

COMMISSARIAT A L'ENERGIE ATOMIQUE

FR8700 kHA

CENTRE D'ETUDES NUCLEAIRES DE SACLAY

CEA-CONF -- 8764

Service de Documentation

F91191 GIF SUR YVETTE CEDEX

R2

REGLES DE CONCEPTION POUR SE PREMUNIR DU FLAMBAGE ELASTO-PLASTIQUE

AUTRUSSON, B.; ACKER, D. CEA CEN Saclay, 91-Gif-sur-Yvette (France).
IRDI, DENT

Communication présentée à : 5. National congress on pressure apparatus
technology
Paris (France)
22-24 Oct 1986

REGLES DE CONCEPTION POUR LE PREVENIR DU
FLAMBAGE ELASTO-PLASTIQUE

R2

B. AUTRUSSON, D. ACKER

Le développement des réacteurs à neutrons rapides nécessite de construire des structures mécaniques qui subissent d'importants transitoires thermiques. Aussi ces structures sont-elles minces et il en résulte un risque de flambage important.

Les travaux effectués dans ce cadre très général de dimensionnement permettent de proposer une méthode simplifiée. Cette méthode est basée sur la détermination de la charge critique élastique de la structure parfaite et de la corriger par un coefficient de réduction qui tient compte de l'effet des tolérances, de la plasticité et d'un possible comportement post-critique instable.

L'objet de cette communication est de présenter cette méthode et sa validation expérimentale, ainsi qu'une comparaison avec les règles proposées par le CODAP 80 (C4 41) pour des structures soumises à une pression externe.

Colloque : "Conception et calcul"

Communication : "Règles de conception pour se prémunir du flambage élasto-plastique"

Auteurs : B. AUTRUSSON CEA/DEMT
 D. ACKER CEA/DEMT

INTRODUCTION

Le comportement au flambage des structures des réacteurs rapides intégrés est influencé par les caractéristiques suivantes [13] :

1 - Ce sont des structures de grande taille (diamètre de l'ordre de 10 m) et de faible épaisseur (18 à 60 mm).

Ce grand élanement est adapté à des conditions de fonctionnement avec de faibles pressions et des chargements thermiques importants. Il permet également de limiter le poids des structures et leur prix.

Cependant, les structures correspondantes sont très souples et leurs risques de flambage sont importants.

2 - Les températures de fonctionnement de ces structures sont élevées. La limite d'élasticité de leur matériau est donc réduite (pour le 316 SS, la limite élastique est divisée par 2 entre 20°C et 500°C). Il en résulte que le flambage apparaît souvent dans le domaine plastique.

3 - Les défauts géométriques, dus aux inévitables tolérances de fabrication, même s'ils sont faibles, comparés à la taille de la structure, ne sont pas négligeables devant son épaisseur et provoquent une réduction notable de la charge critique de flambage.

Pour faciliter le dimensionnement de telles structures, le Département des Etudes Mécaniques et Thermiques (DEMT/SMTS/RDMS) et le Comité RAMSES au Commissariat à l'Energie Atomique ont développé une méthode d'analyse simplifiée du flambage instantané sous charge monotone, [1] pour le Code Français de Dimensionnement et de Construction des Réacteurs à Neutrons Rapides (RCC-MR).

Le RCC-MR impose des règles de dimensionnement au flambage pour les composants de classe I au paragraphe RB 3270 et pour les composants de classe II au paragraphe RC 3270.

Les méthodes pratiques d'analyse sont présentées dans le volume 2, appendice A7 du même code [1].

Le but de ce rapport est :

1. De présenter la méthode d'analyse simplifiée de l'appendice A7 du RCC-MR ;
2. De présenter ses validations sur plus de 60 résultats expérimentaux ;
3. De comparer cette méthode avec celles proposées par le CODAP [2] partie C, règles de calcul pour les enceintes de confinement non soumises à la flamme.

Cette comparaison sera effectuée pour des cylindres et des sphères sous pression externe.

I - METHODE D'ANALYSE SIMPLIFIEE DU RCC-MR

La méthode d'analyse simplifiée proposée par le RCC-MR s'appuie sur une analyse élastique de la structure parfaite pour déterminer sa charge de flambage élastique λ_E et la charge λ_y pour laquelle un point de cette structure atteint une contrainte égale à la limite conventionnelle d'élasticité.

La charge de flambage élastique de la structure parfaite doit être corrigée par un facteur X. Celui-ci dépend du rapport $\zeta = \frac{\lambda_E}{\lambda_y}$ caractéristique de la structure pour prendre en compte la plasticité. Il dépend également de l'amplitude des défauts, déterminée à partir des tolérances de fabrication ou de mesures effectuées. Enfin, il prend en compte le post flambage stable ou instable de la structure.

L'annexe A7 du RCC-MR donne, dans ces deux cas, des diagrammes permettant de déterminer le coefficient X en fonction de ζ et de l'amplitude du défaut f_0 (figures 1 et 2).

I.1 - COMPORTEMENT EN POST FLAMBAGE

L'évolution de la flèche d'une coque, en fonction de la charge, peut s'écrire avec une approximation du second ordre [3] :

$$P \frac{f}{e} = P_E \frac{f - f_0}{e} + \mu \left(\frac{f}{e} - \frac{f_0}{e} \right)^2 \quad (1)$$

où e est l'épaisseur de la coque, et P_E sa charge Euler.

Le second terme du membre de droite de cette équation détermine le comportement du post flambage : si μ est négatif, la charge ne peut dépasser une valeur maximale, inférieure à P_E , appelée charge critique et le post flambage est instable. Si $\mu = 0$, le post flambage est stable et la charge croît continuellement avec la flèche (figure 4).

Pour la section la plus chargée de la coque, le moment élastique peut s'écrire :

$$M = Pf = EI\chi \quad (2)$$

où : E : module d'Young
I : moment d'inertie
 χ : variation de courbure

De l'équation (2), nous pouvons calculer la variation de courbure de la poutre :

$$\chi = \frac{P_E}{EI} (f - f_0) + \frac{\mu}{EIe} (f - f_0)^2 \quad (3)$$

Ici, le comportement instable, caractérisé par le 2^{ème} terme du second membre, apparaît comme une altération de la courbure.

I.2 - HYPOTHESE ET APPROXIMATIONS

a) Courbure plastique

L'équation (3) est établie en élastique. Nous faisons l'hypothèse que cette équation est utilisable en régime plastique.

b) Valeur de μ

Pour le RCC-MR, des valeurs arbitrairement pessimistes de μ ont été choisies : soit $\mu = -0,31 P_E$, ce qui correspond aux résultats obtenus par Koiter sur une coque cylindrique avec une imperfection axisymétrique (voir annexe I) pour caractériser un post flambage instable (figure 4) soit $\mu = 0$ pour caractériser un post flambage stable.

I.3 - EQUATIONS DES DIAGRAMMES

Les propriétés mécaniques réelles du matériau (courbe de traction) permettent d'associer un moment avec la courbure χ et donc avec les défauts f et f_0 et la charge P à supporter. Ainsi M est une fonction de P , f et f_0 et dépend des propriétés du matériau : $M = g(P, f, f_0)$. La même charge donne un moment : $M = Pf$ (équation (2)) et donc :

$$Pf = g(P, f, f_0)$$

Cette équation peut être résolue par approximations successives, sachant que le flambage apparaît lorsque la droite $M = Pf$ est tangente à la courbe $M = g(P, f, f_0)$ dans le plan (M, f) , (figure 5).

Présentation des diagrammes :

Les diagrammes de flambage du RCC-MR (figures 1 et 2) ont été tracés pour des aciers de type 316 L et sont applicables à tous types de structures.

Ils sont présentés dans un plan :

$$\left(\frac{\lambda}{\lambda_E} = X, \frac{\lambda}{\lambda_y} = Y \right)$$

Pour prévoir la charge critique d'une structure, il est donc nécessaire de déterminer son défaut de forme, rapporté à son épaisseur δ , de déterminer par un calcul élastique sur la structure parfaite sa charge de flambage élastique λ_E et la charge λ_y pour laquelle un point de la structure atteint une contrainte égale à la limite conventionnelle d'élasticité.

L'abscisse du point d'intersection entre la droite de pente $\zeta = \lambda_E/\lambda_y$ et la courbure correspondant au défaut δ_0 (f_0/e) est égale au facteur de réduction de charge $X = \frac{\lambda_C}{\lambda_E}$.

La charge critique de flambage sera donc égale à : $\lambda_C = X \lambda_E$

I.4 - PROPRIETES DES DIAGRAMMES

Effet de la plasticité

Plus le rapport ζ est élevé, plus la structure est rigide et plus le flambage aura lieu dans le domaine plastique. Sur la figure 6, nous avons rapporté les diagrammes construits avec les valeurs de $\mu = 0$ et $\mu = -0,31 P_E$.

On voit que pour des structures rigides, telles que $\zeta > 0,6$, l'écart entre les deux diagrammes reste inférieur à 10%. Pour des structures rigides, ces diagrammes ne prévoient pas d'influence du comportement en post flambage sur la charge critique : les charges de flambage dans le domaine plastique sont indépendantes de la stabilité de la structure.

Influence de l'instabilité

Pour apprécier l'influence de l'instabilité sur les charges critiques dans le domaine élastique, nous avons tracé (figure 7) les diagrammes de réduction de charge dans le plan (X, δ) pour ζ variant de 0 à 0,6 et pour $\frac{\mu}{P_E} = -0,31, -0,15$ et 0).

On peut constater que l'effet de l'instabilité caractérisée par le coefficient μ , est d'autant plus important que le défaut est grand.

Influence de la température

Pour les structures définies par un rapport λ_E/λ_y faibles, la charge critique de flambage se trouve située dans le domaine élastique et les propriétés du matériau ne peuvent intervenir que par le module d'Young.

La charge d'Euler dépendant elle-même de ce module, le rapport λ/λ_E doit être indépendant de la température pour de telles structures.

Pour les structures définies dans un rapport λ_E/λ_y élevé, la charge critique de flambage se trouve dans le domaine plastique et la forme de la courbe de traction peut avoir une influence importante.

Or, pour les matériaux tels que le 316 L, cette courbe ne dépend de la température que par l'intermédiaire de la limite élastique à 0,2 %.

