Zeitschrift: IABSE congress report = Rapport du congrès AIPC = IVBH Kongressbericht

Band: 5 (1956)

Artikel: Flambement de colonnes en acier A. 37, à profil en double té, sollicitées obliquement

Autor: Campus, F. / Massonnet, C.

DOI: https://doi.org/10.5169/seals-6111

Nutzungsbedingungen

Die ETH-Bibliothek ist die Anbieterin der digitalisierten Zeitschriften auf E-Periodica. Sie besitzt keine Urheberrechte an den Zeitschriften und ist nicht verantwortlich für deren Inhalte. Die Rechte liegen in der Regel bei den Herausgebern beziehungsweise den externen Rechteinhabern. Das Veröffentlichen von Bildern in Print- und Online-Publikationen sowie auf Social Media-Kanälen oder Webseiten ist nur mit vorheriger Genehmigung der Rechteinhaber erlaubt. Mehr erfahren

Conditions d'utilisation

L'ETH Library est le fournisseur des revues numérisées. Elle ne détient aucun droit d'auteur sur les revues et n'est pas responsable de leur contenu. En règle générale, les droits sont détenus par les éditeurs ou les détenteurs de droits externes. La reproduction d'images dans des publications imprimées ou en ligne ainsi que sur des canaux de médias sociaux ou des sites web n'est autorisée qu'avec l'accord préalable des détenteurs des droits. En savoir plus

Terms of use

The ETH Library is the provider of the digitised journals. It does not own any copyrights to the journals and is not responsible for their content. The rights usually lie with the publishers or the external rights holders. Publishing images in print and online publications, as well as on social media channels or websites, is only permitted with the prior consent of the rights holders. Find out more

Download PDF: 12.07.2025

ETH-Bibliothek Zürich, E-Periodica, https://www.e-periodica.ch

IV c 3

Flambement de colonnes en acier A. 37, à profil en double té, sollicitées obliquement

Buckling of St. 37 steel, double tee section columns, submitted to obliquous compression forces

Untersuchungen über das Knicken von Stahlstützen in St. 37 bei schiefem Kraftangriff

Encurvadura de colunas de aço A. 37, de secção em duplo tê, solicitadas obliquamente

F. CAMPUS C. MASSONNET
Université de Liège
Liège

Le mémoire ci-après présente un bref résumé de recherches exécutées sous les auspices de la C. E. C. M. (Commission Belge pour l'Etude de la Construction Métallique). Ces recherches, dont le compte-rendu in extenso a été publié ailleurs [1], ont eu pour but de résoudre par la voie théorique et expérimentale le problème du dimensionnement des barres comprimées obliquement dans leur plan d'inertie maximum. Ce problème se présente dans les barres comprimées des poutres en treillis et dans les colonnes des ossatures et est de ce fait très important pour la pratique.

Les essais ont été exécutés sur 92 poutrelles à ailes larges (profil DIE 10 et 20) ou étroites (profil PN S 22) faites en acier A.37. Ces poutrelles étaient chargées d'une force de compression oblique dont la ligne d'action était située dans le plan de l'âme et présentait des excentricités d'extrémités e_1 et e_2.

Les essais ont porté sur les valeurs suivantes des paramètres (fig. 1)

$$\frac{e_2}{e_1} = +1;\ 0; -1;$$

élancement pour le flambement normalement à l'âme:

$$\lambda = 40 - 60 - 80 - 100 - 130 - 175.$$

Rapport de l'excentricté e_1 au rayon du noyau central:

$$m = 0{,}5 - 1 - 3.$$

Les diagrammes de flexion composée ainsi réalisés sont représentés à la figure 2.

Avant d'exécuter les essais de flambement proprement dits, on a étudié de façon approfondie les propriétés mécaniques des barres, en effectuant des essais de traction et de compression sur de nombreuses éprouvettes prélevées dans toutes les zones de la section droite.

Les éprouvettes de compression étaient de petits parallélipipèdes rectifiés essayés par l'intermédiaire d'une «subpress», dispositif consistant essentiellement en une enclume et un piston sans jeu latéral appréciable. Par ce moyen, on a pu relever à l'aide de jauges électriques collées sur les éprouvettes d'excellents diagrammes (σ, ε) jusqu'au delà de la fin du palier d'écrasement (fig. 3), sans que l'éprouvette flambe prématurément.

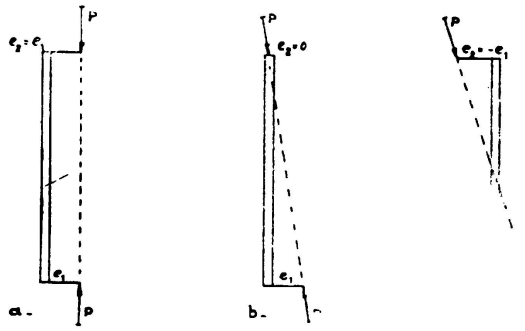

FIG. 1

Les résultats des mesures effectuées montrent une variation sensible de la limite élastique d'un point à l'autre des profils; par exemple dans le profil DIE 20, cette limite varie de 22 à 26,5 Kg/mm² dans la semelle. On a mesuré, en outre, les tensions résiduelles de laminage dans les trois profils expérimentés, à l'aide de déformètres mécaniques de 300 mm de base. Les diagrammes obtenus (par exemple figure 4 pour le profil DIE 20) montrent l'existence d'importantes tensions résiduelles ayant dans chacun des rectangles composant le profil, une allure parabolique.

En particulier, on a mesuré, dans les trois profils, de fortes tensions résiduelles de compression aux extrémités des ailes, qui atteignent 13 Kg/mm² dans le cas du profil DIE 20. Ces tensions résiduelles diminuent la résistance des barres au flambement par flexion transversale.

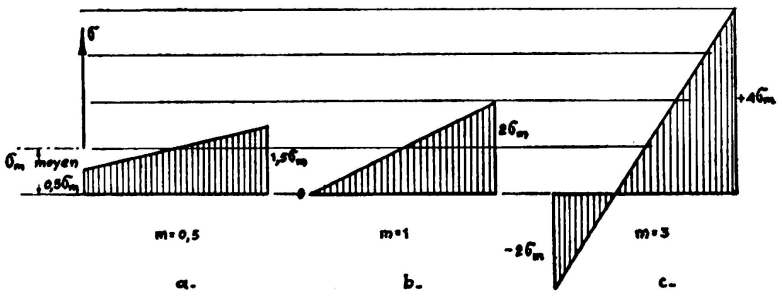

FIG. 2

Si l'on admet que la section droite de chaque semelle reste plane au cours des déformations de flexion, on peut établir le diagramme tensions-dilatations moyen applicable à cette semelle quand le profil se déforme par flexion composée dans le plan de son âme. Pour cela, on part du diagramme (σ, ε) expérimental relevé sur les éprouvettes de compression et on en décale l'origine 0 en hauteur d'une quantité égale à la tension résiduelle mesurée en ce point du profil (fig. 5).

