= t d \sigma^* & d M^* &= f(\sigma^*) d \sigma^* \\
 \sigma^* &= g(W^*) & d W^* &= N d e^* + M d \chi^*
 \end{aligned} \right\} \quad (14)$$

(voir figure 1).

A la limite de la simplification, on rejoint le modèle adopté dans MASSONET [8], qui néglige $\cos \theta$ et revient à écrire comme loi

$$\left. \begin{aligned}
 m^2 + n^2 &= 1 \\
 N^* &= t \sigma^* & M^* &= \frac{1}{4} t^2 \sigma^* \\
 t &: \text{épaisseur}
 \end{aligned} \right\} \quad (15)$$

III - UTILISATION DU MODELE SIMPLIFIE DANS LE SYSTEME POCO

POCO a été écrit pour l'analyse des coques et des systèmes de poutres de forme quelconque. Les éléments finis retenus sont de forme simple : l'élément de coque à 3 noeuds et 6 degrés de liberté par noeud (3 déplacements et 3 rotations) et l'élément de poutre à 2 noeuds.

Dans une structure les éléments peuvent être en très grand nombre. Aussi un programme de maillage automatique permet, avec une relative souplesse, de décrire des formes complexes. C'est le programme COCO.

III.1 - Le programme COCO

Il maille les structures avec un minimum de données simples : par exemple les contours, les formes des surfaces. Beaucoup de coques sont des assemblages plus ou moins complexes de surfaces simples telles que cylindres, cônes, plaques, sphères, qui n'offrent que peu de difficultés dans leur représentation. Le programme permet des tracés automatiques des structures idéalisées sous différents angles de vue.

III.2 - Le programme TRICO

Le programme calcule les structures soit en statique, soit en dynamique, en tenant compte ou non de la plasticité.

En ce qui concerne les calculs dynamiques il existe deux possibilités :

- a) Calcul des fréquences et modes propres et recombinaison éventuelle d'un certain nombre d'entre eux pour obtenir la réponse à une sollicitation variable dans le temps (pas de plasticité dans cette option).
- b) Réponse par intégration numérique de l'équation classique :

$$M \ddot{X} + B \dot{X} + K X = F(t) \quad (16)$$

M, B, K matrices de masse, d'amortissement, de rigidité.

La méthode est une méthode implicite stable dans laquelle les déplacements et les vitesses sont les inconnues.

La plasticité est possible dans cette option.

Le calcul des charges critiques de flambage des coques ou systèmes de poutre peut être effectué à l'aide de TRICO. L'énergie de flambage W_f :

$$W_f = \int (N_x W_x'^2 + 2 N_{xy} W_x' W_y' + N_y W_y'^2) dv ,$$

est mise sous la forme matricielle habituelle propre à la technique des éléments finis :

$$W_f = X^T K_f X$$

où X est le vecteur déplacement. Le problème T consiste ensuite à rechercher ω tel que $K + \omega K_f$ soit singulier. Le problème est analogue à celui de la recherche d'une fréquence propre.

Pour la résolution on utilise une méthode directe : triangularisation par la méthode de Choleski, qui permet de conserver le profil des matrices.

Le nombre des noeuds et des éléments est pratiquement illimité.

III.3 - Le traitement de la plasticité dans TRICO

Le modèle de plasticité est celui décrit au paragraphe II, équation (15), qui associe aux moments M, et aux tensions, une contrainte dite équivalente telle que

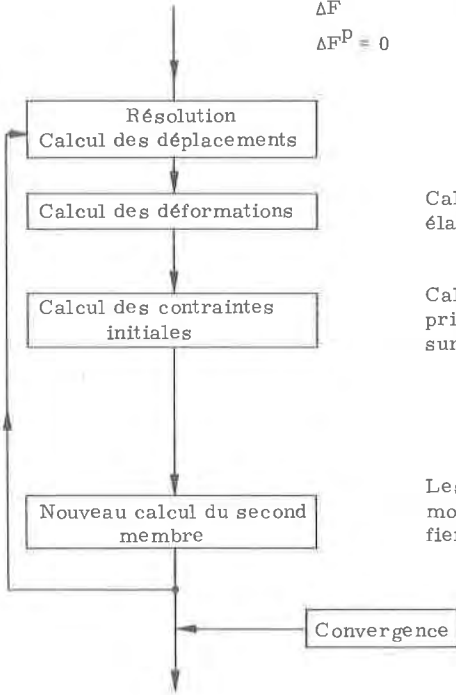
$$\sigma_*^* = f [M, N]$$

La courbe de traction suffit à elle seule pour caractériser les propriétés du matériau.