Donc, on peut penser que le rapport λ/λ_y est indépendant de la température pour de telles structures construites dans ce matériau.

En conséquence, les diagrammes de réduction de charge, tracés en λ/λ_y en fonction de λ/λ_E ne doivent pas dépendre de la température.

Ceci a été vérifié comme le montre la figure 7 qui présente les résultats des calculs effectués avec un défaut $\delta_0 = 0,5$ à des températures de 20, 400 et 700°C.

On peut constater que les courbes correspondant à ces trois températures sont confondues.

II - VALIDATION DE LA METHODE SIMPLIFIEE

Les validations de ces diagrammes ont été effectuées sur 62 expériences, soit :

- 36 cylindres sous compression axiale,
- 12 tubes fins sous compression axiale,
- 5 cylindres sous pression externe,
- 2 coques hémisphériques sous pression externe,
- 3 coques toriques sous pression externe,
- 1 coque cylindrique sous cisaillement, traction et pression interne,
- 3 fonds torisphériques sous pression interne.

Tous ces essais ont été calculés avec les diagrammes instables du RCC-MR ($\mu = -0,31$ P_E) sauf les trois fonds torisphériques qui ont été calculés avec les diagrammes stables ($\mu = 0$). Les calculs ont été effectués en utilisant les propriétés des matériaux mesurées sur des éprouvettes représentatives des maquettes. Les défauts, lorsqu'ils ont été mesurés, variaient 0 à 2,8 fois l'épaisseur et même 4 fois l'épaisseur pour l'un des fonds torisphériques. L'analyse détaillée des résultats obtenus est

présentée en annexe II. Les plus importants de ces résultats sont rapportés sur la figure 9 où l'on peut constater que:

- la charge critique de flambage n'a été sous estimée que pour deux essais : il s'agissait de tubes minces pour lesquels la sous-estimation de la charge critique correspond à un défaut de 17 μm , soit 1 % de l'épaisseur,
- les charges calculées sont inférieures à trois fois les charges expérimentales sauf pour les fonds sous pression interne,
- la charge critique de flambage, en particulier, est bien calculée pour les tubes et les cylindres sous compression axiale dont le défaut géométrique est faible.

III - METHODE SIMPLIFIEE DU CODAP

Les sections C3 et C4 du chapitre règle de calcul propose des règles de conception contre le flambage pour des cylindres raidis ou non raidis circonférentiellement, des sphères sous pression externe et des fonds bombés sous pression interne et externe.

Les règles donnent la pression ou la contrainte admissible de service à comparer avec la pression ou la contrainte maximale de service du composant.

Pour les cylindres ou sphères sous pression externe, la pression critique est déterminée à l'aide de diagrammes en fonction d'un coefficient A calculé à partir de paramètres géométriques. Dans le code, la contrainte critique σ_C se calcule ainsi :

$$\sigma_C = \frac{\alpha \cdot \eta \cdot \sigma_E}{FS} \quad (1)$$

avec : σ_E contrainte critique élastique
 α coefficient de réduction dû aux défauts
 η coefficient de réduction dû à la plasticité
 FS facteur de sécurité.

Compte tenu de l'analogie entre le code ASME section III et le CODAP, il est possible de déterminer α , η et F. Miller [4], donne les valeurs des coefficients, ceux-ci sont résumés dans le tableau I ci-dessous.

Par ailleurs, les structures conçues doivent être en accord avec les tolérances de fabrication. Dans le cas de cylindres et de sphères sous pression externe, le défaut admissible est une fonction des rapports diamètre extérieur sur épaisseur et longueur sur diamètre extérieur (pour les sphères, la longueur est égale au rayon). Le défaut est compris entre 0.2 et 1 fois l'épaisseur.

Tableau I

	Coefficient dû aux défauts	Facteur de sécurité	Coefficient dû à la plasticité
Cylindre sous pression externe	1	3	E_T/E
Sphère sous pression externe	0,207	4	E_T/E

Dans le cas des fonds soumis à une pression interne, les formulations proposées sont empiriques ajustées sur des résultats expérimentaux.

Fonds torisphériques :

$$e = 0,044 D_e \left(\frac{P}{f}\right)^{0,67} \frac{(R_c/D_e)^{0,73}}{(r_c/D_e)^{0,53}}$$

Fonds elliptiques :

$$e = 0,044 D_e \left(\frac{P}{f}\right)^{0,6} \left[\left(\frac{D_1}{2h_2}\right)^2 - 3 \right]^{0,4}$$

- P : pression de calcul
- e : épaisseur du fond
- D_e : diamètre extérieur du fond
- D₁ : diamètre intérieur du fond
- h₂ : flèche intérieure du fond elliptique
- r_c : rayon de carre du fond torisphérique
- f : contrainte nominale de calcul = R_m/3
- R_m : limite ultime

IV - COMPARAISON CODAP-RCC-MR

Une comparaison des règles du CODAP et du RCC-MR avec des résultats expérimentaux a été effectuée pour les cylindres et sphères sous pression externe et fonds bombés sous pression interne.

Les résultats sont présentés en annexe II et sur les figures 10 et 11 pour les essais B et C concernant des cylindres sous pression externes, pour les essais D concernant les sphères sous pressions externes.

Les calculs ont été effectués sans tenir compte du coefficient de sécurité, et en utilisant les propriétés des matériaux déterminées sur des éprouvettes représentatives des maquettes pour permettre d'éprouver le conservatisme des méthodes d'analyse. La méthode proposée par Miller [4] qui est un peu plus conservatrice que les procédures du CODAP, est utilisée ici.

On peut faire les remarques suivantes sur ces figures :

Pour les cylindres sous pression externe calculés ici, les règles du CODAP s'avèrent trop optimistes en prévoyant des charges critiques supérieures à l'expérience. Il est vrai que les défauts des structures sont hors des tolérances de fabrication admises par le CODAP.

Pour les sphères sous pression externe, on constate que le CODAP et le RCC-MR donnent des résultats très proches.

Pour les fonds bombés sous pression interne, le RCC-MR propose à la fois des règles entre le flambage dans l'annexe A7 et des règles spécifiques aux fonds dans l'annexe A15. Les règles de cette dernière annexe sont identiques à celles du CODAP.

D'une façon générale, on peut constater que, pour de faibles défauts, le RCC-MR donne des prédictions précises des charges de flambage. Pour des défauts importants, les performances relatives des deux codes varient selon les structures. Au-delà de des tolérances, le RCC-MR seul reste conservatif.

V - CONCLUSIONS

Le Laboratoire des Règles de Dimensionnement et de Mécanique Statique et le Comité RAMSES au CEA ont développé une méthode simplifiée de détermination de la charge critique pour le flambage instantané sous charge monotone.

Cette méthode a été introduite comme règle d'analyse simplifiée dans le RCC-MR (Règles de conception et de construction des matériels mécaniques pour les Réacteurs à Neutrons Rapides).

Elle tient compte de l'abaissement de la charge critique de flambage dû à la plasticité, aux défauts de forme et au caractère stable ou instable de post flambage, cette réduction de charge est obtenue à partir de la charge d'Euler avec un coefficient donné par des abaques. Ces abaques sont utilisables pour tous types de structures, indépendants du mode de chargement comme de la température (pour les aciers inoxydables type 316L) et couvrent des défauts allant de 0 à 5 fois l'épaisseur de la paroi.

La méthode du RCC-MR, basée sur l'analyse de la charge critique d'une poutre sous compression axiale, a été validée sur plus de 60 résultats expérimentaux obtenus sur des maquettes représentatives de coques minces soumises à des chargements divers tels que pression interne ou externe, compression axiale, cisaillement... et dont les défauts variaient de 0 à 4 fois l'épaisseur de la coque.

Le RCC-MR reste applicable pour des défauts dont la taille atteint plusieurs fois l'épaisseur, tels qu'on en rencontre dans les grandes structures des réacteurs rapides.

Les comparaisons effectuées avec les règles du CODAP, pour les structures que celles-ci considèrent montrent que:

- pour de faibles défauts, la méthode du RCC-MR est très performante,
- pour des défauts proches des tolérances du CODAP, les performances relatives des différentes méthodes dépendent du type de structure considérée.

ANNEXE I

EVALUATION DU COEFFICIENT μ

La valeur théorique du coefficient μ peut être calculée à partir de la théorie de Koiter [12]. En effet, elle prédit que pour des défauts petits, le facteur de réduction de charge s'écrit :

$$(1 - A_c)^2 = K \delta_0 A_c$$

où $A_c = \frac{\lambda_c}{\lambda_E}$ et δ_0 est un défaut maximal rapporté à l'épaisseur e .

La solution de cette équation est :

$$A_c = 1 + \frac{K}{2} \delta_0 + \sqrt{K \delta_0 + \left(\frac{K}{2} \delta_0\right)^2}$$

L'équation de base des diagrammes peut s'écrire avec les mêmes notations :

$$A_c \delta = \delta - \delta_0 + \mu' (\delta - \delta_0)^2 \quad \text{où } \mu' = \frac{\mu}{\lambda_E}$$

et la charge de flambage est obtenue quand $\frac{\partial A_c}{\partial \delta} = 0$, donc

$$A_c = 1 + 2\mu' \delta_0 + \sqrt{-4\mu' \delta_0 + (2\mu' \delta_0)^2}$$

et par identification, nous obtenons :

$$\mu' = -K/4$$

L'équation de base des diagrammes apparaît en accord avec la théorie de Koiter en élastique.

Le coefficient K dépend de la géométrie de la coque du type de chargement et de l'interaction entre les défauts et les modes de flambage.

La valeur de K_1 était obtenue par Koiter [3] pour un cylindre en compression axiale :

$$K_1 = \frac{3}{4} \sqrt{3(1 - \nu^2)} = 1,24 \quad \text{en élastique.}$$

Pour un flambage de cylindres minces non axisymétriques, Koiter a déterminé :

$$\frac{K_1}{\sqrt{2}} < K < K_1$$

Pour une sphère sous pression externe, Hutchinson [5] a une valeur maximale :

$$K_1 = \frac{3}{2} \cdot \frac{27}{32} \sqrt{1 - \nu^2} = 1,21$$

Mais, dans le cas général, avec trois modes, la valeur de K est :

$$K_1 = \frac{9}{27} \sqrt{3(1 - \nu^2)} = 0,47$$

La valeur choisie pour les diagrammes correspond à la valeur de μ du cylindre de Koiter :

$$\mu = -\frac{\kappa_1}{4} \lambda_E = -0,31 \lambda_E$$

Ce n'est pas la valeur la plus conservative [15], [16] mais semble suffisante pour la conception des coques.