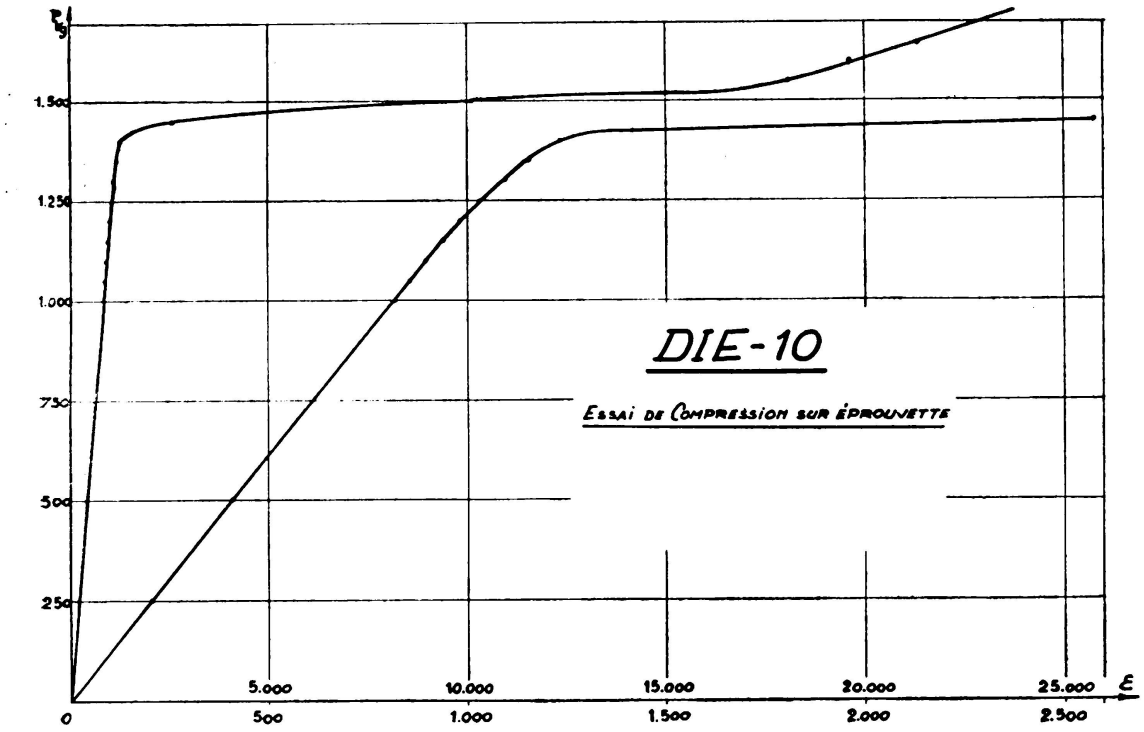

FIG. 3

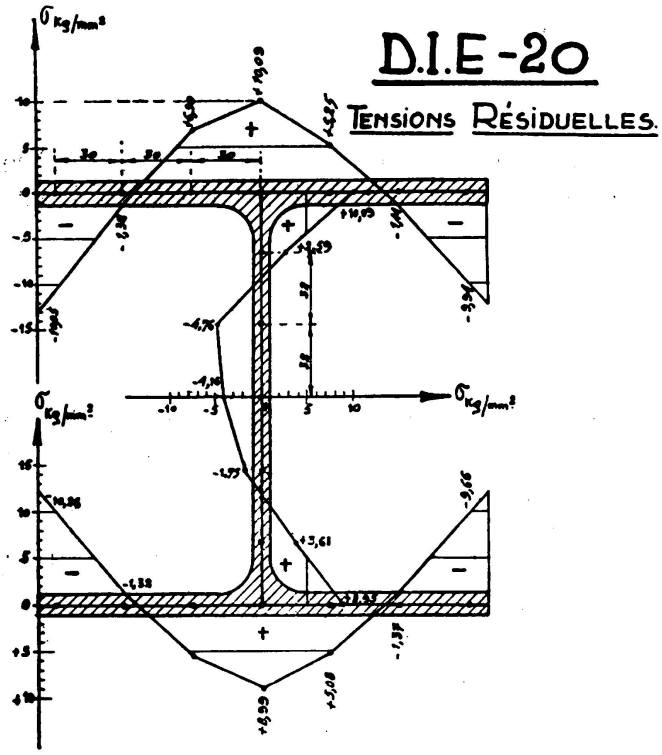

FIG. 4

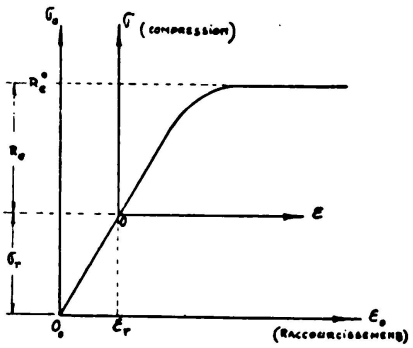

FIG. 5

En faisant ensuite la moyenne de tous les diagrammes (σ, ε) ainsi modifiés, on obtient un diagramme tensions dilatations moyen de la semelle, de nature théorico-expérimentale. Ce diagramme est en bon accord avec le diagramme expérimental obtenu en mesurant le raccourcissement moyen de tronçons entiers de poutrelles soumises à la compression pure. Il présente (fig. 6) une limite de proportionnalité beaucoup plus basse (R_p 8,4 Kg/mm²) que celle relevée sur éprouvettes isolées et par consé-