Le programme procède par incrémentation de la charge, et à l'intérieur de chaque pas, on utilise la technique devenue classique des contraintes initiales ("Initial Stress") qui conduit alors à des itérations (ZIENKIEWICZ [2]).

La succession des calculs dans TRICO peut être schématisée ainsi :

M_o, N_o moments et tensions à la fin d'un pas
 ΔF accroissement des charges
 $\Delta F^D = 0$ modification du second membre



$$K \Delta X = \Delta F + \Delta F^D$$

Calcul des tensions et moments en comportement élastique $\Delta N_e \quad \Delta M_e$

Calcul de $\Delta M^D, \Delta N^D$, devant satisfaire au principe de Hill et tels que $\sigma^* [M, N]$ soit sur la courbe de traction :

$$M = M_o + \Delta M_e - \Delta M^D$$

$$N = N_o + \Delta N_e - \Delta N^D$$

Les ΔM^D et ΔN^D sont considérés comme des moments et des tensions initiales qui vont modifier le second membre, soit ΔF^D

Le même algorithme est utilisé à l'intérieur d'un pas de temps lors de l'intégration numérique de l'équation (16).

On peut signaler une difficulté propre à ce type de méthode. En effet, le principe de Hill donne les dérivées des déformations plastiques, et il s'agit de passer à des accroissements finis. On peut, bien entendu, calculer les dérivées au début du pas. Mais alors si le pas est trop grand, il peut être impossible de réaliser la condition : $\sigma^*(M, N)$ doit être sur la courbe de traction. En effet, si l'on calcule les dérivées au début du pas ΔM^D et ΔN^D sont des fonctions linéaires de $\Delta \epsilon^*$, incrément de déformation plastique équivalente. On voit sans difficulté que $\sigma^*(M, N)$, fonction de $\Delta \epsilon^*$ (toutes choses étant égales par ailleurs) est une hyperbole pour le critère de Von Mises, ou celui généralisé ici. Dans certains cas, cette hyperbole ne coupe pas la courbe de traction. Cette difficulté a été surmontée dans TRICO en effectuant une intégration analytique des équations d'écoulement. La petitesse du pas n'est plus une limitation.

IV - QUELQUES APPLICATIONS

IV.1 - Plaque circulaire

La figure 2 représente une plaque circulaire en appui simple, chargée par un poinçon central. L'essai de traction a fourni la courbe de traction. Le but de cette comparaison est de vérifier le modèle pour un problème de flexion pure, problème pour lequel le modèle proposé représente une certaine approximation. On constate que dans le domaine choisi l'accord entre l'expérience et le calcul est satisfaisant.

IV.2 - Coude à section circulaire (Figures 3 et 4)

Ce coude est soumis à des sollicitations indiquées sur la figure 5. Elles conduisent à un système mixtes d'efforts de membrane et de flexion. La figure 5 illustre la comparaison expérience-calcul. Cinq pas de charge et une dizaine d'itérations pas-pas (avec accélération de convergence) sont suffisants.

IV.3 - Coude à section elliptique (Figures 6 et 7)

Il s'agit d'une maquette de coude soumise à une pression interne. Le diamètre est de 500 mm et l'épaisseur de 5,7 mm.

Le calcul rend bien compte du changement d'allure des phénomènes dès que l'on plastifie notablement : le coude commence par s'ouvrir, puis se ferme très rapidement (figure 8).

La valeur du chargement limite à partir duquel on crée des déformations plastiques importantes, est obtenue avec une bonne précision par le calcul.

IV.4 - Dalle de réacteur (Figure 9)

La figure 9 montre une partie de dalle de réacteur constituée par des plaques verticales et horizontales. L'intérieur est rempli par du béton dont la rigidité n'a pas été prise en compte. Les masses des structures se fixant sur les trous verticaux ont été prises en compte sous forme de masses additionnelles. Le calcul de cette structure a été fait en dynamique avec plasticité. Initialement la structure est au repos et la sollicitation étudiée ici, comme indiquée sur la figure 10, est une pression variant rapidement au cours du temps et s'exerçant sur la partie centrale. La figure 10 donne l'allure de la flèche prise par la dalle. Une cinquantaine de pas en temps ont été nécessaires. Il y avait de l'ordre de 600 points et 1 900 éléments pour représenter cette structure.