ANNEXE II

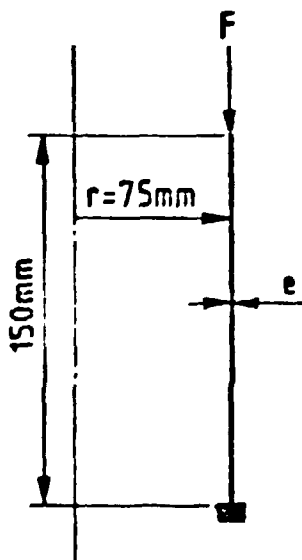
La liste des maquettes testées et les notations utilisées sont :

A : Cylindres INSA	}	avec et sans défaut	flambage instable
B : Cylindres raidis		avec défaut	"
C : Cylindres raidis		"	"
D : Coques hémisphériques		"	"
E : Tores		"	"
F : Coque cylindrique NNC		"	"
G : Cylindres HARVARD		"	"
H : Fonds torisphériques		"	flambage stable
I : Cylindres	}	avec et sans défaut	flambage instable
J : Tubes		sans défaut	"
K : Cylindres minces		"	"

NOTATIONS UTILISEES :

- δ_0 = défaut rapporté à l'épaisseur de la paroi
- λ_E = charge critique de flambage élastique sans défaut
- λ_y = charge pour laquelle un des points de la structure atteint la limite de 0,22
- λ_{exp} = charge critique de flambage expérimentale
- λ_{B1} = charge critique de flambage obtenue selon la méthode de construction des diagrammes. RCC-MR
- λ_{B2} = charge critique de flambage obtenue selon le CGDAP.

A) COQUES CYLINDRIQUES INSA [6]



5 coques cylindriques en nickel sont soumises à de la compression uniaxiale. Les essais ont été effectués à l'INSA de Lyon en 1982-1983.

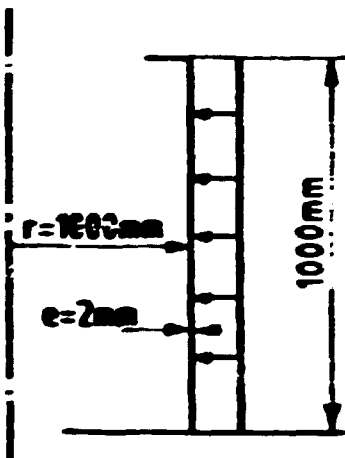
N° de la coque	e (mm)
31.01.82	0,2
23.11.82	0,12
18.06.82	0,155
29.03.83	0,174
31.01.83	0,175

	δ_0	λ_y (N) ($\times 10^4$)	λ_E (N) ($\times 10^4$)	λ_E/λ_y	λ_{exp} (N) ($\times 10^4$)	λ_{B1} (N) ($\times 10^4$)	$\lambda_{exp}/\lambda_{B1}$
31.01.82	0	4.147	2.127	0.51	1.87	2.11	0.88*
23.11.82	0	2.092	0.940	0.45	0.76	0.76	1.00
18.06.83	0	3.798	1.735	0.46	1.315	1.44	0.9*
29.03.83	2	1.9210	1.3792	0.718	0.665	0.288	2.3
31.01.83	2	1.508	0.8731	0.579	0.51	0.253	2.01

* Ces valeurs seraient égales à 1 en prenant δ_0 de l'ordre de 0,01 soit un défaut de l'ordre de 1,7 μ , difficilement détectable dans cette géométrie.

Le CODAP ne prévoit pas ce type de chargement.

B) CILINDRES RAIDIS



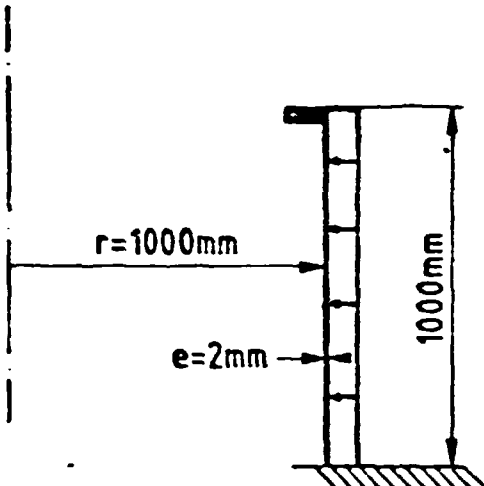
2 viroles sont encastrees à leur extrémité inférieure. Libres à l'autre extrémité. Elles sont soumises à une pression externe uniforme. Le matériau utilisé est de l'acier 304 L. Les essais ont été effectués en 1983 à Saclay.

	δ_0	λ_E (MPa)	λ_y (MPa)	λ_E/λ_y	λ_{exp} (MPa)	λ_{B1} (MPa)	$\lambda_{exp}/\lambda_{B1}$
B ₁	2.8	0.0415	0.6	0.07	0.0270	0.00880	3.1
B ₂	2.8	0.0415	0.6	0.07	0.0234	0.00680	2.66

Les effets de distribution sont négligés dans les tableaux géométriques mais une application est à prévoir.

	λ_{B2} (MPa)	$\lambda_{exp}/\lambda_{B2}$
B ₁	0.0415	0.65
B ₂	0.0415	0.56

C) CYLINDRES RAIDIS



3 viroles sont raidies à l'une de leur extrémité et encastrées à l'autre. Elles sont soumises à une pression externe uniforme. Le matériau utilisé est de l'acier 304 L. Les essais ont été effectués en 1982 à Saclay.

RCC-MR

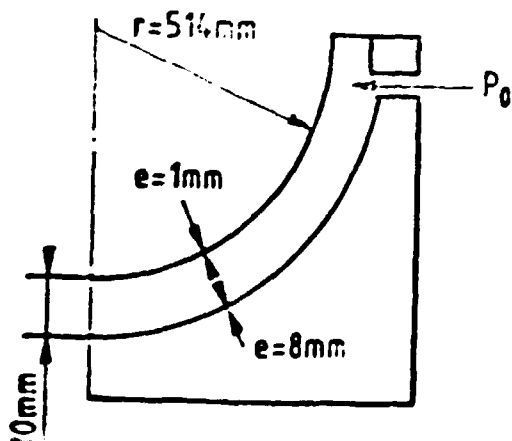
	δ_o	λ_E (MPa)	λ_y (MPa)	λ_E/λ_y	λ_{exp} (MPa)	λ_{B1} (MPa)	$\lambda_{exp}/\lambda_{B1}$
V ₁	1.5	0.0427	0.134	0.32	0.0305	0.0102	2.98
V ₂	1.1	0.0427	0.134	0.32	0.03	0.0122	2.42
V ₃	1.2	0.0427	0.134	0.32	0.0283	0.0118	2.38

CODAP

Les défauts de fabrication sont au-delà des tolérances géométriques mais une application est néanmoins faite :

	λ_{B2} (MPa)	$\lambda_{exp}/\lambda_{B2}$
V ₁	0.0427	0.73
V ₂	0.0427	0.7
V ₃	0.0427	0.66

D) COQUES HEMISPHERIQUES CEA [7]



2 cuves ont été soumises à une pression externe. Elles sont en acier inoxydable type 304. L'essai a été effectué durant l'année 1982.

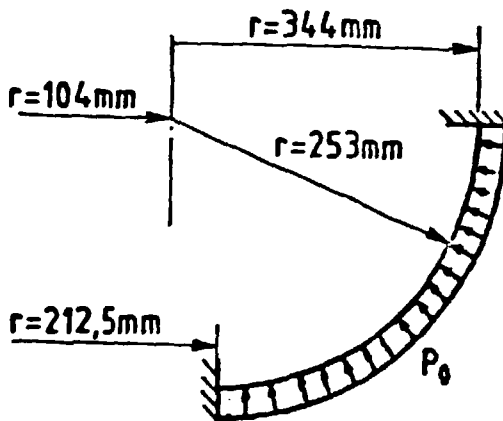
RCC-MR

	δ_0	λ_E (MPa)	λ_y (MPa)	λ_E/λ_y	λ_{exp} (MPa)	λ_{B1} (MPa)	$\lambda_{exp}/\lambda_{B1}$
CH1	0.48	0.78	0.62	1.25	0.355	0.168	2.11
CH2	0.5	0.707	0.47	1.5	0.22	0.131	1.67

CODAP

	λ_{B2} (MPa)	$\lambda_{exp}/\lambda_{B2}$
CH1	0.161	2.2
CH2	0.146	1.50

E) TORES



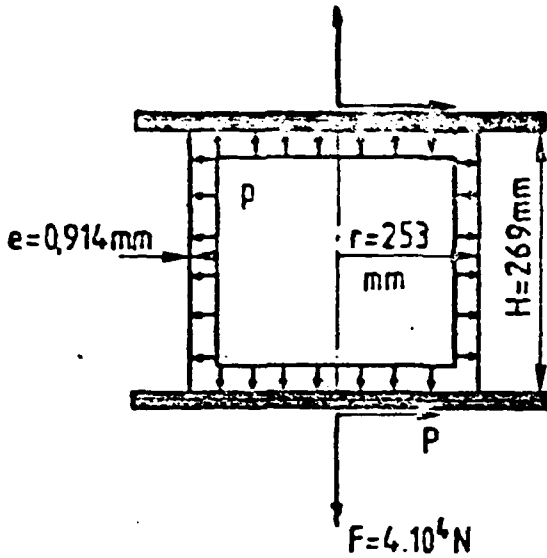
3 tores encastrés à leurs extrémités sont soumis à une pression externe. Le matériau est de l'acier type 304. Les essais ont été effectués à Saclay en 1982.

RCC-MR

	δ_0	λ_E (MPa)	λ_y (MPa)	λ_E/λ_y	λ_{exp} (MPa)	λ_{B1} (MPa)	$\lambda_{exp}/\lambda_{B1}$
6/2	0.9	0.695	0.38	1.82	0.15	0.071	2.12
6/3	0.6	0.542	0.44	1.23	0.17	0.105	1.62
6/1	0.5	0.777	0.54	1.43	0.253	0.145	1.74

Le CODAP ne prévoit pas ce type de structure.