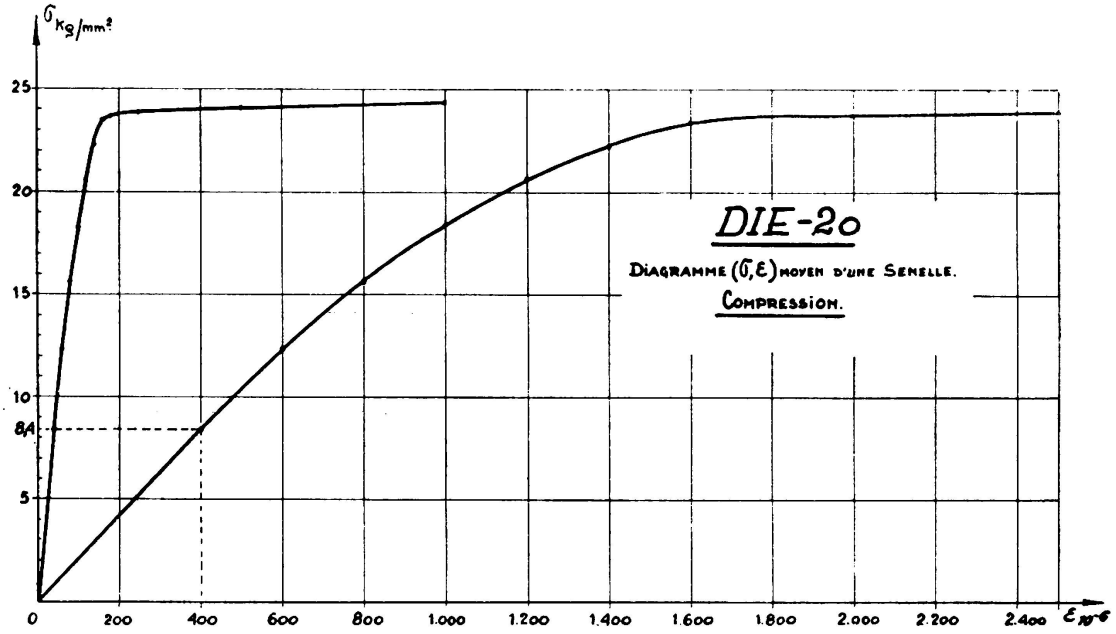

FIG. 6

quent un domaine plastique beaucoup plus étendu. Ce diagramme diffère fortement du diagramme à palier indéfini mis à la base de la plupart des théories du flambement plastique.

*

Dans les essais de flambement proprements dits, la caractéristique essentielle a été l'emploi d'appuis sphériques sous pression d'huile réalisant de façon quasi- parfaite l'appui simple à la fois dans le plan de l'âme et dans le plan normal à l'âme (fig. 7).

Ces appuis, qui sont lubrifiés par de l'huile sous pression, travaillent en régime hydrodynamique et réalisent de ce fait la condition d'appui simple avec une précision impossible à réaliser par le moyen d'appuis à couteaux. En effet, en mettant en contact les deux taques d'appui, on peut réaliser, par la juxtaposition des deux demi-sphères, une sphère complète et on peut aisément mesurer le moment M qu'il faut appliquer pour faire pivoter cette sphère sous une charge de compression P. On a

trouvé expérimentalement, pour toute charge comprise entre 0 et 300 tonnes, $e = \frac{P}{M}$ inférieur à 0,2 mm, ce qui correspond pour chaque appui, à une erreur inférieure au dixième de millimètre.

Les déformations de la barre au cours de l'essai de flambement étaient mesurées à l'aide de 20 comparateurs au centième de millimètre

