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

Band: 4 (1952)

Artikel: Récherches [i.e. recherches] expérimentales sur la résistance au voilement de l'âme des poutres à âme pleine

Autor: Massonnet, Ch.

DOI: https://doi.org/10.5169/seals-5049

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: 25.12.2025

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

BII 1

Récherches expérimentales sur la résistance au voilement de l'âme des poutres à âme pleine

Experimental investigations regarding the resistance to buckling of the web plates of solid-web girders

Experimentelle Untersuchungen über den Beul-Widerstand der Stehbleche von Vollwand-Trägern

Ch. MASSONNET
Professeur à l'Université de Liège

Introduction

L'étude théorique rigoureuse des phénomènes qui accompagnent le voilement de l'âme des poutres à âme pleine est quasi-insurmontable, parce qu'elle devrait prendre en considération, pour représenter la réalité, les imperfections initiales des panneaux d'âme et les propriétés plastiques réelles de l'acier utilisé. Elle devrait de plus s'étendre aux grandes déformations de l'âme et envisager le mode d'appui réel de celle-ci sur ses bords. C'est pourquoi la détermination du coefficient de sécurité vis à vis du voilement doit se faire avant tout par des essais représentant aussi bien que possible le comportement des poutres réelles, c'est à dire des essais à grande échelle.

Si l'on passe en revue la littérature technique sur le voilement des âmes, on s'aperçoit qu'à côté de près de 200 mémoires théoriques, on ne compte qu'une dizaine de recherches expérimentales sur le sujet.

Ce fait est dû à deux causes:

(*a*) la difficulté de réaliser et d'ausculter des modèles de poutres,
(*b*) la nécessité d'utiliser de grands modèles, ce qui entraîne des dépenses considérables et la construction de machines spéciales pour la mise en charge des modèles dans le feuillet moyen de l'âme.

Par suite de la naissance de tensions de membrane,* les déplacements transversaux de l'âme ne présentent pas du tout l'aspect de croissance hyperbolique en fonction de

* Voir à ce sujet Ch. Massonnet, "Le voilement des plaques planes sollicitées dans leur plan," Troisième Congrès de l'A.I.P.C., Liège, 1948, Rapport Final, 291–300.

la charge que l'on observe dans le flambage des barres comprimées (fig. 1), mais au contraire une progression continue (fig. 2), de sorte qu'il est très difficile de distinguer le moment où l'on atteint la charge critique et de mesurer cette dernière.

C'est pour cette raison que la plupart des essais de voilement antérieurs ont manqué leur but fondamental qui était de comparer les charges critiques réelles avec

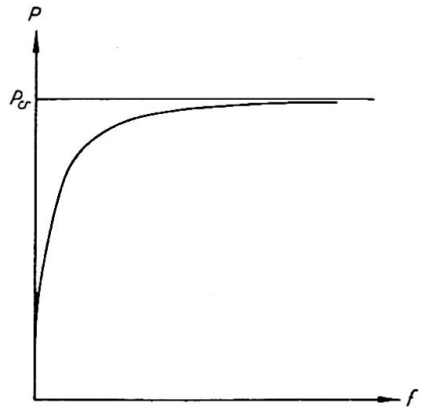

Fig. 1

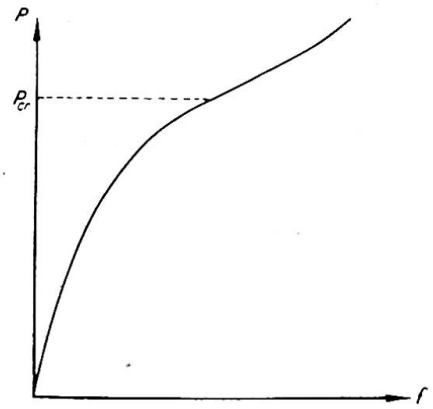

Fig. 2

les différentes solutions théoriques développées en envisageant divers modes de fixation du panneau d'âme sur son pourtour; ils n'ont pas permis de décider quel était le degré d'encastrement réel du panneau sur ses bords.

Par ailleurs, la plupart des essais effectués jusqu'ici ne représentent pas fidèlement la sollicitation d'une poutre à âme pleine. Ou bien le modèle est à trop petite échelle et présente par conséquent des imperfections relatives trop fortes, ce qui fausse les conclusions de l'essai; ou bien les expériences sont faites sur des plaques isolées et les conditions d'appui ne sont pas celles existant dans un panneau d'âme, ce qui empêche d'en tirer des résultats précis applicables aux poutres de pont réelles; ou bien, enfin, pour limiter les dépenses et l'encombrement des modèles, ceux-ci sont réduits à un seul panneau. Dans ce cas, la sollicitation du modèle peut différer appréciablement de celle d'un panneau de poutre à âme pleine.

A notre connaissance, il n'a pas été réalisé jusqu'ici d'expériences sur des modèles de poutres de grandes dimensions, où l'on a mesuré systématiquement lach arge critique de voilement des divers panneaux d'âme.

Nous avons tenté de réaliser des essais de ce genre en mettant en œuvre les principes suivants:

(*a*) La poutre d'essai sera de grandes dimensions (13×1 m.).

(*b*) La poutre sera réalisée par soudure avec un soin extrême de manière à obtenir des panneaux d'âme aussi plans que possible et par conséquent une charge critique expérimentale aussi bien définie que possible.

(*c*) On mesurera cette charge critique par la méthode statique proposée par Southwell. Cette méthode n'étant pas destructive, il suffira d'utiliser une seule poutre d'essai et de faire varier la mise en charge de manière à réaliser différentes combinaisons de tensions de flexion et de cisaillement dans les divers panneaux d'âme.

(*d*) On terminera par des essais poussés jusqu'à rupture, pour apprécier la capacité de résistance de la poutre après dépassement de la charge critique.

BREF RAPPEL DES RÉSULTATS THÉORIQUES NÉCESSAIRES

Appelons b la hauteur de l'âme et h son épaisseur.

La théorie du voilement d'un panneau d'âme rectangulaire a été faite en supposant qu'on pouvait isoler ce panneau du restant de la poutre. Les tensions de flexion appliquées dans le plan du panneau sont supposées égales sur les deux bords verticaux et se déduisent du moment fléchissant agissant au milieu du panneau, par la formule élémentaire $\sigma = My/I$; quant aux tensions de cisaillement τ, elles s'obtiennent en divisant l'effort tranchant par la section de l'âme: $\tau = T/bh$ et elles provoquent dans la plaque un état de cisaillement pur.