F) COQUE CYLINDRIQUE NNC [14]



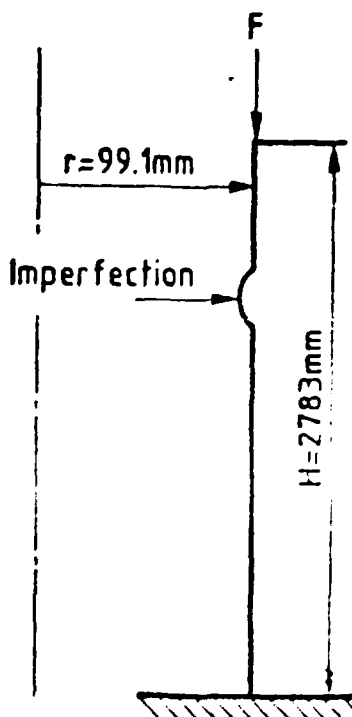
Une coque cylindrique est soumise à une pression interne p , un effort de traction F et un effort de cisaillement P . Les efforts p et F sont maintenus constants tandis que P , l'effort de cisaillement croît. La coque est en acier inoxydable. L'essai a été effectué à NNC (GB) en 1981.

RCC-MR

δ_o	λ_E (N)	λ_y (N)	λ_E/λ_y	λ_{exp} (N)	λ_{B1} (N)	$\lambda_{exp}/\lambda_{B1}$
0.5	$12 \cdot 10^4$	$9.9 \cdot 10^4$	1.21	$7.7 \cdot 10^4$	$2.64 \cdot 10^4$	2.92

Le CODAP ne prévoit pas ce type de chargement.

G) CYLINDRES AVEC DEFAUT [8]



Des essais de flambage sur des cylindres en époxy avec imperfections axi-symétriques ont été effectués à l'Université d'Harvard (E.U.). La fourniture comprenait 7 cylindres de rayon identique, d'épaisseur variable.

	e (mm)
D_1	0.614
D_2	0.477
D_3	0.487
D_4	0.477
D_5	0.546
D_6	0.599
D_7	0.452

Les caractéristiques du matériau sont : $E = 2.71 \cdot 10^3 \text{ MPa}$ $\nu = 0,4$.

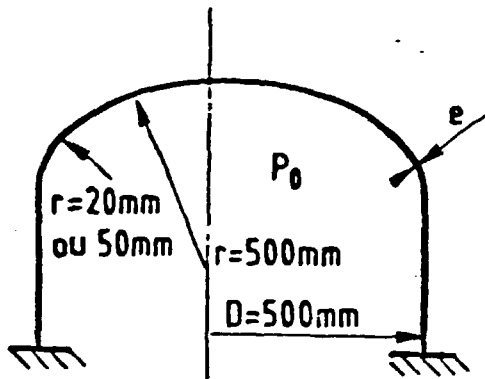
Les calculs sont effectués en élastique, la courbe du matériau n'étant pas fournie.

RCC-MR

	δ_0	$\lambda_E \text{ (MPa)}$	$\lambda_{\text{exp}} \text{ (MPa)}$	$\lambda_{B1} \text{ (MPa)}$	$\lambda_{\text{exp}}/\lambda_{B1}$
D1	0.331	10.57	5.002	5.628	0.88
D2	0.367	8.2	7.2	4.22	1.7
D3	0.39	8.389	5.27	4.24	1.24
D4	0.328	8.2	3.68	4.27	0.84
D5	0.102	9.4	6.71	6.59	1.018
D6	0.733	10.31	3.55	4.1	0.86
D7	0	7.78	7.15	7.78	0.919

Le CODAP ne prévoit pas ce type de chargement.

H) FONDS TORISPHERIQUES [9]



16 fonds ont été testés à Saclay. Ils sont en acier A42T3 obtenu par repoussage. Ils ont été soumis à une pression interne. 3 résultats sont présentés ici.

n°	e (mm)
T8	0.5
T12	0.5
T14	1

RCC-MR - Annexe A7

	δ_0	$\lambda_E \text{ (MPa)}$	$\lambda_y \text{ (MPa)}$	λ_E/λ_y	$\lambda_{\text{exp}} \text{ (MPa)}$	$\lambda_{B1} \text{ (MPa)}$	$\lambda_{\text{exp}}/\lambda_{B1}$
T8	0.8	0.422	0.11	3.03	0.158	0.0394	3.8
T12	4.	0.669	0.2	3.34	0.176	0.022	7.78
T14	2.	3.33	0.45	7.4	0.54	0.081	6.66

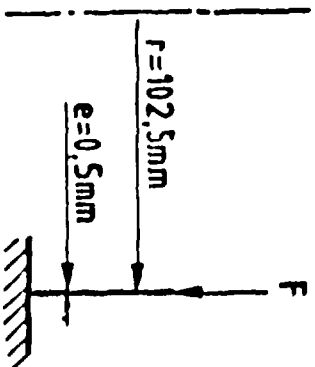
Annexe 15

	$\lambda_{B2} \text{ (MPa)}$	$\lambda_{\text{exp}}/\lambda_{B1}$
T8	0.031	5.1
T12	0.29	6.07
T14	0.2	2.69

CODAP règle C3.1.5.1

	$\lambda_{B2} \text{ (MPa)}$	$\lambda_{\text{exp}}/\lambda_{B2}$
T8	0.031	5.1
T12	0.29	6.07
T14	0.2	2.69

I) CYLINDRES [7]



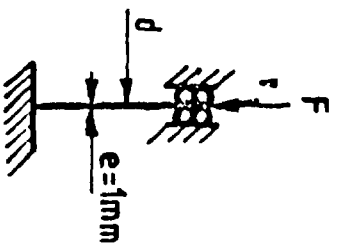
8 maquettes en acier au carbone XC18, XC38 et A48P2 sont soumises à de la compression uniaxiale. Les essais ont été effectués à Saclay en 1981.

RCC-MR

	δ_0	λ_E (N) ($\times 10^4$)	λ_Y (N) ($\times 10^4$)	λ_E/λ_Y	λ_{exp} (N) ($\times 10^4$)	λ_{B1} (N) ($\times 10^4$)	$\lambda_{exp}/\lambda_{B1}$
1	0	12	7.197	1.66	6.9	5.14	1.34
2	0	12	7.197	1.66	6.45	5.14	1.25
3	0	12	7.197	1.66	6.1	5.14	1.18
4	0.188	12	7.197	1.66	6.55	2.9	2.25
5	0.421	12	7.197	1.66	5.8	2.07	2.81
6	0	12	7.197	1.66	6.45	5.14	1.25
7	0	12	10.6	1.13	7.8	7.49	1.04
8	0	12	9.375	1.28	7.	6.76	1.03

Le CODAP ne prévoit pas ce type de chargement.

J) TUBES (ESSAIS RDMS)



Les tubes en 316 encastres à leurs extrémités, sont de longueur variable. Les défauts ne sont pas mesurés. Les essais ont été effectués à Saclay en 1983.

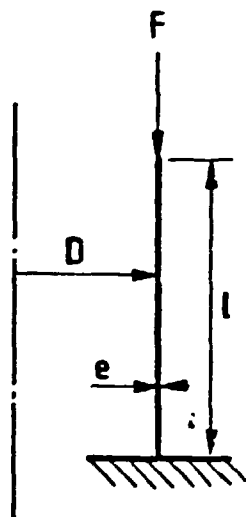
	(cm)	I cm
A	10.3	450
A	10.4	450
B	10.4	600
D	10.3	700
D	10.4	700
A	15.3	665
A	15.4	665
B	15.3	885
B	15.4	885
C	15.4	1105
D	15.3	1105
D	15.4	1105

RCC-MR

	δ_0	λ_E (MPa)	λ_y (MPa)	λ_E/λ_y	λ_{exp} (MPa)	λ_{B1} (MPa)	$\lambda_{exp}/\lambda_{B1}$
A 10.3	0	528.97	277.44	1.9	224.22	218	1.03
A 10.4	0	528.97	277.44	1.9	219.68	218	1.01
B 10.4	0	297.47	281.81	1.055	183.09	159.5	1.14
D 10.3	0	218.52	280.4	0.78	164.42	143.56	1.14
D 10.4	0	218.52	280.4	0.78	163.13	143.56	1.14
A 15.3	0	525.8	238.89	2.2	200.09	182	1.1
A 15.4	0	525.8	238.89	2.2	202.94	182	1.11
B 15.3	0	296.9	243.22	1.22	172.96	126	1.36
B 15.4	0	296.9	243.22	1.22	175.95	126	1.39
C 15.4	0	190.45	231.84	0.82	141.95	113	1.25
D 15.3	0	190.45	236.46	0.805	151.46	119	1.27
D 15.4	0	190.45	236.46	0.805	137.34	119	1.15

Ce type de structure flambe en poteau, ce cas n'est pas prévu par le CODAP.

K) CYLINDRES MINCES (Essais RDMS)



16 tubes cylindres ont été testés à Saclay en flambage. Ils sont en 304 L et les essais ont été effectués au DMT et les défauts ne sont pas mesurés.

Composition des lots

Lot	Diamètre extérieur (mm) D	Épaisseur (mm) e	Rapport D/e	Longueur (mm) l
I	219,1	2	109	600
II	160	2	80	600
III	160	2	80	300
IV	100	2	50	300

RCC-MR

lot	n° tube	δ_0	λ_E (MPa)	λ_y (MPa)	λ_{exp} (MPa)	λ_E/λ_y	λ_{B1} (MPa)	$\lambda_{exp}/\lambda_{B1}$
I	5 6 7 8	0	719	264	250	2.72	199	1.26
II	1 2 9 10	0	726	303	288.9	2.39	262	1.1
III	4 11 12 13	0	922	303	312	3.04	270	1.16
IV	3 14 15 16	0	628	303	340	2.07	260	1.31

ANNEXE III

METHODE SIMPLIFIEE DU CODAP

Un cylindre soumis à une pression externe uniforme, flambe symétriquement par rapport à son axe.