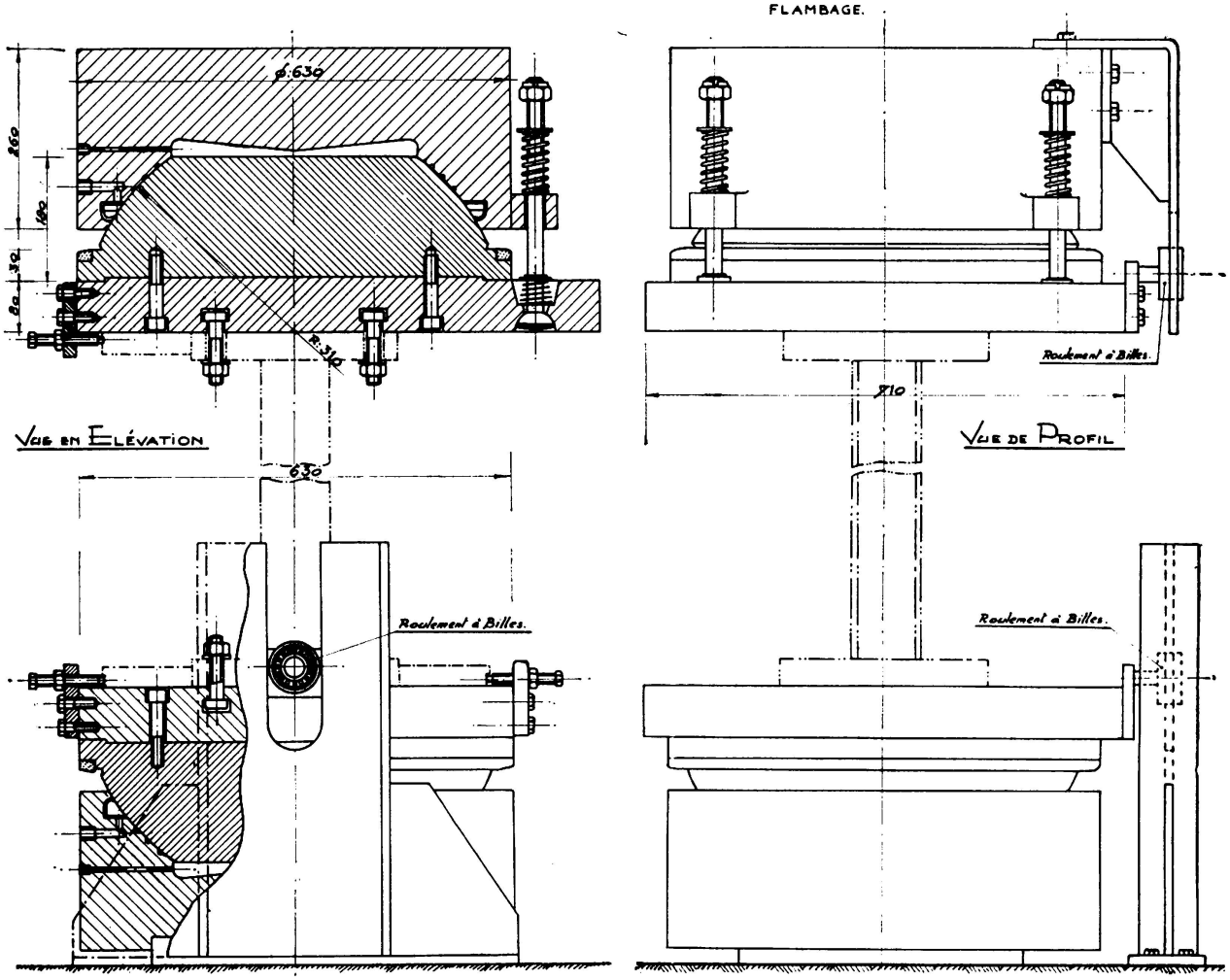

FIG. 7

disposés aux niveaux 0,1/4, 1/2, 3l/4, et l, à raison de 4 appareils par niveau. A chaque niveau, les appareils étaient disposés de la manière représentée en coupe horizontale à la figure 8; les comparateurs étaient actionnés par des fils très fins attachés à l'extrémité de règles rigides fixées sur la colonne, ceci afin d'augmenter la précision des mesures de torsion et d'éviter le bris des appareils par suite d'un flambement brusque de la colonne.

La photographie fig. 9 donne une vue de l'appui à rotule inférieur.

Les photos figures 10 et 11 représentent l'ensemble du dispositif d'essai.

La grande majorité des 92 barres essayées ont péri de la façon suvinte:

Après une déformation plastique plus ou moins grande par flexion composée dans le plan de leur âme, elles ont flambé par flexion normalement à l'âme accompagnée de torsion (fig. 10).

Seul, un petit nombre de barres, surtout celles à excentricités terminales opposées, ont été ruinées par excès de flexion plastique aux extrémités (fig. 11) accompagné, dans le dernier stade, par un voilement local des ailes comprimées.

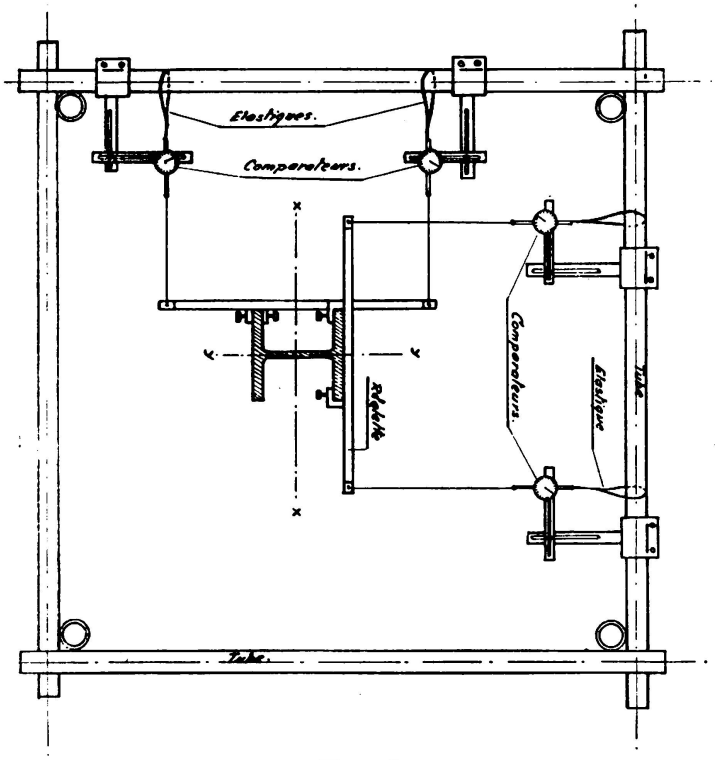

FIG. 8

Nous considérons donc que ces essais ont mis particulièrement en lumière l'importance des déformations par torsion, qui ont pour effet de diminuer très sensiblement la grandeur de la charge critique. Par ailleurs, ils doivent, à notre avis, inciter les constructeurs à une grande prudence dans l'application de la méthode dite «des rotules plastiques» à des ossatures comprenant des éléments comprimés.

*

Dans l'analyse théorique des résultats d'essai, on a jugé indispensable d'établir à la fois des formules simples, pouvant servir de base à une méthode de dimensionnement utilisable en pratique, et des méthodes de calcul serrant la réalité d'aussi près que possible, mais nécessairement d'application compliquée.

La place dont nous disposons ne nous permet de dire que quelques mots de ces méthodes perfectionnées.

Nous sommes parvenus à généraliser pour le domaine plastique la théorie élastique du flambement par flexion et torsion des pièces chargées avec une excentricité constante. Cette théorie a été développée complètement pour un profil à âme évanouissante et dont les semelles posséderaient un diagramme (σ, ε) quelconque, construit en tenant compte de la répartition réelle des propriétés élastoplastiques et des tensions résiduelles comme nous l'avons expliqué ci-dessus.

La différence essentielle entre cette théorie et la théorie élastique du flambement par flexion et torsion est que, au fur et à mesure que la

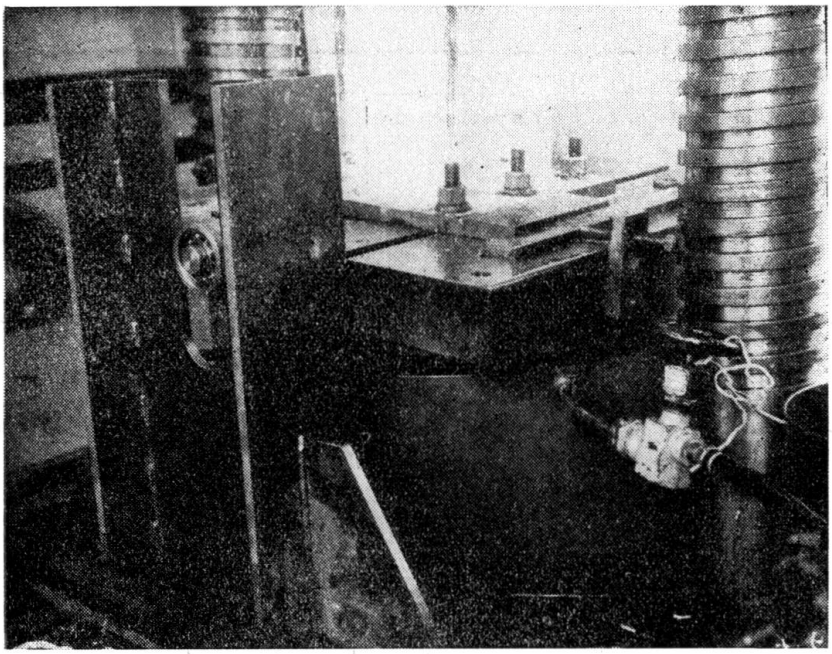

FIG. 9

semelle intérieure de la barre se plastifie, les caractéristiques géométriques du profil se modifient. Tout se passe comme si cette semelle voyait sa section diminuer et si on avait affaire à un double té à ailes inégales. De ce fait, le centre d'élasticité E et le centre de cisaillement O de la section droite se rapprochent continuellement de la semelle extérieure de la colonne, comme le montre la figure 12.