REFERENCES

- [1] ASME , Boiler and pressure vessel Code - Section III, Nuclear Components (1971).
- [2] ZIENKIEWICZ, O.C., "The finite element method in Engineering Science", Mc Graw-Hill, 369-395 (1971).
- [3] BREBBIA , TOTTENHAM, "Finite elements techniques in structural Mechanics", Stress Analysers Publishers, Southampton, 210-282 (1972).
- [4] CHAWLA, V.S., BIRON, A., "Limit analysis of shells of revolution of arbitrary shape under pressure", Report n° 1775, Dep. of Mech. Eng. Ecole Polytechnique, Montreal (Canada), (1969).
- [5] MARCAL, P.V., "Large deflection analysis of elastic-plastic plates and shells", 1st International Conf. on Pressure Vessel Technology, Delft (1968).
- [6] TIMOCHENCO & WOINOWSKY-KRIEGER, Theory of plates and shells, Mc Graw-Hill (1959).
- [7] ILIUCHINE, "Plasticité", Eyrolles, Paris, 153-193 (1956).
- [8] MASSONET, CH., Elasto Plastic Membrane Plates, dans "Engineering Plasticity", Cambridge, 456-459 (1968).

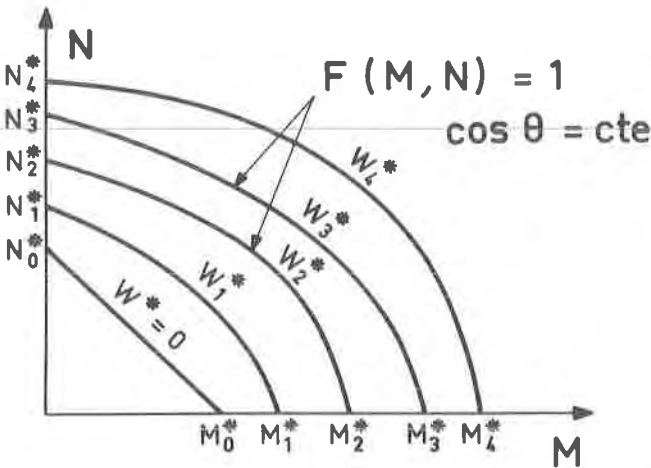


Figure 1 - Exemple de diagramme $F(N, M, \sigma^*) = 1$.

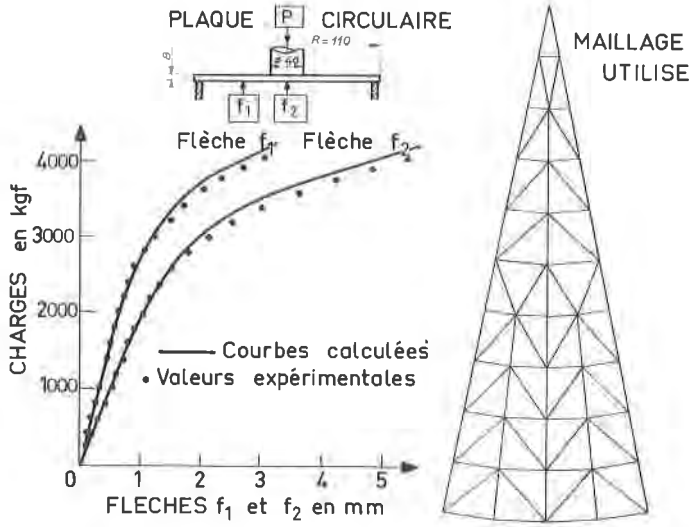


Figure 2 - Plaque circulaire.

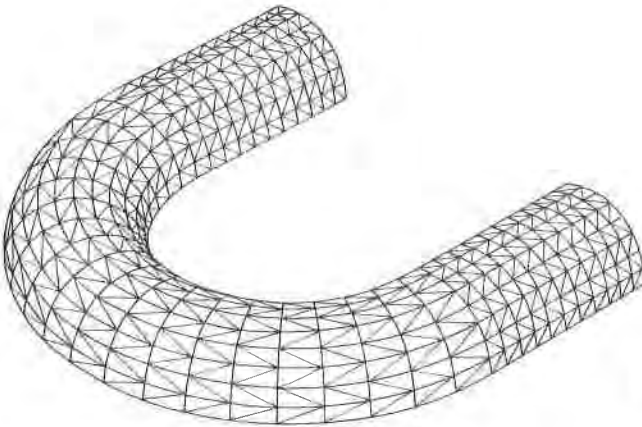
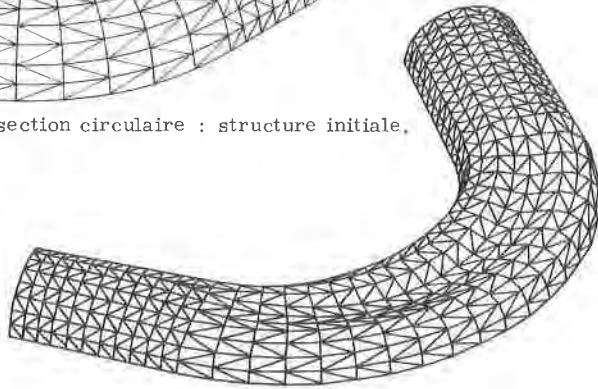