La pression de flambage élastique d'un cylindre de longueur l infinie et de rayon R , soit un rapport l/R élevé, est :

$$P_E = \frac{E e^3 (n^2 - 1)}{12 R^3 (1 - \nu^2)}$$

avec $\nu = 0.3$ et le nombre de modes, $n = 2$, est celui qui donnera la charge critique la plus faible :

$$P_E = \frac{2.2}{3} E \frac{e^3}{2R}$$

mais dans le cas plus général où il est nécessaire de tenir compte de l'effet des extrémités, l'équation s'écrit :

$$P_E = \frac{e}{R} \frac{E}{(1-\nu^2)} \frac{1}{FS} \left[\frac{1 - \nu^2}{(n^2 - 1) \left(1 + \left(\frac{n^2 l^2}{\pi^2 R^2} \right)^2 \right)} + \frac{e}{12R^2} \left(\frac{n^2 - 1 + 2n^2 - 1 - \nu}{\frac{n^2 l^2}{\pi^2 R^2} + 1} \right) \right]$$

avec l longueur du cylindre, donc A s'écrit :

$$A = \frac{P_E R \alpha}{e E} \quad [10]$$

Pour éviter de faire des calculs, le CODAP propose des courbes l/D en fonction de A pour différents rapports D/e (l = longueur du tube) et (D = diamètre extérieur).

Sphère sous pression externe

La pression de flambage élastique d'une sphère est :

$$P = \left(\frac{2E}{[3(1-\nu^2)]^{1/2}} \right) e/R^2$$

Donc A s'écrit :

$$A = \frac{\alpha P_E R}{2 e E}$$

$$A = \frac{2\alpha}{(3(1-\nu^2))^{1/2}} \frac{e}{R}$$

avec $\alpha = 0,207$ et $\nu = 0,3$

$$A = 0,125 e/R$$

Une fois obtenue la déformation A, avec la courbe de traction du matériau, le module tangent est, semble-t-il, évalué pour la déformation A et on écrit l'équation suivante :

$$\sigma_C = \frac{E_T}{E} \frac{A}{FS}$$

Pour éviter de faire de difficiles mesures de E_T , le CODAP propose des courbes pour différents matériaux A fonction de $\frac{E_T}{E} A$.

REFERENCES

- [1] Règles de conception et de construction des Matériels mécaniques des flots Nucléaires RNR (Edition provisoire AFCEN 1983) - Article RB 3270 et annexe A7, 1^{ère} édition juin 1985 (en vente à l'AFNOR).
- [2] CODAP SNCT AFIAP Edition 1980, Révision d'octobre 1984.
- [3] W.T. KOITER
The effect of axisymmetry imperfection on the buckling of cylindrical shells under axial compression.
Koninkl. Ned. Akad. Wetenschap Proc. B.66, 265-270 (1963).
- [4] C.D. MILLER
Research Related to Buckling Design Containment
Nucl. Eng. Des. 70 (1984).
- [5] J.W. HUTCHINSON
Imperfection sensitivity of externally pressurised spherical shells
J. App. Mech. 34 (1967) 49-55.
- [6] N. WAECKEL et al.
Experimental Studies on the Instability of Cylindrical Shells with initial geometric imperfections.
PVP Vol. 89 ASME.
- [7] A. COMBESCURE et al.
A review of ten years of theoretical and experimental work in buckling. Recent Advances in Nuclear Component testing and Theoretical Studies on Buckling
PVP vol.89 ASME.
- [8] J.W HUTCHINSON et al.
Effect of a local axisymmetric imperfection on the buckling behavior of a Circular Cylindrical Shell under Axial Compression AIAA
Journal vol. 9 January 1971.
- [9] R.L. ROCHE, B. AUTRUSSON
Experimental tests on buckling of torispherical heads comparison with plastic bifurcation analysis on Recent Advances in Nuclear Component Testing and Theoretical Studies on Buckling
ASME Book PVP vol.89 (San Antonio Tex. 1984).
- [10] L.E. BROWNELL, E.H. YOUNG,
Process Equipment Design, Wiley 1959.
- [11] B. AUTRUSSON, D. ACKER, J. DEVOS
Design rules against elasto-plastic buckling, SMIRT VIII.
- [12] W.T. KOITER
On the stability of elastic equilibrium (In Dutch)
Thesis Delft, H.J. Paris, Amsterdam 1945.
- [13] A. MOREL, R. DEL BOCCARRO, G. BAYLAC
Design and Fabrication Studies for Large French LMFBR components
PVP - Vol. 89 (1984).
- [14] M. DOSTAL
Proposal for Analytical and Experimental Work on Buckling of Primary Vessel under Transverse Load to CEC
WGCS 2 FRD/DM (81) 394.

[15] B.O. AMROTH
Influence of imperfections and edge restraint on the buckling of axially
compressed cylinders
NASA CR-432 April (1966).

[16] C.L. DYM et N.J. HOFF
Perturbation solutions for the buckling problems of axially compressed thin
cylindrical shells of infinite or finite length.
J. Appl. Mech. Vol. 35 n° 4, p. 754, 1968.