Signalons aussi que la théorie est systématiquement basée sur le concept de SHANLEY, d'après lequel les déformations de flambement se produisent pendant que la charge P s'accroît, de sorte que les dilatations ε ne décroissent en aucun point du métal.

Comme le montre le tableau 1 ci-dessous, cette théorie a été trouvée en excellent accord avec l'expérience dans les 9 cas où la comparaison a été effectuée pour le profil DIE 20. Pour les barres à profil PN 22 S, l'accord est moins parfait mais cependant bon.

TABLEAU 1

Comparaison des charges critiques théorique et expérimentale de flambement élastoplastique *par flexion et torsion*

(en tonnes)

DIE 20

λ \ m	0,5		1		3	
	expérimentale	théorique	expérimentale	théorique	expérimentale	théorique
60	84,8	85,2	64,8	66,2	32,8	35,5
80	71,0	75,0	59.0	59,0	32,5	32,5
100	62,5	62,7	53,5	51,0	29,0	29,5

PN — 22 S.

λ \ m	0,5		1		3	
	expérimentale	théorique	expérimentale	théorique	expérimentale	théorique
60	65,8	73,0	53,8	57,4	—	—
80	67,1	66,0	53,8	53,8	28,8	29,8
100	59,8	54,1	53,0	48,6	26,9	28,6
130	—	—	—	—	25,5	24,9

TABLEAU 2

Comparaison des charges critiques théorique et expérimentale de flambement élastique *par flexion et torsion*

(en tonnes)

Profil DIE—10					Profil PN—22 S				
λ	$\frac{e_2}{e_1}$	m	P critique théorique	P critique expériment.	λ	$\frac{e_2}{e_1}$	m	P critique théorique	P critique expériment.
175	+1	0,5	15,2	13,8	175	+1	0,5	26,6	27,0
		1	14,0	12,5			1	25,4	25,8
	0	0,5	15,3	11,8		0	0,5	25,7	25,6
		1	—	—			1	25,4	25,3
	−1	0,5	—	—		−1	0,5	—	—
		1	15,2	14,0			1	25,5	25,4
180	+1	0,5	26,1	22,8	130	+1	0,5	46,3	45,5
							1	44,7	43,6
	0	0,5	25,9	25,0		0	0,5	—	—
							1	46,3	44,0
	−1	0,5	25,7	30,0		−1	0,5	46,7	44,3
		1	25,6	24,1			1	46,3	48,5

Les barres les plus longues du programme d'essais ($\lambda = 130$ ou 175) ont flambé élastiquement par flexion et torsion, à condition que l'excentricité de l'effort ne soit pas trop grande ($m = 0{,}5$ et 1). La table 2 ci-dessous donne les valeurs théoriques obtenues pour ces cas ainsi que les valeurs expérimentales. On voit que l'accord est bon ou très bon, à une ou deux exceptions près.

*

Nous allons maintenant examiner quelle formule simple de dimensionnement peut être proposée sur les bases des expériences effectuées. Pour faciliter la discussion, nous nous placerons dans le stade de ruine plutôt que dans les conditions de service.

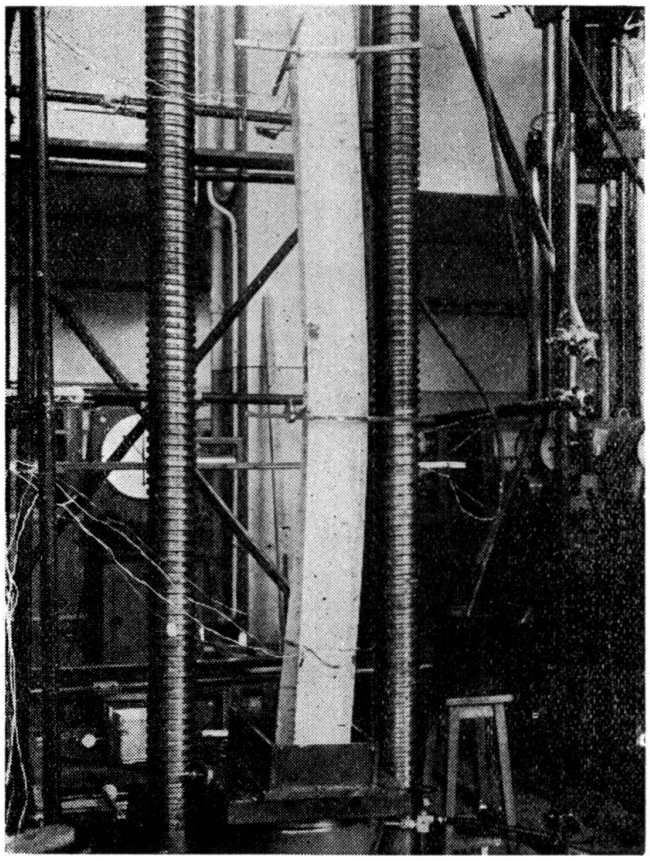

FIG. 10

Une remarque préalable s'impose : nos essais ont montré qu'une barre comprimée obliquement peut périr de deux façons essentiellement différentes :

a) par excès de déformation plastique à une extrémité, ou, comme on a l'habitude de dire, par formation d'une rotule plastique à une extrémité ;

b) par flambement proprement dit.