Le calcul de la charge critique a été fait par Timoshenko dans le cas où la plaque est appuyée sur ses quatre bords, par Nölke et Iguchi dans le cas où les deux côtés horizontaux sont parfaitement encastrés et les deux verticaux appuyés. La tension σ ou τ critique est donnée par la formule

$$\left.\begin{matrix} \sigma_{cr}^{o} \\ \text{ou} \\ \tau_{cr}^{o} \end{matrix}\right\} = \left.\begin{matrix} k_\sigma \\ \text{ou} \\ k_\tau \end{matrix}\right\} \sigma_e$$

où $\sigma_e = \dfrac{\pi^2 E}{12(1-\eta^2)}\left(\dfrac{h}{b}\right)^2$ est la tension de référence d'Euler; E représente le module d'Young et η le coefficient de Poisson. Le coefficient de voilement k_σ de la plaque soumise à la flexion pure dans son plan est défini par le diagramme fig. 3 où la courbe a s'applique à la plaque appuyée sur ses quatre bords et la courbe b à celle encastrée sur ses deux bords, appuyée sur les deux autres. On a porté en abscisses le rapport $\alpha = a/b$ des côtés de la plaque. De même, le coefficient de voilement k_τ de la plaque soumise au cisaillement pur dans son plan est défini par le diagramme fig. 4 où la

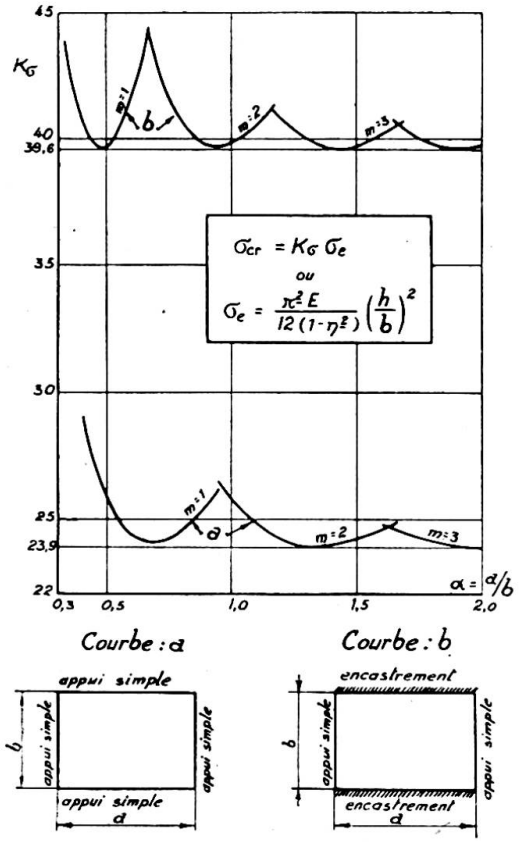

Fig. 3

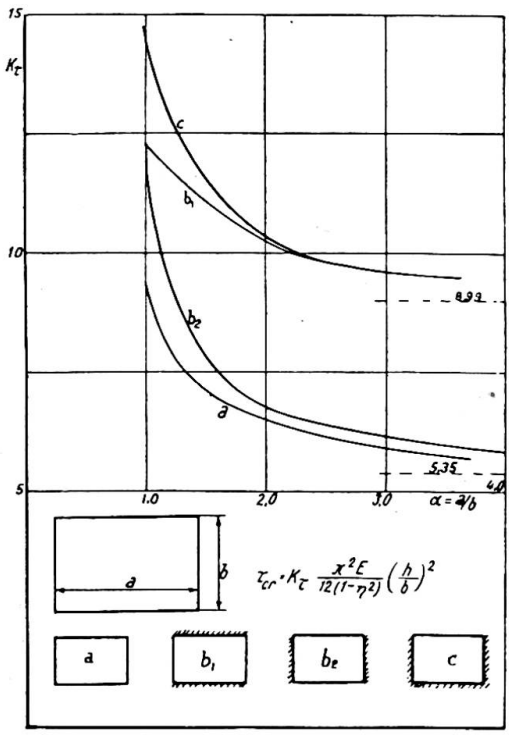

Fig. 4

courbe a s'applique à la plaque simplement appuyée sur les quatre bords et les courbes b_1 et b_2 à des plaques respectivement encastrées sur les deux bords horizontaux et sur les deux bords verticaux.

Considérons maintenant le cas d'un panneau soumis simultanément à des tensions σ et τ dans son plan. Soient:

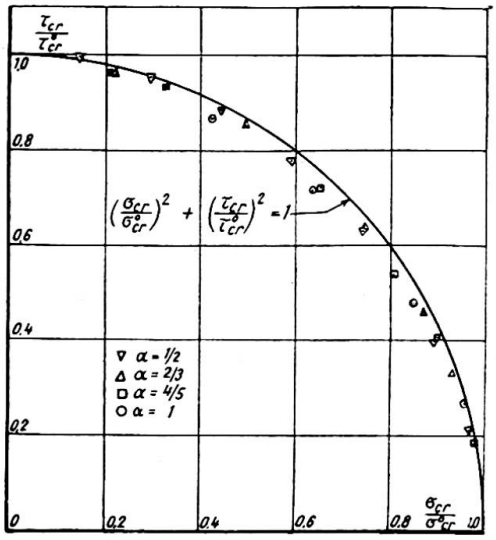

Fig. 5

$\sigma^o_{cr} = k_\sigma \sigma_e$, $\tau^o_{cr} = k_\tau \sigma_e$ — les tensions critiques du panneau considéré, supposé sollicité par des tensions normales seules *ou* par des tensions tangentielles seules,

σ_{cr} et τ_{cr} — tensions normale et tangentielle qui produisent le voilement en agissant *simultanément*.

Le diagramme de la fig. 5 a été construit en portant, pour des panneaux de rapports $\alpha = \frac{1}{2}$, $\frac{2}{3}$, $\frac{4}{5}$ et 1 les valeurs de $\sigma_{cr}/\sigma^o_{cr}$ en abscisses et celles de τ_{cr}/τ^o_{cr} en ordonnées. On constate que les points calculés ne diffèrent pas sensiblement de la circonférence d'équation:

$$\left(\frac{\sigma_{cr}}{\sigma^o_{cr}}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{cr}}{\tau^o_{cr}}\right)^2 = 1$$

Nous pouvons donc accepter cette équation simple comme équation de la "courbe d'interaction" liant les valeurs critiques σ_{cr} et τ_{cr}.

Choix du critère servant a la détermination de la charge critique expérimentale

Avant de passer à la description des essais, il faut encore résoudre la question du choix du critère qui permettra de mesurer la charge critique expérimentale de voilement de chacun des panneaux étudiés.

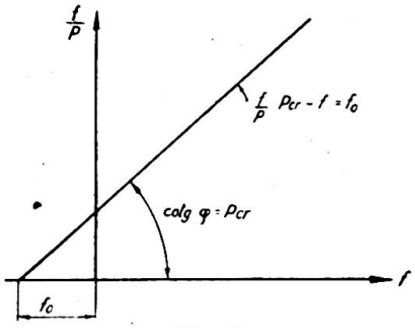

Fig. 6

Après une étude approfondie des diverses possibilités, nous avons décidé d'utiliser la méthode proposée par Southwell* en 1932 pour déterminer la charge critique d'une barre bi-articulée chargée de bout d'une force P, à partir des mesures expérimentales de la flèche transversale f.

Southwell a montré que, si l'on trace un diagramme en portant la flèche f en abscisses et le rapport f/P en ordonnées, tous les points expérimentaux tombent sur une ligne droite (fig. 6).

Cette droite coupe l'axe des abscisses ($f/P=0$) à la distance $-f_0$ de l'origine, qui mesure l'imperfection totale équivalente de la barre; la valeur de la charge critique est donnée par l'inverse du coefficient angulaire de cette droite, c'est-à-dire cotg. ϕ.