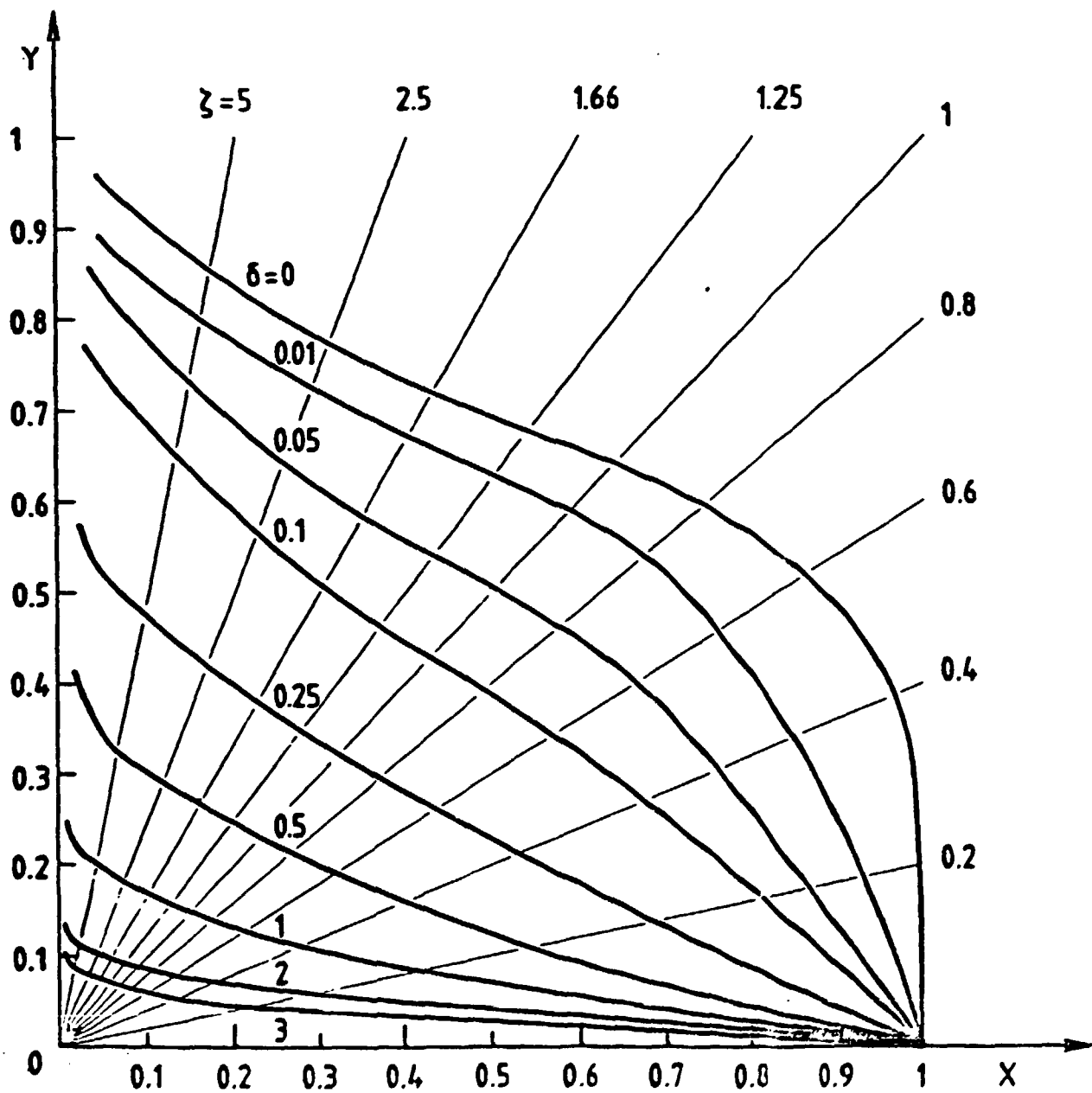


Fig. 1 - Caractéristiques du matériau 316L
Diagramme de post bifurcation stable

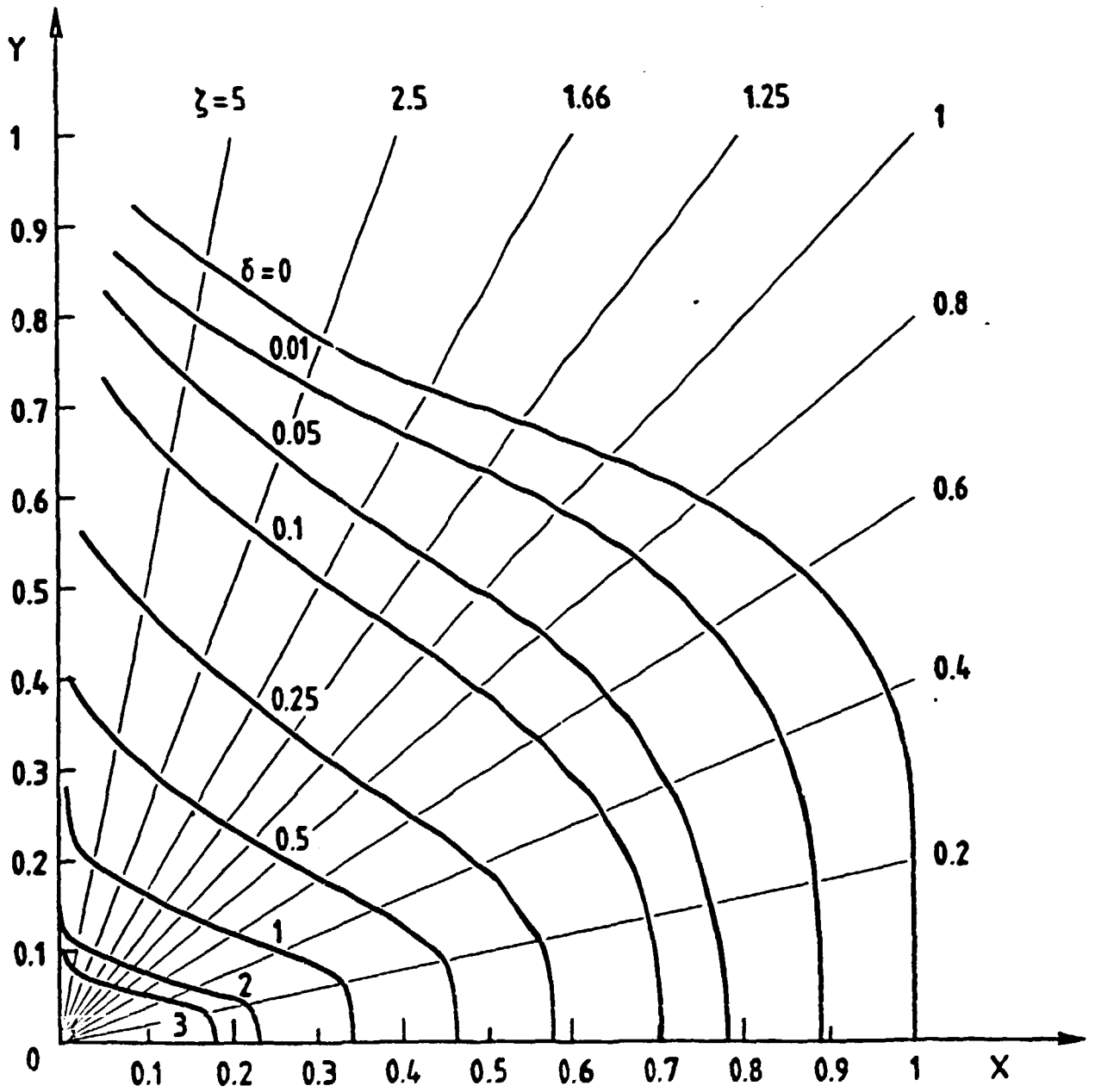


Fig. 2 - Caractéristiques du matériau 316L
 Diagramme de post bifurcation instable