Dans le cas *a*), il n'y a pas flambement et la sollicitation de ruine peut se déterminer par la formule classique de flexion composée

$$\sigma_{max} = \sigma_{comp.} + \sigma_{flexion} = \frac{P}{\Omega} + \frac{M_{max}}{\frac{I}{v}} = R_e,$$

qu'on peut mettre sous la forme

$$\frac{P}{P_o} + \frac{M_{max}}{M_o} = 1,$$

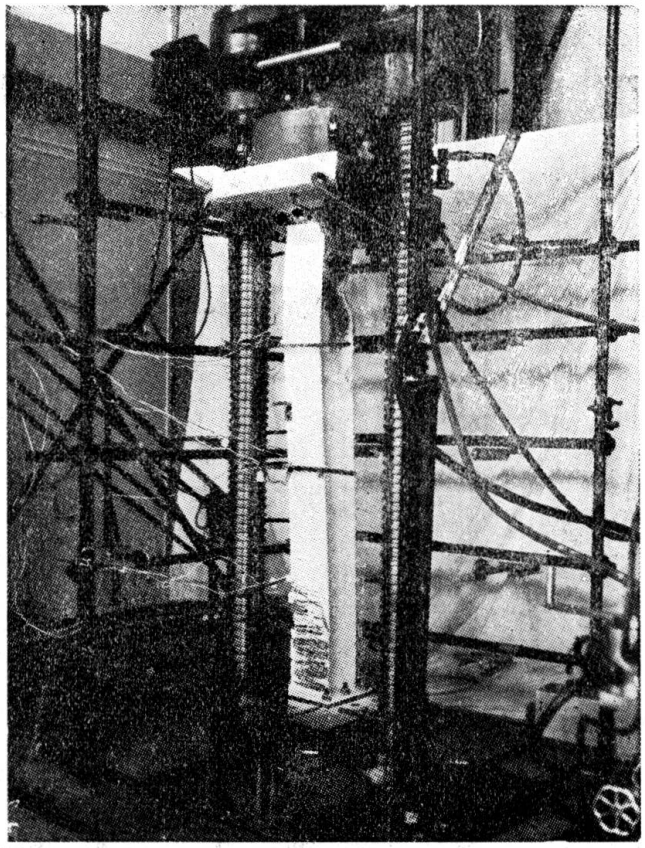

FIG. 11

à condition de poser

$$P_o = \Omega\, R_e, \quad M_o = R_e \frac{I}{v}$$

Dans le cas de flambement proprement dit, il faut perfectionner les formules d'interaction linéaire qu'on trouve dans la plupart des spécifications officielles,, et qui sont également de la forme

$$\frac{P}{P_o} + \frac{M}{M_o} = 1. \qquad (1)$$

A ce point de vue, on peut se poser les trois questions suivantes :

1) Quelles expressions faut-il adopter pour la charge de ruine par flambement centrique, P_o, et le moment de ruine par flexion simple, M_o ?

2) La formule linéaire (1) représente-telle suffisamment bien les résultats d'essais de flambement et théories de ce phénomène, ou bien faut-il, au contraire, en améliorer la structure en adoptant une combinaison non linéaire de M et P ?

3) Quel est le moment M qu'il faut introduire dans la formule (1) quand la barre est sollicitée obliquement et que les moments fléchissants initiaux y sont répartis linéairement entre les valeurs extrêmes $M_1 \equiv Pe_1$ et $M_2 \equiv Pe_2$?

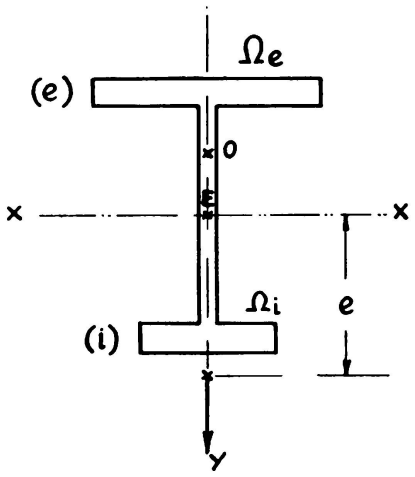

FIG. 12

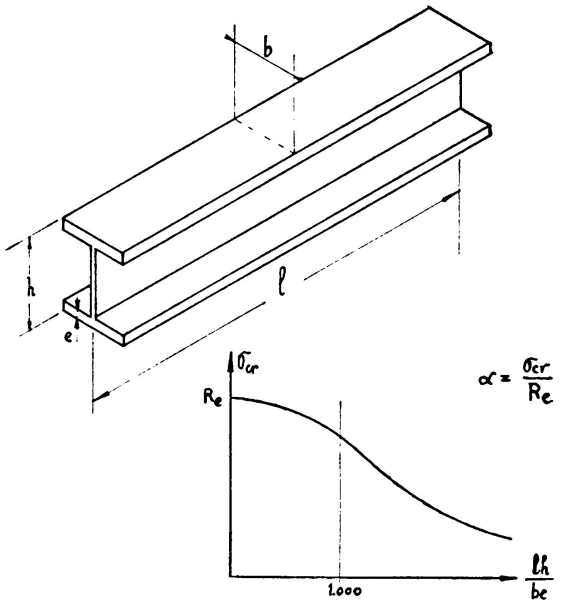

FIG. 13

Nous allons essayer de répondre successivement à ces trois questions.

Tout d'abord, comme l'un de nous l'a montré antérieurement [2], la charge de ruine en cas de flambement centrique est donnée avec une bonne approximation par la formule théorique dite d'Engesser-Shanley

$$P_o = \frac{\pi^2 \quad E_t \quad I}{l^2}$$

où E_t est le module tangent de l'acier pour la tension moyenne de ruine.

Quant au moment fléchissant M_o qui amène la ruine de la barre par flexion simple, il vaudrait

$$M_o = R_e \frac{I}{v}$$

s'il n'y avait pas danger de déversement, car, pour les profils à ailes minces utilisés dans nos essais, le voilement local des ailes se produit rapidement et ne permet guère d'exploiter la capacité de déformation plastique du métal. Seulement, le danger de déversement est toujours présent et a pour effet de réduire la valeur du moment admissible.

L'expression du moment critique de déversement dépend du mode de distribution des charges transversales sur la poutre et est donnée par une formule relativement compliquée. Heureusement, DE VRIES a montré [3] que, pour les profils à larges ailes courament utilisés comme colonnes, la stabilité de la poutre au déversement ne dépendait pratiquement que du paramètre très simple lh/be, où l est la portée de la barre et h, b, e sont les dimensions de la section droite définies à la figure 13. Cela étant, on obtient le moment de ruine en cas de déversement par la formule

$$M_o = \alpha \, R_e \, \frac{I}{v}$$

où α est donné par les expressions

$$\alpha = 1 - 3{,}72.10^{-7} \, (lh/be)^2 \text{ pour } (lh/be) \leq 1000$$

$$\alpha = \frac{628}{lh/be} \text{ pour } lh/be \geq 1000.$$

Nous avons ainsi répondu à la première des trois questions que nous nous étions posées.