Le résultat qui précède a été considérablement généralisé en 1934 par Fairthorne.† Cette généralisation peut s'énoncer comme suit: considérons un système élastique quelconque, soumis à des forces Q constantes. Appliquons à ce système des forces

* R. V. Southwell, *Proc. Roy. Soc.* (London), Series A, **135**, 601, 1932.
† R. A. Fairthorne, Royal Aircraft Establishment, Report M.T. 5575, 1934.

P croissant proportionnellement l'une à l'autre et capables de provoquer l'instabilité élastique du système.

Construisons un diagramme en portant en abscisses le déplacement transversal f d'un point du système et en ordonnées, le rapport de ce déplacement à l'une quelconque $P^{(i)}$ des forces P. La courbe obtenue est une droite, qui coupe l'axe des déplacements en un point d'abscisse $-f_0$. L'inverse de la pente de cette droite est pratiquement égal à la valeur critique $P_{cr}^{(i)}$ de la force $P^{(i)}$ envisagée, lorsque toutes les forces constantes Q et variables P agissent simultanément sur le système.

D'autre part, la quantité f_0 représente l'imperfection totale du système avant application des forces P, c'est-à-dire la somme de son imperfection à l'état naturel non contraint et de l'imperfection supplémentaire provoquée par les forces constantes Q.

Le théorème de Southwell généralisé n'est valable que tant qu'on peut appliquer la théorie linéaire des plaques. Il en résulte que les tensions de membrane qui se développent dans le feuillet moyen des panneaux d'âme au fur et à mesure que ceux-ci prennent une courbure transversale vont fausser la méthode de Southwell. Pour que cette méthode donne de bons résultats, il faut qu'on puisse augmenter la sollicitation jusqu'au voisinage de la charge critique sans que la plaque ne prenne des déplacements transversaux importants, de manière que l'effet des tensions de membrane reste faible.

Cette condition ne peut être remplie que si l'on réalise la poutre d'essai avec un soin extrême, de manière à obtenir une planéité exceptionnellement bonne des panneaux d'âme et qu'en outre on fait agir les charges exactement dans le plan de symétrie de l'âme.

D'une analyse mathématique détaillée à laquelle nous nous sommes livré à ce propos, nous avons conclu que:

(1) La méthode donne des valeurs de la charge critique de voilement toujours erronées par excès.

(2) L'erreur commise est normalement inférieure à 10% si:

(*a*) La droite de Southwell est tracée en utilisant des flèches f inférieures à 10% de l'épaisseur de la plaque;

(*b*) La flèche initiale du panneau, définie par le tracé de la droite de Southwell, est inférieure à 15% de l'épaisseur de la plaque.

Dans la plupart de nos essais, nous avons obtenu, pour des charges comprises entre 0,3 et 0,9 P_{cr}, toute une série de points expérimentaux se disposant exactement sur une droite, qui définit ainsi la charge critique de manière précise. Les points expérimentaux ultérieurs sont influencés par les tensions de membrane et se disposent sous la droite; nous n'en avons pas tenu compte dans la détermination de P_{cr}.

Description et résultats des essais

Généralités

Nous pouvons aborder maintenant la description et les résultats de nos essais.

Ceux-ci constituent la première partie d'un programme général d'étude. Ils ont pour but d'étudier la stabilité au voilement de panneaux d'âme non raidis et ont été effectués sur une poutre munie de raidisseurs verticaux rigides.

Nous envisageons d'étudier ensuite la stabilité de panneaux raidis, en effectuant des essais sur poutres à raidisseurs verticaux et horizontaux flexibles; ces essais sont en préparation en ce moment.

Les essais ont été exécutés dans la Halle Expérimentale du Laboratoire d'Essais

des Constructions du Génie Civil de l'Université de Liège, que son directeur, Mr. le Recteur Campus, a bien voulu mettre à notre disposition. Cette halle permet de solliciter statiquement ou dynamiquement des poutres d'une portée allant jusqu'à 20 m. et de hauteur quelconque.

Le dispositif expérimental que nous avons choisi est représenté à la fig. 7. Il comporte une poutre de 13 m. de longueur et 1 m. de hauteur d'âme, appuyée en

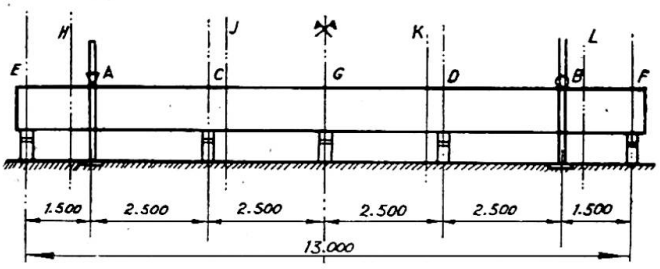

Fig. 7

A et B et soumise de bas en haut à l'action de un, deux, ou trois vérins hydrauliques. Pour pallier le danger de déversement, la poutre est maintenue verticalement par des cadres fixes, placés en A, B, C, D.

Les vérins sont divisés en deux groupes comportant chacun un ou deux vérins. Chaque groupe possède sa pompe à huile et son dynamomètre séparés, de sorte qu'il est possible de faire varier indépendamment les efforts provoqués par les vérins des deux groupes.

La poutre d'essai possède des tables d'épaisseur constante de 200 × 15 mm. de section et une âme d'épaisseur variable par tronçons, de 4 à 6 mm. Elle est divisée par des raidisseurs verticaux en 13 panneaux présentant des rapports de côtés $\alpha = a/b$ différents et convenablement choisis (fig. 8).

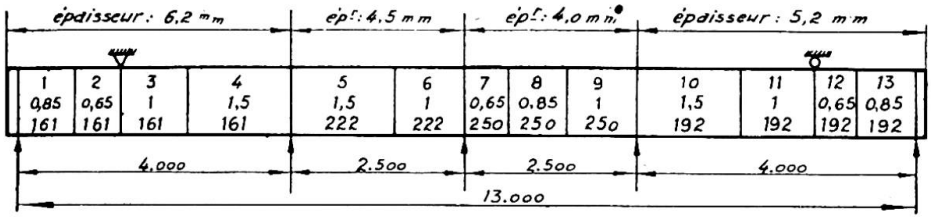

Fig. 8

Il est possible de mettre en œuvre, selon les besoins, un, deux, ou trois des cinq vérins représentés à la fig. 7 et de régler au mieux les efforts qu'ils exercent; on peut ainsi réaliser autant de sollicitations différentes de la poutre qu'on le désire et étudier pour chacune d'elles la stabilité de plusieurs panneaux de la poutre. On constate ainsi qu'à l'aide de la seule poutre de 13 m., on peut déterminer de très nombreuses charges critiques réparties dans le domaine à trois dimensions:

$$161 \leqslant \frac{b}{h} \leqslant 250$$

$$0{,}65 \leqslant \frac{a}{b} \leqslant 1{,}50$$

$$0 \leqslant \frac{\tau_{cr}}{\sigma_{cr}} \leqslant \infty$$

Les propriétés mécaniques de l'acier ont été déterminées après achèvement des essais sur des éprouvettes prélevées dans l'âme (4) et dans les semelles (4) de la poutre. Les résultats principaux sont les suivants:

E: en moyenne 20.800 kg./mm.^{2}

R_e *des âmes:* 35 kg./mm.^{2}, sauf pour le panneau de 4 mm. d'épaisseur où il vaut R_e=25 kg./mm.^{2}

R_e *des semelles:* 28 kg./mm.^{2}

Les photographies figs. 9 et 10 donnent une vue d'ensemble du montage utilisé

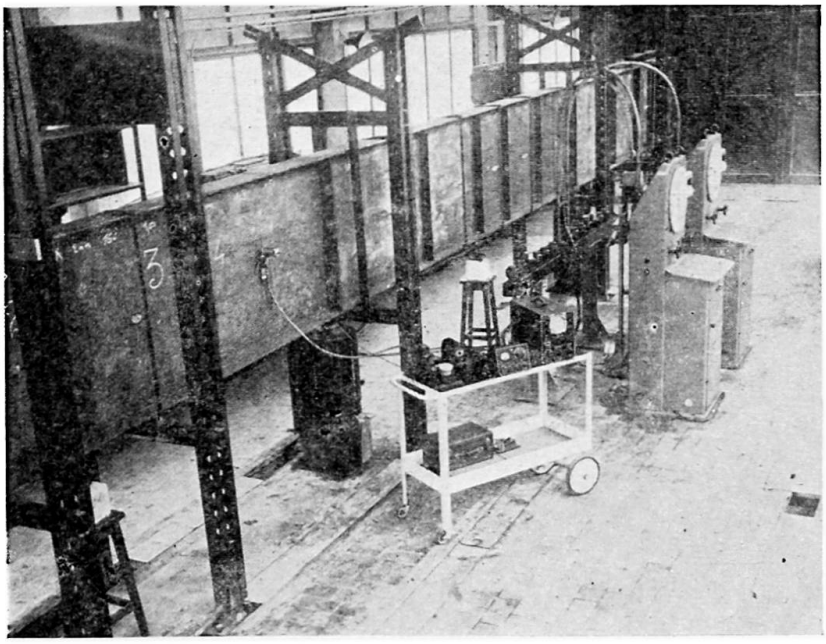

Fig. 9

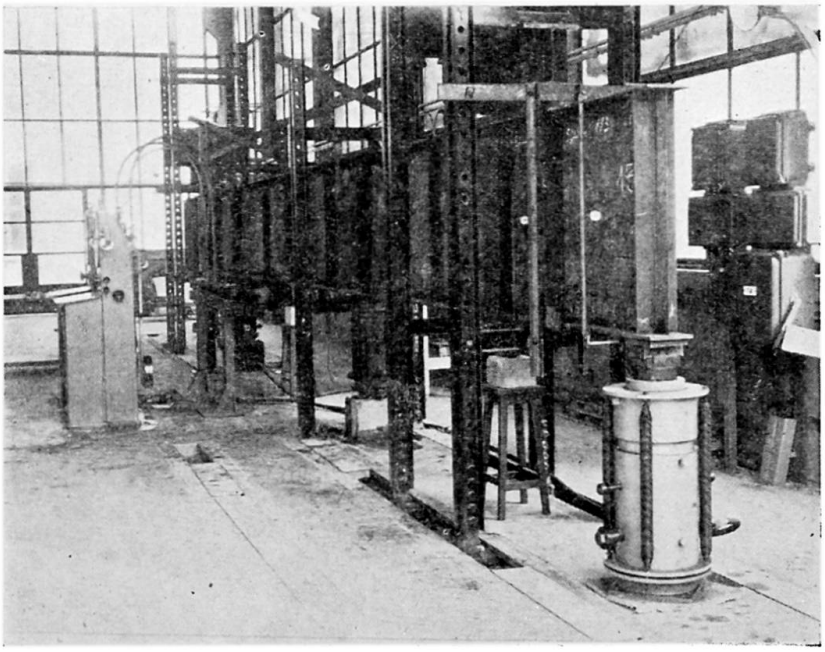

Fig. 10

pour les essais non destructifs. Chacun des deux dynamomètres à pendule alimente en huile sous pression, au moyen d'un tuyau coudé en acier, une rampe de distribution à six directions sur laquelle on peut brancher autant de vérins qu'on le désire, à l'aide de tuyaux souples en caoutchouc armé.

La fig. 9 montre un vérin de 50 tonnes agissant entre les appuis. La fig. 10, deux vérins de 50 tonnes agissant entre les appuis et un vérin de 100 tonnes appliqué à l'extrémité droite en encorbellement de la poutre d'essai. Les deux vues montrent aussi les quatre cadres de guidage assurant la poutre d'essai contre le flambage latéral. Deux de ces cadres sont placés contre les deux vérins médians, les deux autres sont fixés aux montants extérieurs des deux dispositifs d'appui.

Nous avons mesuré les flèches transversales des panneaux à l'aide de comparateurs au 100ème de mm. placés au centre de chaque panneau; on a de plus relevé la déformée de la poutre dans le plan vertical à l'aide de quatre fleximètres.

Essais non destructifs

Nous avons cherché à utiliser au maximum les possibilités du montage décrit ci-dessus et, dans ce but, nous avons réalisé successivement toutes les mises en charge indiquées au tableau ci-dessous (fig. 11). Ces 44 mises en charge différentes

Sollicitation type	Schéma	Valeurs de β réalisées	Sollicitation type	Schéma	Valeur de β réalisée
A	βP P	0 1,2 0,2 1.4 1,6 0.4 2 0,6 3 0,8 4 1,0 ∞	D	P βP	0,4 0,8 1 1,2 1,4 1,8
B	βP P	1 2 3 4	E	P βP	0,4 1 3 ∞
C	βP P	0,4 1,4 0,8 5/3 1 2 1,2	F	P βP P	1,2 1,6 2,2 3
G	P βP P	1/4 1 1/2 1,5 3/4 2			

Fig. 11

nous ont permis de déterminer, par le tracé du diagramme de Southwell, 155 charges critiques différentes des 13 panneaux composant la poutre. En vue de garantir à la méthode une précision de 10%, nous avons écarté après coup toutes les déterminations de charges critiques qui correspondaient à une flèche initiale f_0 supérieure aux 15% de l'épaisseur de la plaque. Cela nous conduit à écarter 42 déterminations de P_{cr} sur le total de 155.

L'ensemble des charges critiques relevées nous a permis de construire sept diagrammes correspondant à ceux des panneaux intérieurs de la poutre pour lesquels on a rassemblé un nombre suffisant de mesures.

Dans ces diagrammes, σ_{cr} a été porté en abscisses et τ_{cr} en ordonnées; on a représenté également les tensions critiques théoriques des panneaux, calculées par les

formules de Timoshenko dans l'hypothèse d'une plaque simplement appuyée sur ses quatre bords et par Nölke et Iguchi dans l'hypothèse d'une plaque encastrée sur les deux bords horizontaux et librement appuyée sur les deux bords verticaux. Les couples de valeurs théoriques σ_{cr}^{o}, τ_{cr}^{o}, ont été réunies par l'ellipse d'équation:

$$\left(\frac{\sigma_{cr}}{\sigma_{cr}^{o}}\right)^2+\left(\frac{\tau_{cr}}{\tau_{cr}^{o}}\right)^2=1$$

qui représente la courbe d'interaction entre σ_{cr} et τ_{cr}.