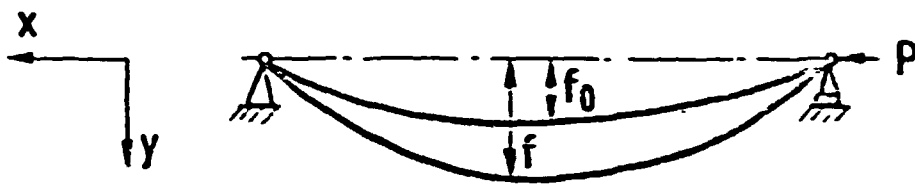


Fig. 3 - Flambage d'une coque avec une flèche initiale f_0

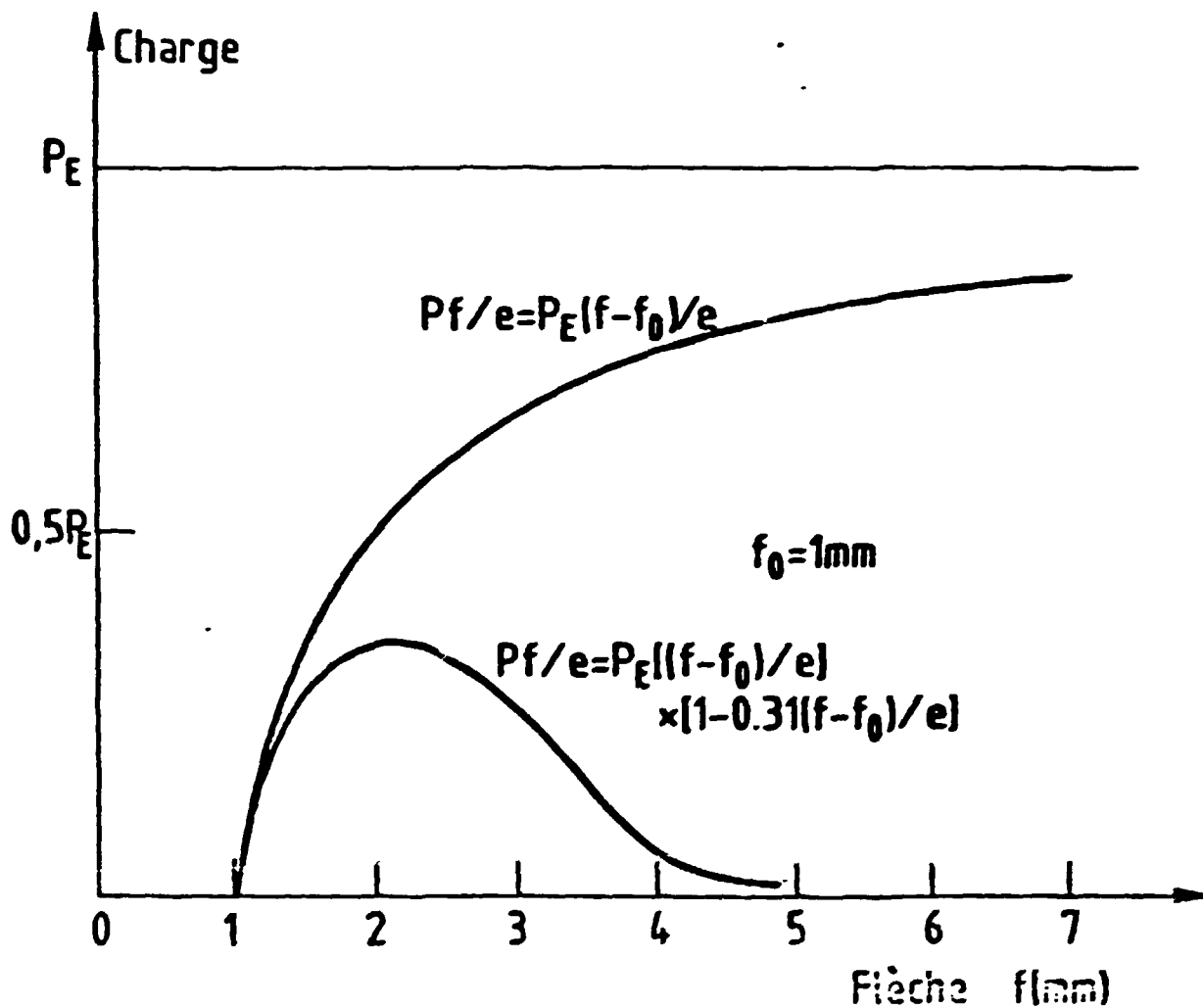


Fig. 4 - Variation de la charge en fonction de la flèche effet du post-flambage

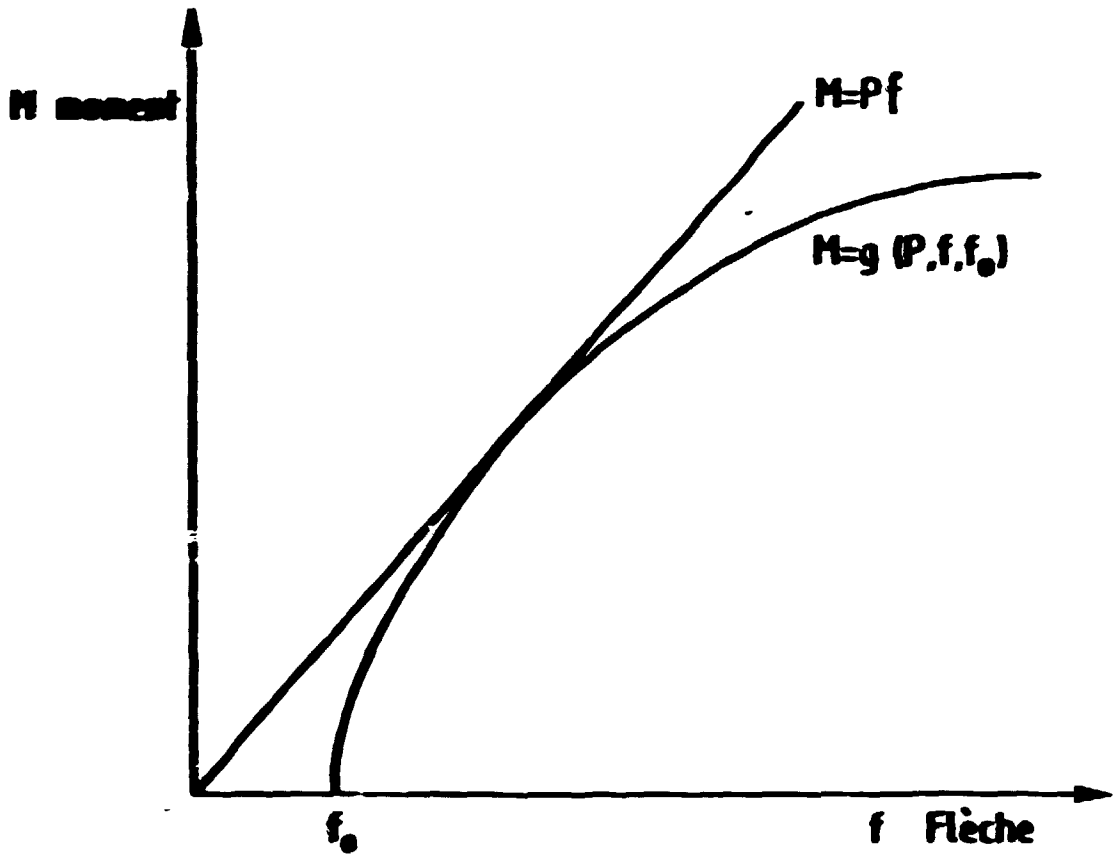


Fig. 5 - Variation de moment en fonction de la flèche

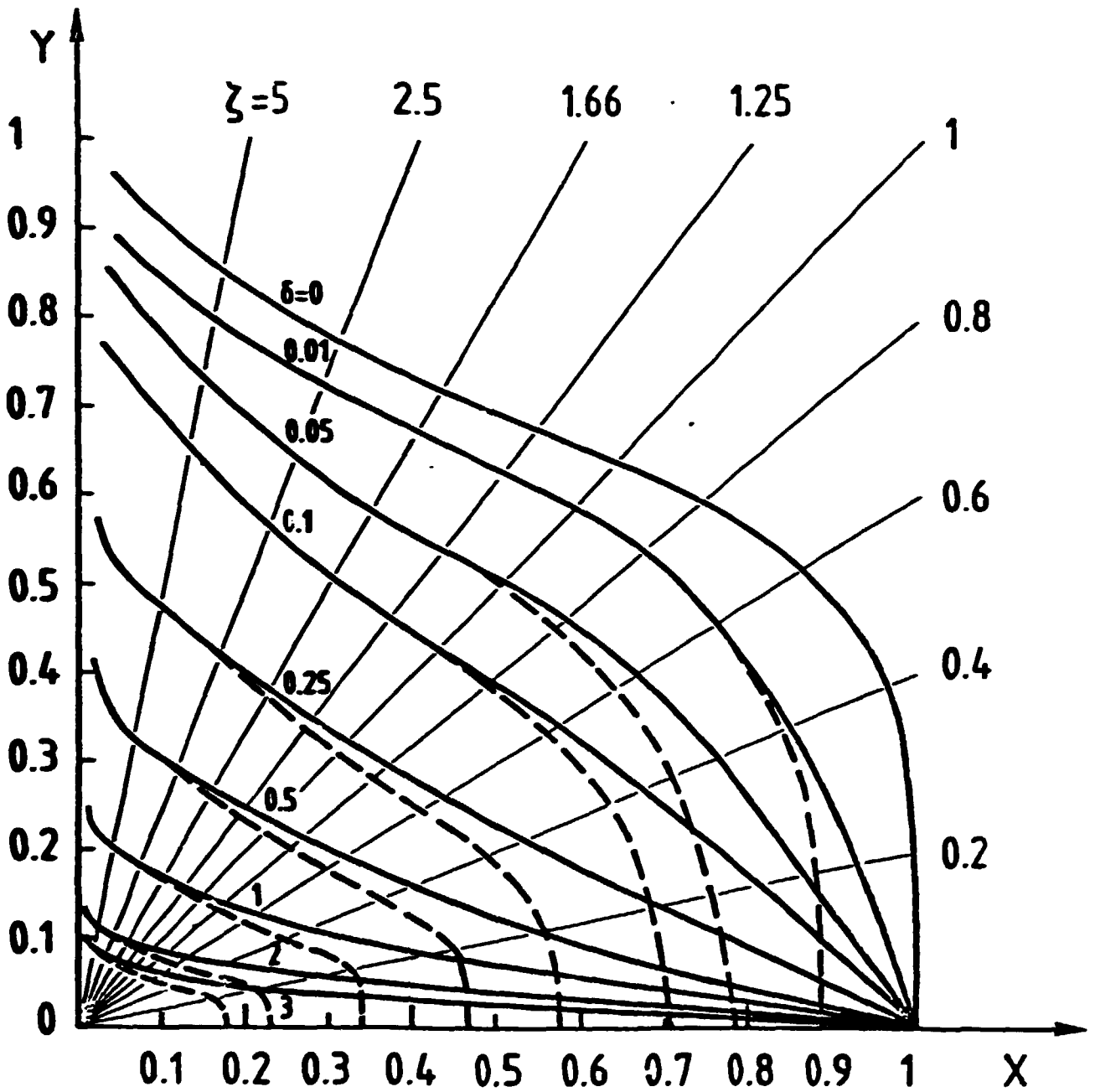


Fig. 6 - Diagrammes de flambage
Effet de la plasticité

— $\mu = 0$