Nous devons maintenant répondre à la seconde: la formule d'interaction linéaire.

$$\frac{P}{P_o} + \frac{M}{M_o} = 1$$

représente-t-elle suffisamment bien les résultats des essais, ou bien faut-il en améliorer la structure?

L'étude de la littérature technique nous a montré que les expérimentateurs ayant exécuté récemment aux Etats-Unis des essais sur barres chargées excentriquement recommandent à peu près unanimement de corriger le terme $\frac{M}{M_o}$ de la forme linéaire et d'adopter la formule

$$\frac{P}{P_o} + \frac{M}{M_o \left(1 - \frac{P}{P_E}\right)} = 1$$

où $P = \frac{\pi^2 E I_x}{l^2}$ représente la charge critique d'Euler pour le flambement élastique dans le plan de sollicitation de la barre.

La justification du facteur correctif $(1 - \frac{P}{P_E})$ est d'ailleurs très simple. En effet, si e est l'excentricité initiale de l'effort de compression, cette excentricité augmente par suite de la déformation élastique de la barre soumise à la charge P et vaut pratiquement dans la section médiane

$$\frac{e}{1 - \frac{P}{P_E}}$$

de sorte qu'au moment de la ruine le moment dans cette section vaut:

$$M' = Pe' = \frac{Pe}{1 - P/P_E} = \frac{M}{1 - \frac{P}{P_E}}$$

Il nous reste à répondre à la troisième question: quel est le moment $M_{\text{équivalent}}$ qu'il faut introduire dans la formule d'interaction quand la barre est sollicitée à ses extrémités par des moments différents M_1 et $M_2 \neq M_1$?

L'expression exacte de ce moment serait évidemment extrêmement compliquée, parce qu'elle devrait être basée sur la théorie du flambement par flexion et torsion dans le domaine plastique, dont nous avons donné un bref aperçu ci-dessus. Après examen approfondi de toutes les données du problème, nous avons adopté l'expression du second degré:

$$M_{\text{équiv.}} = \sqrt{0{,}3\ (M_1^2 + M_2^2) + 0{,}4\ M_1\ M_2}$$

qui résulte d'une étude sur le flambement élastique par flexion et torsion à laquelle l'un de nous s'est livré il y a quelques années [3]. Cette formule donne en particulier:

si $M_2 = M_1$: $M_{\text{équiv}} = M_1$;
si $M_2 = 0$: $M_{\text{équiv.}} = 0{,}548\ M_1$;
si $M_2 = -M_1$: $M_{\text{équiv.}} = 0{,}447\ M_1$,

c'est-à-dire qu'elle entraîne une économie d'acier très appréciable vis-à-vis de la règle actuellement en vigueur en Belgique, d'après laquelle on doit adopter en toutes circonstances, le moment fléchissant maximum.

En définitive, la formule de flambement que nous proposons s'écrit explicitement:

$$\frac{P}{\Omega R'_{cr}} + \frac{\sqrt{0{,}3\ (M_1^2 + M_2^2) + 0{,}4\ M_t\ M_2}}{\alpha \left(1 - \frac{P}{P_E}\right) R_e \frac{I}{v}} = 1 \qquad \text{(a)}$$

où α est le coefficient réducteur de déversement dont nous avons parlé plus haut.

Etant donné la complexité du phénomène en cause et la structure volontairement très simple de la formule ci-dessus, on ne peut espérer qu'elle cadrera parfaitement avec nos 92 essais de flambement.

Nous devons nous déclarer satisfaits si:

1) La formule donne toute sécurité, c'est à dire, si dans un diagramme cartésien obtenu en portant

$$y = \frac{P_{ruine}^{expérim.}}{P_o} \text{ en ordonnées}$$

$$\text{et } x = \frac{M_{ruine}^{expérim.}}{M_o\left(1 - \frac{P}{P_E}\right)} \text{ en abscisses,}$$

les points expérimentaux se placent tous au-dessus de la droite d'équation

$$x + y = 1,$$

qui joint les points (1,0) et (0,1) du diagramme.

2) La dispersion de ces points expérimentaux se trouve notablement réduite par rapport à celle que donnent les spécifications actuelles.

Le diagramme figure 14 permet d'apprécier le degré d'accord qui est réalisé par la formule proposée. Par comparaison avec les normes belges en vigueur, en tous cas, la condensation des points aux environs de la droite théorique est très appréciable.

L'accord de la formule (a) avec l'expérience serait encore meilleur si l'on supprimait le facteur $(1 - P/P_E)$ au dénominateur du second terme de la formule. En effet, on obtiendrait alors une figure où la condensation des points serait plus forte. Malheureusement, en même temps que se produit cette condensation, 5 points expérimentaux passent sous la droite, ce qui signifie que la formule simplifiée ne donne plus de sécurité que dans 76 cas sur 92, au lieu de 81 sur 92.

Après l'achèvement de nos recherches théoriques et expérimentales, nous avons eu connaissance d'une publication du professeur Horne [5] où ce dernier propose une méthode de dimensionnement présentant plusieurs points communs avec la nôtre. Cette méthode a incontestablement une base scientifique plus fouillée que la nôtre, que nous avons voulu garder aussi simple que possible; par contre, elle est d'application notablement plus compliquée que la formule que nous proposons.

Nous nous sommes livrés à une comparaison détaillée des charges de ruine théoriques prédites par les deux méthodes avec les charges de ruine expérimentales relevées au cours de nos essais. Le Dr. Horne a, de son