Par suite du manque de place, nous ne reproduisons ici que quatre des sept diagrammes obtenus (figs. 12 à 15).

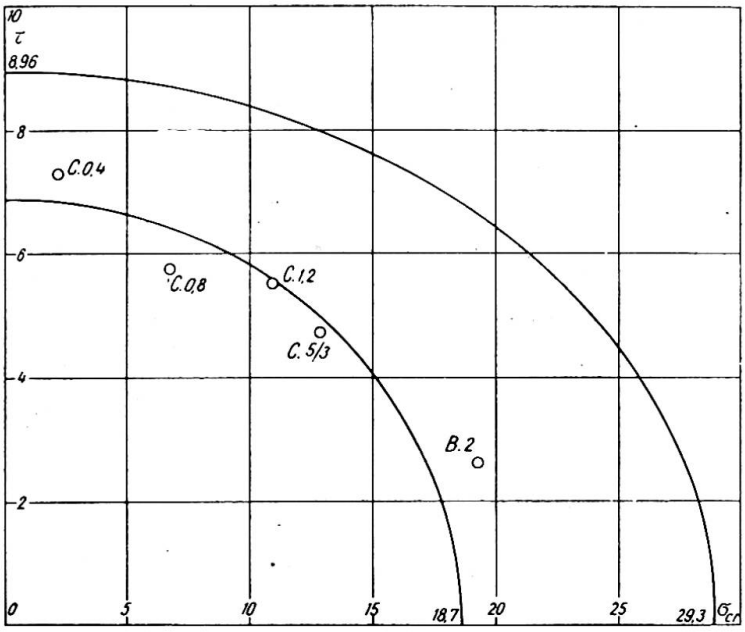

Fig. 12. Panneau : 3

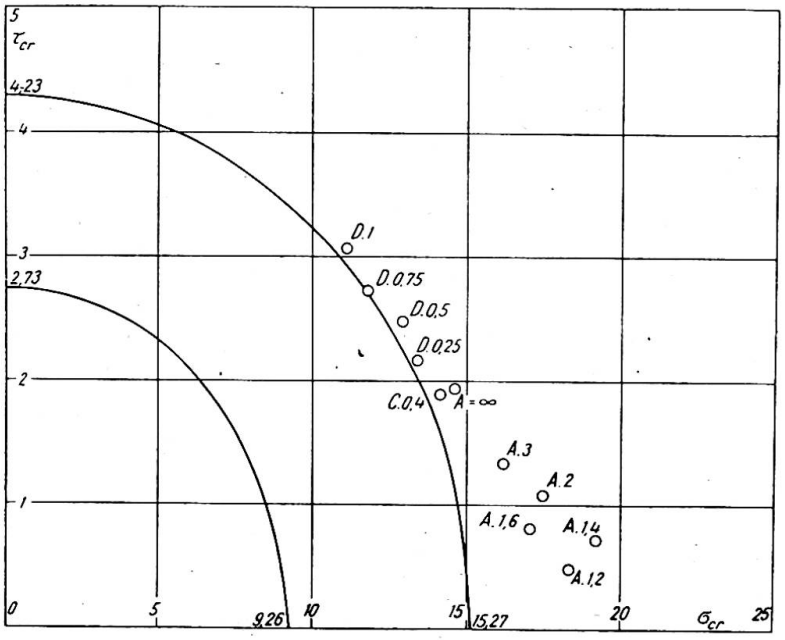

Fig. 13. Panneau : 5

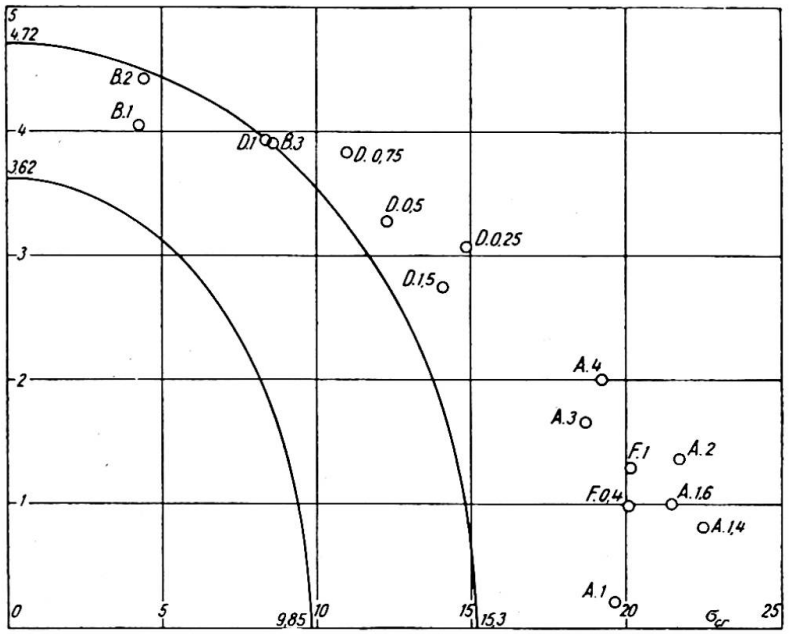

Fig. 14. Panneau : 6

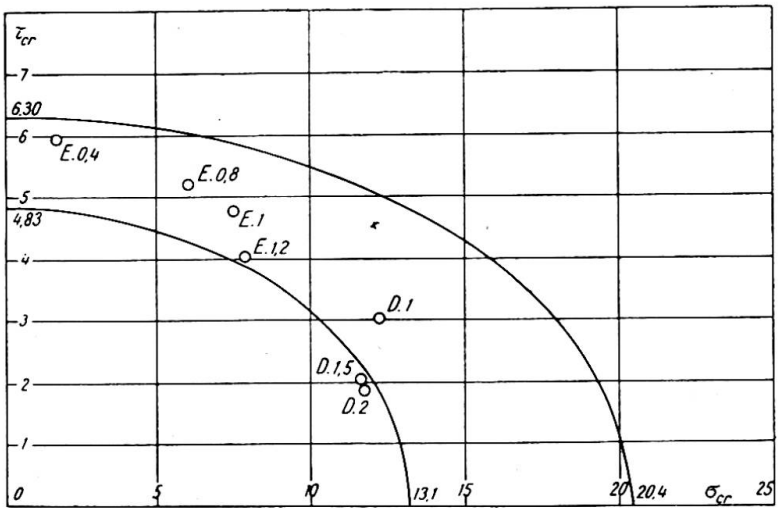

Fig. 15. Panneau : 11

Ces diagrammes appellent les remarques suivantes:

(*a*) Les tensions critiques expérimentales sont très généralement supérieures aux valeurs théoriques calculées par Timoshenko dans l'hypothèse d'une plaque appuyée sur ses quatre bords et en général du même ordre de grandeur que celles calculées par Nölke et Iguchi dans l'hypothèse d'une plaque appuyée-encastrée.