Figure 3 - Coude à section circulaire : structure initiale.



COUDE - SECTION CIRCULAIRE DEFORMATIONS MULTIPLIEES PAR 10

Figure 4 - Coude à section circulaire : structure déformée.

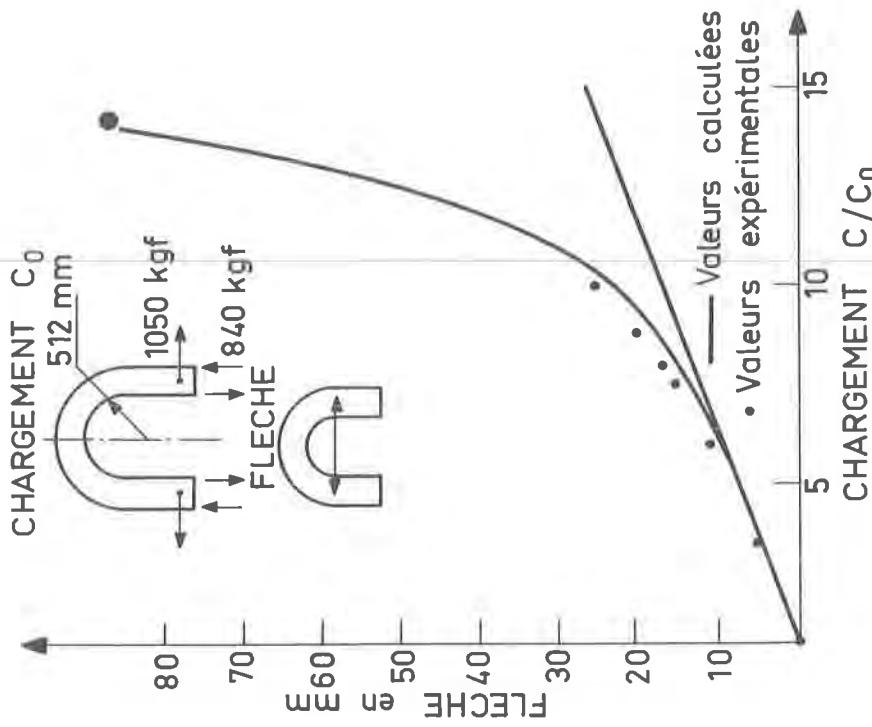


Figure 5 - Coude à section circulaire : ouverture en fonction de la charge.

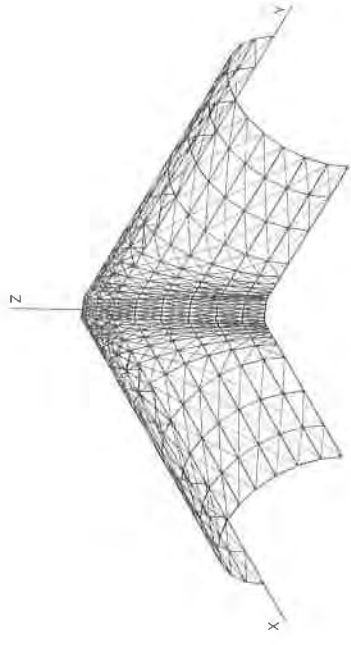


Figure 6 - Coude à section elliptique : structure initiale.

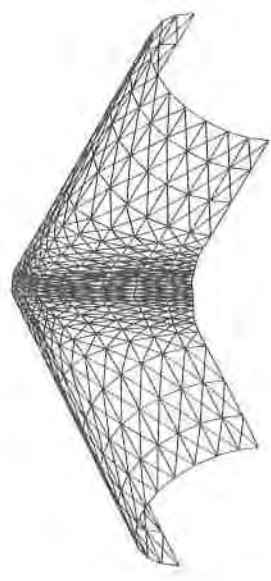


Figure 7 - Coude à section elliptique : structure déformée.