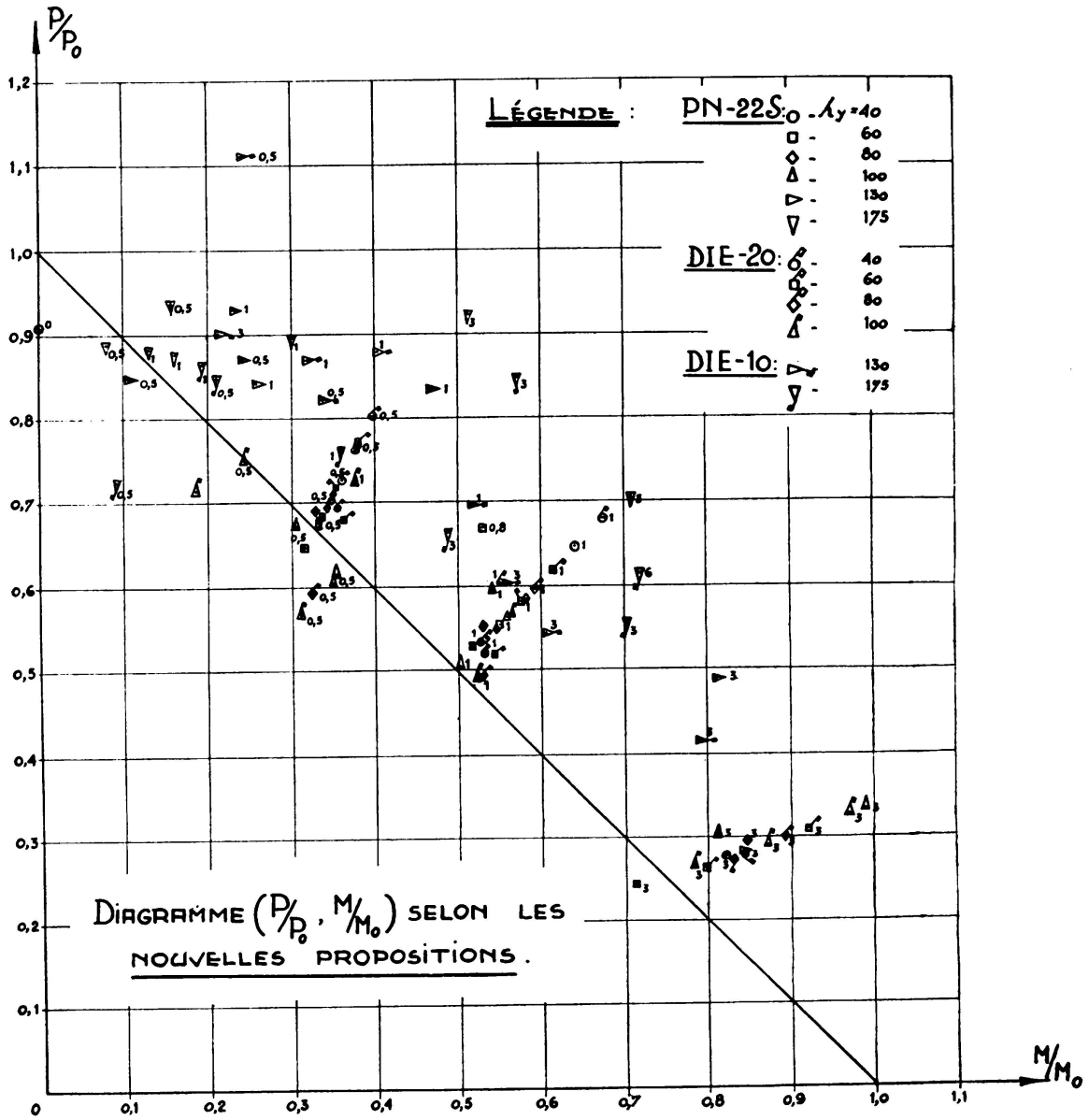

FIG. 14

côté, analysé par voie statistique les écarts entre les deux théories et nos expériences [6]. Le résultat de ces comparaisons est que la formule proposée par Horne possède une précision légèrement supérieure à la nôtre; cet accroissement de précision est plus que compensé, croyons-nous, par un supplément de complexité très appréciable.

BIBLIOGRAPHIE

1. F. CAMPUS et C. MASSONNET — *Recherches sur le flambement de colonnes en acier A. 37, à profil en double té, sollicitées obliquement.* Bulletin du C. E. R. E. S., Liège. Tome VII, pp. 119-338, 1955, ou bien Compte rendu de recherches n° 17 de l'IRSIA, 152 pp, avril 1956.

2. CH. MASSONNET — *Réflexions concernant l'établissement de prescriptions rationnelles sur le flambage des barres en acier.* L'Ossature Métalique n° 7-8, pp. 358 à 378, 1950.

3. K. DE VRIES — Trans. A. S. C. E., Vol. 112, pp. 1245-1320, 1947.

4. CH. MASSONNET — *Le flambage des barres à section ouverte et à parois minces* — Hommage de la Faculté des Sciences appliquées de l'Université de Liège à l'A. I. Lg. Liège, G. Thone, éd., pp. 126-141; 1947.

5. M. R. HORNE — *The stanchion problem in frame structures designed according to ultimate carrying capacity.* Proc. Inst. Civ. Engrs., Part III, Vol. 5, pp. 105-160, avril 1956.

6. *Discussion du mémoire du Dr. Horne,* Proc. Inst. Civ. Engrs., Part III, Vol. 5, pp. 558-571.

RÉSUMÉ

Les auteurs résument les recherches expérimentales et théoriques effectuées sur le flambement de barres en double té en acier A. 37, sollicitées par une force de compression oblique agissant dans leur plan d'inertie maximum. Ils décrivent successivement les essais mécaniques sur l'acier de base, les essais de flambement proprement dits, le principe d'une méthode généralisant au domaine plastique la théorie élastique du flambement par flexion et torsion et donnent enfin une formule d'interaction simple destinée au dimensionnement pratique.

SUMMARY

The authors summarize the theoretical and experimental research work carried out on the buckling of double tee profiles of St. 37 steel submitted to an obliquous compression force actuating in the plane of their maximmum inertia. They describe in succession mechanical tests on the basic steel, the actual buckling tests, the principle of a method through which the elastic theory for flexural and torsional buckling can be generalized to the plastic field and finally give a simple inter-action formula for practical design.

ZUSAMMENFASSUNG

Der Bericht gibt die Zusammenfassung der experimentellen und theoretischen Untersuchungen über das Knicken von I-Profilen aus St. 37, welche durch eine schräge Druckkraft, in der Ebene des grössten Trägheitsmomentes wirkend, beansprucht werden. Nacheinander werden besprochen: die mechanischen Versuche am Grundmaterial, die eigentlichen Knickversuche, das Prinzip einer Methode, welche die Elastizi-

tätsheorie des Biege- und Torsionsknickens auf den plastischen Bereich erweitert und endlich eine einfache Dimensionierungsformel für die Kombination von Biegung und Torsion.

RESUMO

Os autores resumem as investigações experimentais e teóricas efectuadas acerca da encurvadura de perfis em duplo tê, de aço A. 37, submetidos à compressão oblíqua no plano de inércia máxima. Descrevem sucessivamente os ensaios mecânicos do material de base, os ensaios de encurvadura pròpriamente ditos, o princípio de um método permitindo generalizar a teoria elástica da encurvadura por flexão e torsão ao campo plástico e indicam finalmente uma fórmula simples de interacção para o dimensionamento prático.

Leere Seite
Blank page
Page vide