(*b*) La dispersion des résultats expérimentaux est grande; ce fait est sans doute dû par une part à l'imperfection de la méthode de Southwell, mais il provient également de ce que l'âme est une plaque continue sur plusieurs appuis, de sorte que la stabilité d'un panneau déterminé dépend de celle des panneaux voisins. Comme la stabilité relative des panneaux adjacents n'est pas la même pour tous les types de mise en charge, il n'est pas absurde d'obtenir à l'aide de mises en charge différentes, des points expérimentaux alignés sur une droite passant par l'origine.

(*c*) Le rapport entre les valeurs expérimentales et théoriques est plus grand pour

les panneaux à rapport α faible (0,65 et 0,85) que pour ceux à rapport α grand (1 et 1,5). Si l'on prend comme point de comparaison les tensions critiques théoriques de Nölke et Iguchi, on trouve que le rapport en question est supérieur à 1 pour les petits panneaux (0,65 et 0,85), sensiblement égal à 1 pour les panneaux carrés ($\alpha=1$) et inférieur à 1 pour les grands panneaux ($\alpha=1,5$).

(*d*) La théorie sous-estime nettement plus la résistance au voilement par flexion que celle au voilement par cisaillement. Si l'on compare pour chaque panneau les valeurs *minima* des tensions critiques expérimentales aux valeurs des tensions critiques théoriques de Timoshenko, on peut dresser le tableau I suivant:

TABLEAU I

	$\alpha=1$					$\alpha=1,5$			
	Numéro du panneau								
	3	6	9	11	moyenne	4	5	10	moyenne
$\sigma_{cr}^{exp}/\sigma_{cr}^{théor}$	1,1	2,0	2,2	1,0	1,57	1,15	1,8	1,25	1,40
$\tau_{cr}^{exp}/\tau_{cr}^{théor}$	0,9	1,2	?	1,1	1,07	1,0	1,35	1,1	1,15

Comme on l'a dit antérieurement, la déformation de la poutre dans le plan vertical a été mesurée, à l'aide de quatre fleximètres, dans chacune des 44 mises en charge. Les diagrammes flèche-charge relevés expérimentalement sont tous rigoureusement linéaires, et par conséquent ne valent pas la peine d'être reproduits. On en retiendra simplement que le voilement élastique des panneaux d'âme ne perturbe en aucune façon la déformation d'ensemble élastique et linéaire de la poutre.

Essais jusqu'à rupture

Abordons maintenant la description des trois essais de rupture qui ont été exécutés achèvement des essais non destructifs.

Le premier de ces essais a eu lieu sur la poutre complète; la disposition des charges avait été choisie de manière à provoquer une déformation plastique dans la zone centrale de la poutre.

Ensuite, la poutre a été divisée en trois tronçons par oxycoupage et les deux tronçons extrêmes non déformés ont été essayés successivement jusqu'à rupture.

(*a*) Essai jusqu'à rupture de la poutre complète

La poutre d'essai a été mise en charge par deux vérins, de 100 et 50 tonnes de puissance respectivement, commandés par la même pompe. Cette mise en charge appartient au type A, $\beta=0,5$. Elle a été choisie de manière à réaliser des combinaisons de tensions σ et τ aussi défavorables que possible pour la stabilité des panneaux centraux 7, 8 et 9, afin que les déformations plastiques apparaissent dans le tronçon central de la poutre.

La majorité des instruments de mesure se distinguent sur la photo fig. 16 qui représente la partie centrale de la poutre, du panneau 4 jusqu'au panneau 11. On a utilisé:

5 fleximètres, dans le but d'étudier la déformation de la poutre dans le plan vertical.

13 comparateurs au 100ème de mm., pour mesurer les déplacements transversaux de divers points des panneaux 5 à 10 au niveau de l'axe neutre.

10 tensomètres Huggenberger type A, fixés sur les semelles, de part et d'autre du vérin de 100 tonnes (section dangereuse). Ces tensomètres avaient principalement pour objet de déceler les déformations plastiques des semelles.

Enfin, 20 tensomètres ohmiques Baldwin type A3, fixés aux centres des panneaux 5 à 9 sur les deux faces de l'âme, dans des directions inclinées à 45° dans les deux sens. Ces tensomètres devaient mesurer les déformations principales de cisaillement et mettre en évidence les perturbations apportées à ces déformations par le voilement des panneaux.

La charge a été élevée par tranches de 5 tonnes jusqu'à 25 tonnes, puis par tranches de 2 tonnes au-delà. A chaque palier, on a effectué la lecture de tous les instruments. L'essai n'a présenté aucune particularité jusqu'à une charge de 40 tonnes au grand vérin, où le tronçon central de la poutre a brusquement présenté des déformations importantes par flexion et torsion. L'essai a été arrêté à 41,4 tonnes, la poutre pouvant être considérée comme hors d'usage. Le phénomène qui s'est produit est visiblement une instabilité par déversement. Cette impression première a été confirmée par l'examen ultérieur détaillé des indications des appareils de mesure.

Bien qu'on n'ait pu atteindre, dans cet essai, la charge ultime de voilement des panneaux, on peut cependant en déduire une série de résultats qui sont consignés aux lignes 2 à 5 du tableau II ci-dessous.

TABLEAU II

Principaux résultats numériques des essais jusqu'à rupture

Essai	Panneau N°.	Charge critique de voilement			Charge maximum élastique	Charge ultime	$\frac{P_{cr}^{exp}}{P_{cr}^{théor}}$	$\frac{P^{él}}{P_{cr}^{théor}}$	$\frac{P_{ult}}{P_{cr}^{théor}}$
		Expérimentale	Théorique						
			Timoshenko	Nölke Iguchi	tonnes				
Préliminaire	—	34	23,4	—	50	61,3	1,45	2,14	2,62
1er essai jusqu'à rupture	6	27	20,7	30,7	?	>41,4	1,26	?	>2,00
	7	20	15,6	28,0	?	>41,4	1,28	?	>2,65
	8	19	16,3	26,3	?	>41,4	1,17	?	>2,54
	9	19	16,6	25,6	?	>41,4	1,14	?	>2,49
2ème essai jusqu'à rupture	1	78	78,9	113	100	142	1,00	1,27	1,80
	2	83	76,5	130	100	142	1,08	1,31	1,86
	3	?	76,2	108,6	100	142	?	1,32	1,87
3ème essai jusqu'à rupture	11	67	47,0	67,1	90	107	1,43	1,91	2,28
	12	59	49,0	81,9	90	107	1,21	1,83	2,18
	13	64	48,2	68,0	90	107	1,33	1,87	2,22

On constate, en particulier, que le rapport P_{ult}/P_{cr} de Timoshenko est de l'ordre de 2,25 au moins. Si l'on remarque qu'il est généralement difficile de dépasser une tension élastique fictive de 32 kg./mm.² dans des poutres du genre étudié, par suite de l'apparition de divers phénomènes d'instabilité locale, le coefficient de sécurité réelle vis à vis de la mise hors service est 32/14=2,28. Il n'est pas supérieur au rapport $P_{ult}/P_{cr}^{théor}$. Il s'ensuit que des panneaux d'âme sollicités à la flexion prédominante peuvent sans danger être dimensionnés avec un coefficient de sécurité 1 vis à vis du voilement calculé par les formules de Timoshenko.