 - - $\mu = -0,31 P_E$

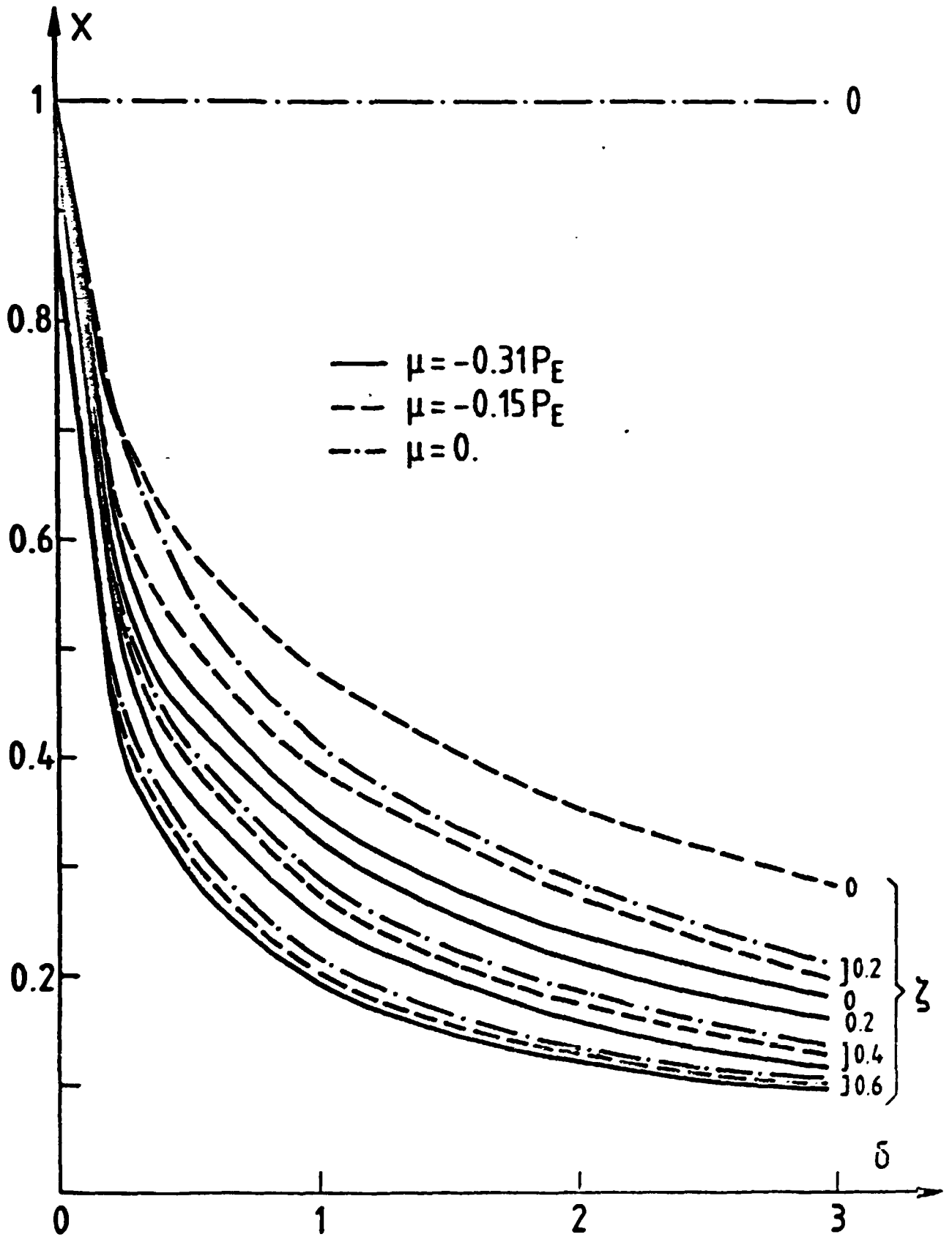


Fig. 7 - Influence de l'instabilité

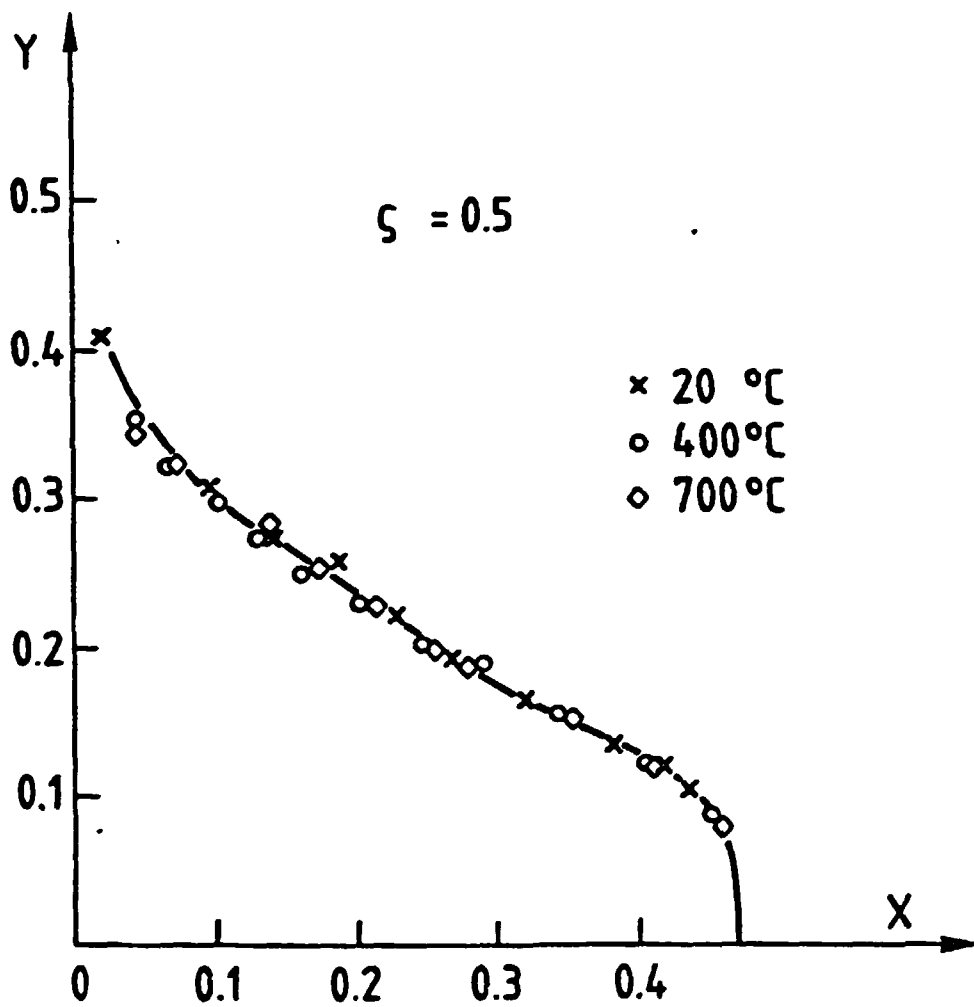


Fig. 8 - Influence de la température

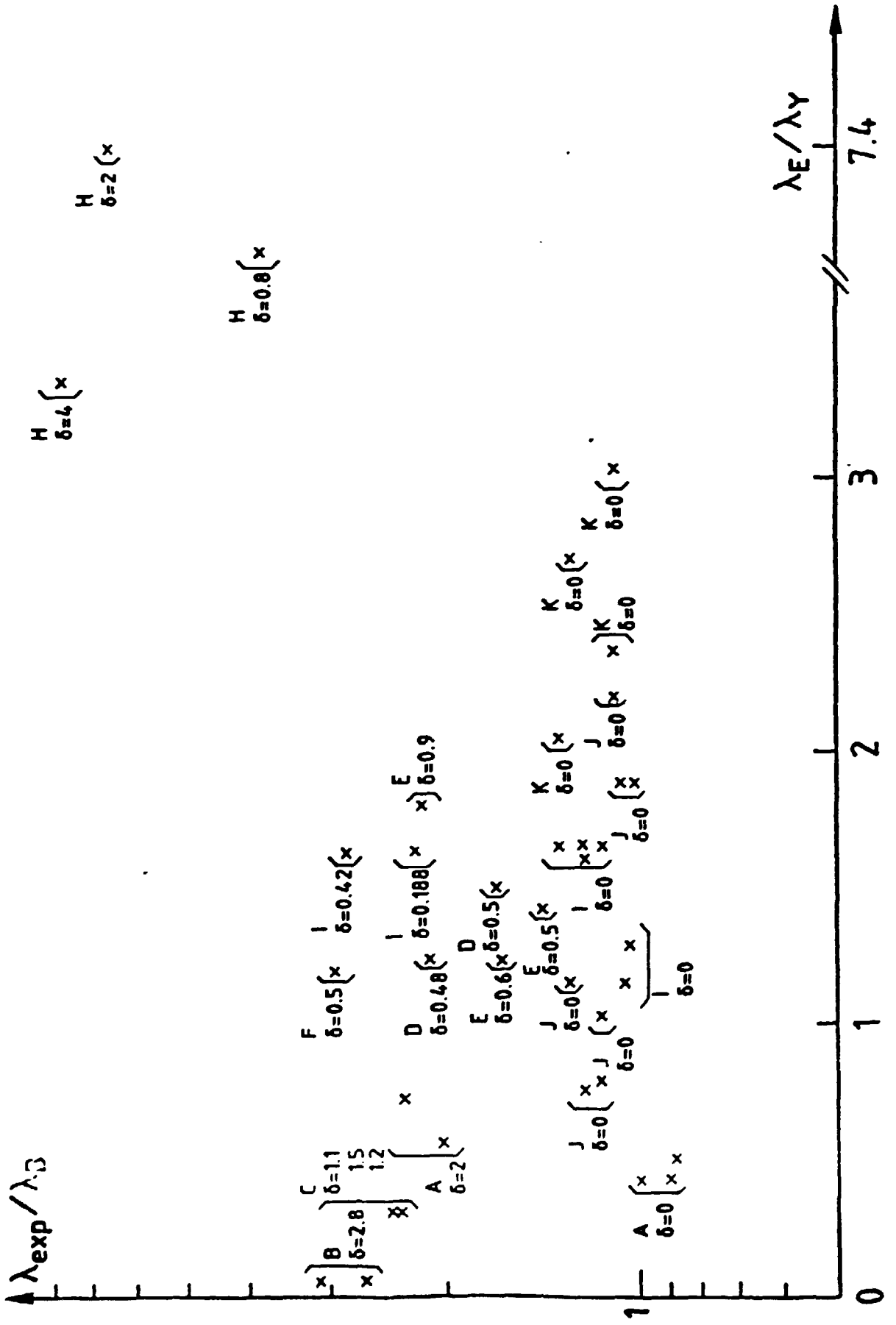


Fig. 9 - Validation de la méthode simplifiée

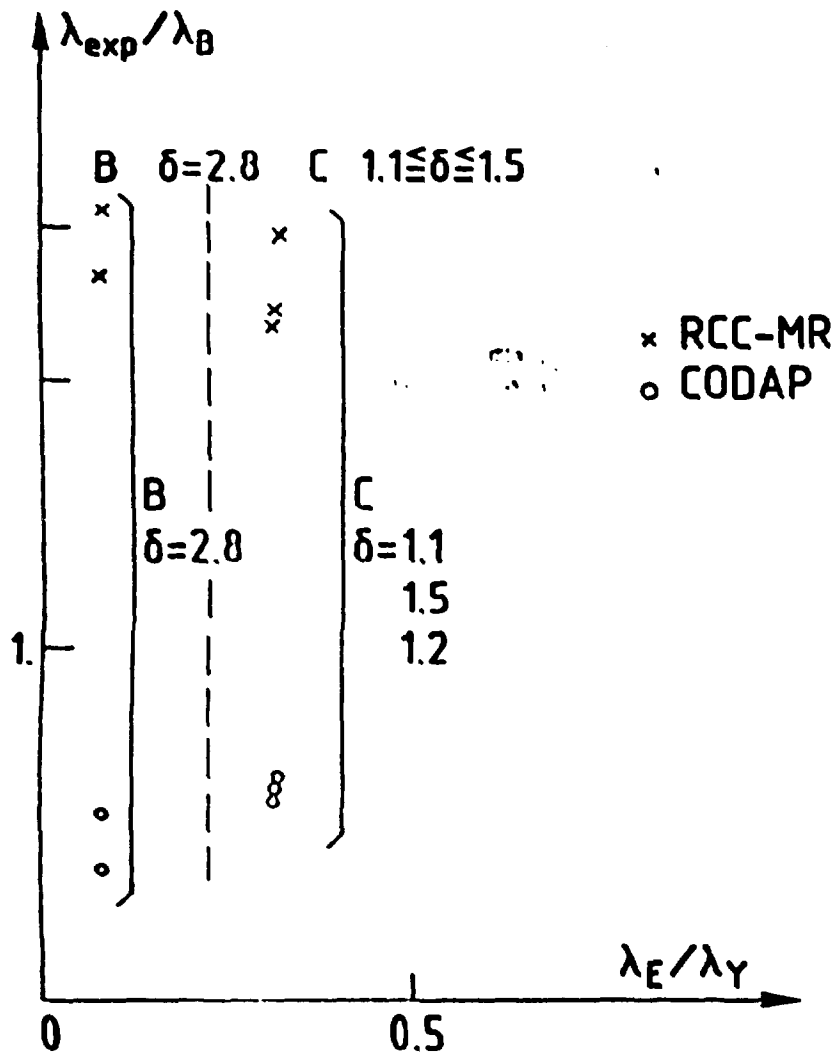


Fig. 10 - Cylindres sous pression externe

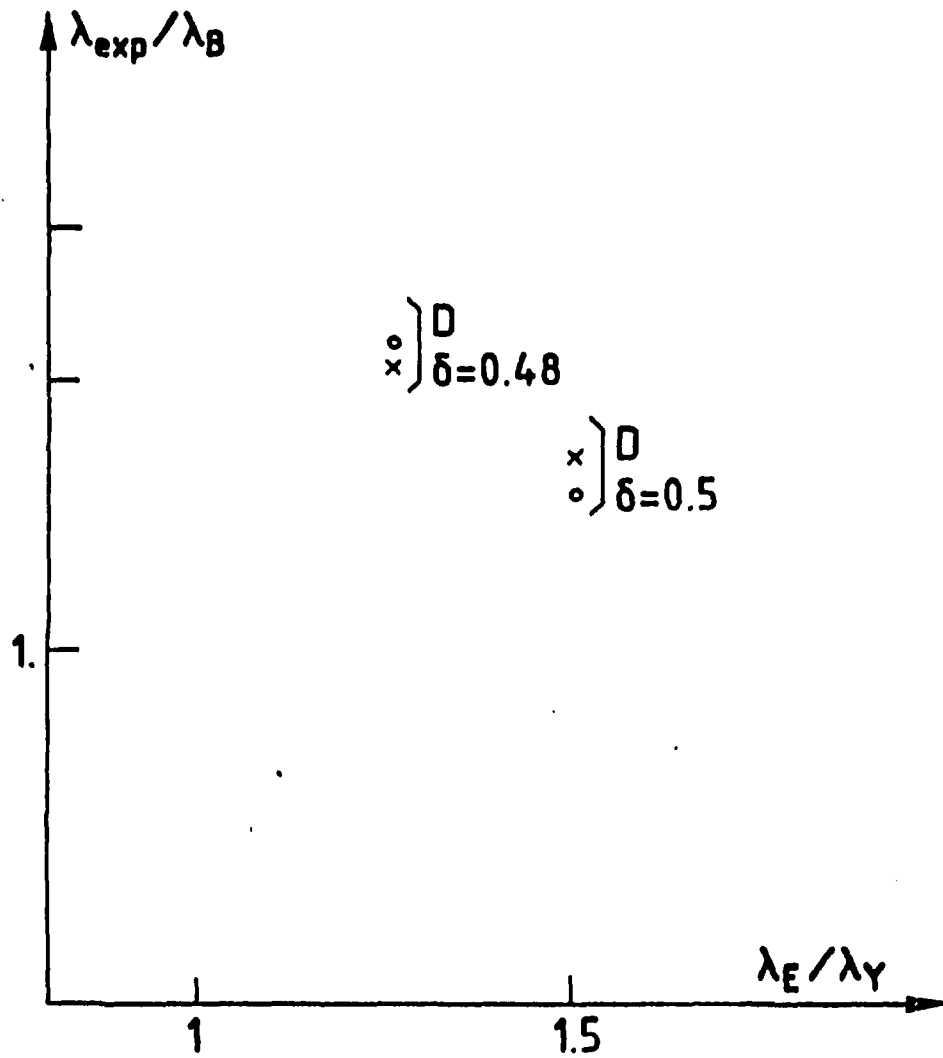


Fig. 11 - Tores et sphères sous pression externe