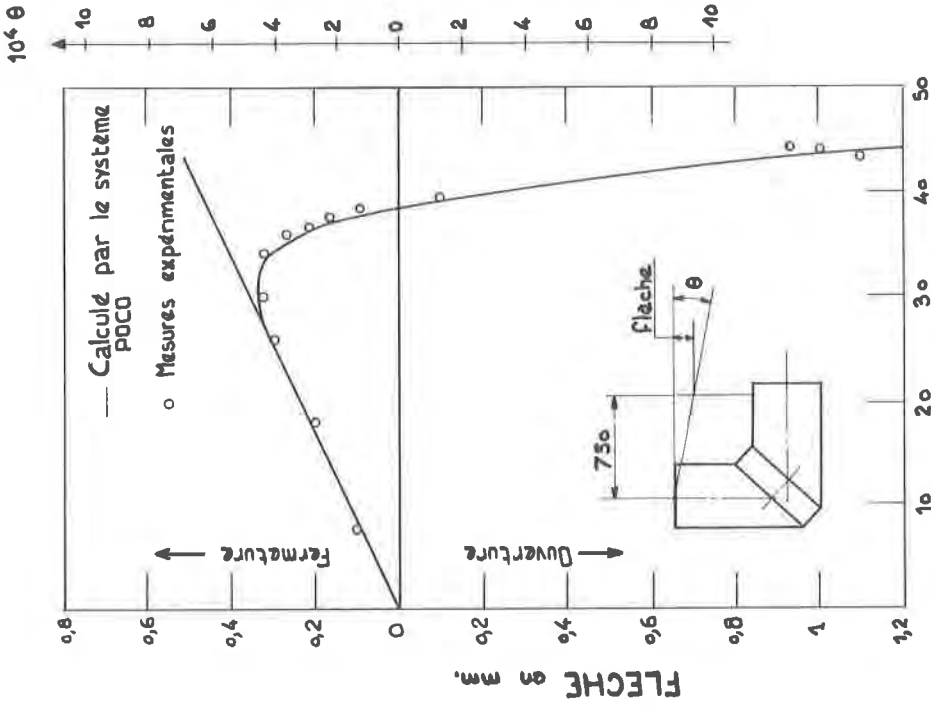


Figure 8 - Coude à section elliptique : ouverture en fonction de la pression.

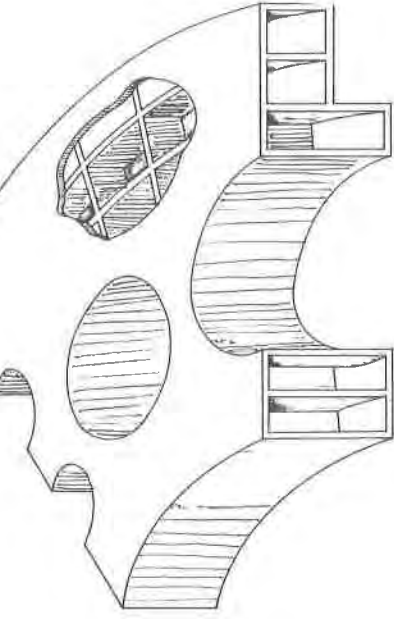


Figure 9 - Dalle de réacteur.

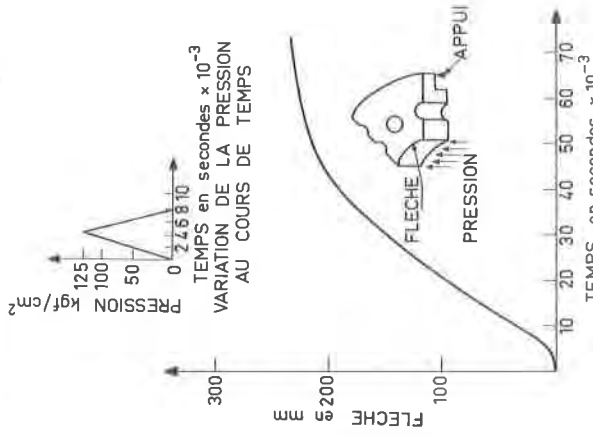


Figure 10 - Dalle de réacteur : flèche en fonction du temps.