(*b*) Le second essai

Le second essai jusqu'à rupture a été réalisé, après oxycoupage de la poutre, sur le tronçon terminal de gauche, dont l'épaisseur d'âme était de 6,2 mm. Ce tronçon avait une longeur de 4 m. Le schéma général du montage est visible sur la photographie fig. 16. Pour pallier toute tendance au déversement, on a guidé la poutre par 4 cadres transversaux comme la poutre complète, bien que celle-ci n'ait que 4 m. de portée.

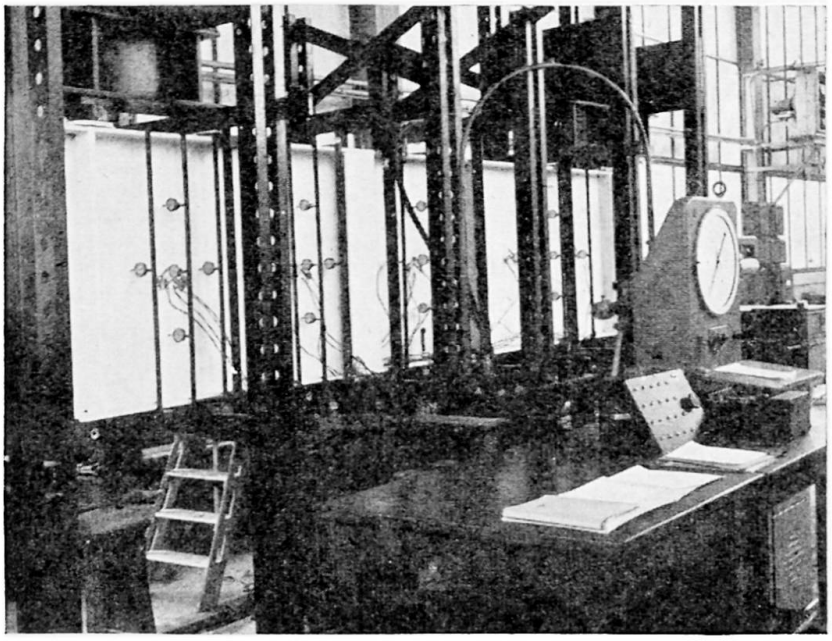

Fig. 16

La poutre a d'abord été mise en charge par un vérin de 100 tonnes, le plus puissant qui soit disponible dans l'équipement de la halle d'essai. La poutre ne s'étant pas rompue sous 100 tonnes, il a fallu renforcer le vérin en question par deux vérins de 50 tonnes disposés de part et d'autre; les trois vérins appuyaient ensemble sur une poutrelle Grey transversale, qui transmettait l'effort à la poutre d'essai.

Les instruments de mesure comprenaient: 4 fleximètres, 20 comparateurs, disposés sur chaque panneau par groupe de 5 formant une croix, comme l'indique la photo fig. 16; 12 tensomètres Huggenberger disposés sur les semelles de part et d'autre de la section dangereuse; enfin, 20 tensomètres ohmiques Philips, disposés aux centres des 5 panneaux, comme dans l'essai précédent.

La charge a été élevée de 5 en 5 tonnes et on a effectué à chaque palier la lecture de tous les instruments. On a effectué à 60, 80, 90, 100, 110, 120 et 130 tonnes des retours à zéro, pour apprécier l'ampleur des déformations résiduelles.

Un des tensomètres Huggenberger a indiqué une déformation plastique localisée vers 105 tonnes. Six tensomètres sur les huit placés aux abords de la section dangereuse indiquaient des déformations plastiques sous une charge de 130 tonnes. En ce qui concerne les comparateurs, les panneaux les plus déformés jusqu'à 130 tonnes étaient les panneaux 1, 3 et 4, qui accusaient tous les trois sous 130 tonnes des flèches transversales de 8 mm. environ. La flèche au centre du panneau N°. 2 n'était

à ce moment que de 5,15 mm. environ. Cependant, la mise hors service de la poutre a eu lieu par voilement de ce dernier panneau, consécutif à une forte déformation plastique accompagnée de gondolement de la semelle inférieure de la poutre au droit de ce panneau. La charge maximum atteinte a été de 142 tonnes et, sous cette charge, le panneau N°. 2 présentait un pli diagonal très accusé.

En ce qui concerne les indications des appareils, *les comparateurs* ont indiqué des déplacements transversaux importants dès le début et croissant plus vite que la charge. Les flèches résiduelles présentées par les panneaux lors des divers retours à zéro ont été les suivantes :

TABLEAU III

Charge maximum en tonnes	Flèche résiduelle en centièmes de millimètre		N°. du panneau où s'est produit le maximum
	Moyenne de tous les panneaux	Maximum	
60	2	6	1
80	3	10	3
90	5	10	1
100	9	13	4
110	15	37	4
120	25	59	4
130	40	170	2

On constate par ce tableau que le comportement des panneaux d'âme est pratiquement élastique jusqu'à 100 tonnes. Les déformations résiduelles moyennes et maxima indiquées par les tensomètres ohmiques aux retours à charge nulle ont été les suivantes:

TABLEAU IV

Charge maximum atteinte en tonnes	Déformations résiduelles en millionièmes		No. du panneau où s'est produit le maximum
	Moyennes	Maxima	
60	7	30	4
80	7	28	4
90	7	26	4
100	8	30	1
110	14	30	1
120	19	50	2
130	37	129	2

A notre avis, les valeurs mesurées jusqu'à 100 tonnes proviennent plus d'erreurs dues à des variations de température que de véritables tensions résiduelles des panneaux d'âme. Les principaux résultats numériques obtenus lors de cet essai sont

consignés aux lignes 6 à 8 du tableau II. On peut tirer de ces chiffres les conclusions suivantes:

(1) Pour le panneau critique, soumis à des sollicitations où le cisaillement prédomine, la charge critique expérimentale est pratiquement égale à la charge critique théorique de Timoshenko.
(2) La poutre est restée pratiquement élastique jusqu'à une charge égale à 1,35 fois la charge critique théorique.
(3) Le phénomène primaire qui a entraîné la mise hors service de la poutre est, non pas le voilement d'un panneau, mais le flambage plastique de la membrure comprimée de ce panneau.
(4) La charge ultime était égale à 1,92 fois la charge critique théorique ou expérimentale.

(*c*) Le troisième essai

Le troisième essai de rupture a été réalisé sur le tronçon terminal de droite de la poutre d'essai, qui était identique au précédent, sauf que l'âme n'avait que 5,2 mm. d'épaisseur au lieu de 6,2 mm. L'essai a été effectué à l'aide des trois vérins couplés et les instruments de mesure utilisés ont été les mêmes que dans l'essai précédent. La charge a été élevée de 5 en 5 tonnes et on a effectué à chaque palier la lecture de tous les appareils. On a effectué des retours à zéro toutes les 10 tonnes à partir de 60 tonnes, pour apprécier l'ampleur des déformations résiduelles. Les principaux résultats de ces essais sont consignés aux lignes 9 à 11 du tableau II. On peut tirer de ces chiffres les conclusions suivantes:

(1) La charge critique expérimentale du panneau voilé (64 tonnes) dépasse ici de 36% la charge critique théorique de Timoshenko et est presque égale à celle de Nölke et Iguchi.
(2) La poutre s'est comportée de façon pratiquement élastique jusqu'à 90 tonnes, soit 1,91 fois la charge critique théorique et 1,41 fois la charge critique expérimentale du panneau dangereux.
(3) La charge ultime était égale à 2,27 fois la charge critique théorique et 1,68 fois la charge critique expérimentale.

PRINCIPAUX RÉSULTATS ACQUIS PAR LES ÉTUDES FAITES SUR LE VOILEMENT ET CONCLUSIONS GÉNÉRALES

Nos expériences confirment en général et complètent les résultats obtenus lors des recherches expérimentales antérieures, et principalement celles de Wästlund et Bergman.* A la suite de tous ces travaux, on peut résumer comme suit les principaux résultats acquis à ce jour théoriquement et expérimentalement:

1. Le voilement de l'âme des poutres à âme pleine est un phénomène progressif, qui n'entraîne pas un écroulement soudain de la poutre comme le phénomène de flambement. Par conséquent, il doit être considéré comme équivalent, en ce qui concerne le danger de rupture, à des types de sollicitation telles que la flexion, le cisaillement, etc., qui n'entraînent aucun risque d'instabilité élastique.

2. La charge critique expérimentale est plus élevée que la charge critique théorique calculée par les formules de Timoshenko; la rapport $P_{cr}^{exp}/P_{cr}^{théor}$ est 1,3 fois plus grand, en moyenne, pour les panneaux fléchis que pour les panneaux cisaillés, ce qui permet d'adopter pour les premiers un coefficient de sécurité plus petit.

* G. Wästlund et St. Bergman, *Buckling of Webs in Deep Steel I Girders*, 206 pp., Stockholm, 1947.

3. La poutre reste pratiquement élastique jusqu'à une charge variant selon les cas, de 1,2 à 2,8 fois la charge critique théorique de Timoshenko.

4. La charge ultime est 2 à 4 fois plus élevée que la charge critique théorique; elle est sans relation directe avec cette dernière et est conditionnée surtout par la résistance des éléments de la poutre (âme, semelles, raidisseurs) à des phénomènes locaux d'instabilité provoqués au moment où ces éléments deviennent partiellement plastiques.

5. La courbure initiale des panneaux d'âme ne joue pas de rôle défavorable comme dans le flambement, mais un rôle quasi-nul où même favorable. Les résultats d'essais obtenus sur poutres très soignées peuvent par conséquent être transposés directement aux poutres industrielles, sans interposition d'une sécurité supplémentaire.

Conclusion

Nous sommes partisan d'adopter des coefficients de sécurité de l'ordre de 1,35 vis à vis des charges critiques théoriques de voilement par cisaillement et 1,20 vis à vis de celles de voilement par flexion. Ces coefficients donnent une très large sécurité réelle vis à vis de la mise hors service. La présence de coefficients différents n'est pas un obstacle au calcul pratique, parce qu'il faudrait de toutes façons construire un abaque simplifiant la besogne des praticiens. On peut dessiner un tel abaque, qui donnerait directement le coefficient de sécurité d'un panneau d'âme donné, soumis à des tensions σ et τ données.

Par ailleurs, il n'y a pas lieu de limiter le rapport hauteur sur épaisseur de l'âme, si l'on effectue simultanément une étude soignée de sa stabilité au voilement et de sa résistance à l'effort tranchant.

Les essais brièvement décrits dans la présente note ont fait l'objet d'un mémoire plus étendu, contenant l'ensemble des résultats expérimentaux et une analyse comparative détaillée des critères proposés pour déterminer la charge critique de voilement. Ce mémoire a été publié sous le même titre que la note actuelle dans le *Bulletin du CERES*, Liège, octobre 1951, pp. 66–240.

Résumé

Après un bref rappel des solutions théoriques concernant le voilement des plaques fléchies et cisaillées dans leur plan, l'auteur décrit les essais non destructifs et jusqu'à rupture qui ont été effectués sur une poutre de 13 × 1 m. à âme très mince, chargée transversalement.

Lors des essais non destructifs, on a mesuré par la méthode de Southwell la charge critique de voilement de chaque panneau d'âme. Dans les essais jusqu'à rupture, on a enregistré les tensions et déformations transversales des panneaux, ainsi que les tensions et déformations résiduelles subsistant après déchargements consécutifs à des charges croissantes.

Les essais montrent que le voilement est un phénomène progressif beaucoup moins dangereux que le flambement. La poutre reste élastique bien au-delà de la charge critique théorique et sa charge ultime est un multiple de cette dernière.

C'est pourquoi l'auteur propose en conclusion d'adopter des coefficients de sécurité plus réduits que ceux en vigueur actuellement.

Summary

After briefly referring to the theoretical solutions of the problem of the buckling of plates subjected to plane bending and shearing stressing, the author describes his tests made on a transversely loaded girder, of 13 m. span and 1 m. high with very thin

web plates; the tests were made within the carrying capacity and up to failure of the girder.

During testing within the carrying capacity, the critical buckling-load of each panel of the web was measured according to the Southwell method. During the tests to failure, the transverse stresses and deformations of the panels were determined, as well as the residual stresses and deformations that were present after again reducing the loads in the steps with increasing load.

The tests show that buckling of webs is a progressive phenomenon much less dangerous than buckling of bars. The girder behaves elastically far beyond the theoretical critical load, and its final load is a multiple of the latter.

The author therefore concludes by suggesting that the factors of safety adopted should be smaller than those used at present.

Zusammenfassung

Nach einer kurzen Erwähnung der theoretischen Lösungen des Beulproblems von Platten unter ebener Biege- und Scherbeanspruchung beschreibt der Verfasser seine sich innerhalb der Tragfähigkeit und bis zum Bruch erstreckenden Versuche an einem querbelasteten Träger von 13 m. Spannweite und 1 m. Höhe mit sehr dünnem Stehblech.

Bei den Versuchen im Rahmen der Tragfähigkeit wurde nach der Methode von Southwell die kritische Beullast jedes Stehblechfeldes gemessen. Bei den Bruchversuchen wurden die Querspannungen und -Verformungen der Felder wie auch die bleibenden Spannungen und Verformungen, die nach den Entlastungen bei steigenden Laststufen vorhanden waren, bestimmt.

Die Versuche zeigen, dass das Ausbeulen eine bedeutend weniger gefährliche fortschreitende Erscheinung ist als das Knicken. Der Träger bleibt weit über die theoretische kritische Last hinaus elastisch und seine Endlast ist ein Vielfaches dieser letzteren.

Der Verfasser schlägt deshalb zum Schluss vor, kleinere Sicherheitskoeffizienten als die zur Zeit geltenden anzuwenden.

Leere Seite
Blank page
Page vide