Zeitschrift: IABSE publications = Mémoires AIPC = IVBH Abhandlungen
Band: 14 (1954)

Artikel: Essais de voilement sur poutres à âme raidie
Autor: Massonnet, Ch.
DOI: https://doi.org/10.5169/seals-13944

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: 29.12.2025

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

Essais de voilement sur poutres à âme raidie

Ausbeulungsversuche an Trägern mit ausgesteiftem Steg

Buckling experiments on girders with stiffened web

CH. MASSONNET, Professeur à l'Université de Liège

Les essais qui font l'objet de la présente étude ont été exécutés par les Laboratoires d'Essais des Constructions du Génie Civil de l'Université de Liège, dans le cadre du programme des travaux de la Commission pour l'Etude de la Construction Métallique (C.E.C.M.).

La C.E.C.M., qui a été fondée en Belgique par les dirigeants des industries de la Sidérurgie et de la Construction métallique, a pour objet la recherche de moyens susceptibles de conduire à la réalisation d'importantes économies dans la construction des ouvrages en acier. Le plan de travail, établi en commun, montre le souci des promoteurs de relier le plus étroitement possible les deux aspects fondamentaux du problème: la connaissance du matériau d'une part et son utilisation rationnelle d'autre part. D'une manière générale, il comporte des recherches sur les propriétés mécaniques et la soudabilité des aciers courants de construction, l'étude des conditions de livraison des produits laminés et de l'allègement des profilés laminés, l'analyse expérimentale de détails constructifs, l'auscultation approfondie de plusieurs ponts métalliques en service, ainsi que la publication de notes techniques relatives au calcul et à l'exécution des constructions.

La réalisation de ce programme a été rendue possible grâce à l'intervention financière des industriels, aux subsides de l'Etat accordés par l'intermédiaire de l'Institut pour l'encouragement de la Recherche Scientifique dans l'Industrie et l'Agriculture (I.R.S.I.A.) et à l'appui des grandes administrations.

Les travaux sont répartis dans divers groupes d'étude réunissant les délégués des producteurs et des utilisateurs d'acier; ils sont exécutés dans les laboratoires universitaires et industriels, sous l'égide du Centre de Recherches scientifiques de l'Industrie des Fabrications Métalliques (C.R.I.F.) et avec la collaboration du Centre National de Recherches Métallurgiques (C.R.N.M.).

Je remercie les industriels et les hautes personnalités qui les représentent au sein de la C.E.C.M. d'avoir rendu possible la réalisation de la présente étude.

Fernand Frenay
Président du Comité Exécutif de la C.E.C.M.

CHAPITRE PREMIER

Etat actuel de la question et programme général des essais

§ 1. Introduction

Nos recherches expérimentales antérieures[1]) [1, 2] nous ont conduit avec notre collaborateur M. Greisch à créer deux abaques [3, 4] servant à dimensionner rapidement l'épaisseur de l'âme d'une poutre à âme pleine ainsi qu'à déterminer l'espacement de ses raidisseurs verticaux et la position en hauteur de ses raidisseurs horizontaux, en supposant que ces raidisseurs restent rectilignes pendant le voilement. Cette partie du problème du dimensionnement des poutres à âme pleine paraît ainsi résolue de manière rationnelle.

Il reste, pour résoudre complètement le problème, à établir des règles permettant de choisir dans chaque cas les dimensions de ces raidisseurs de façon qu'ils restent effectivement rectilignes, tout en étant aussi légers que possible.

La seule base théorique dont nous disposons actuellement pour dimensionner les raidisseurs de l'âme d'une poutre à âme pleine est la notion de *raidisseur strictement rigide*. Ce raidisseur est le plus léger de tous les raidisseurs rigides. On peut montrer, d'autre part, qu'il est plus avantageux que les raidisseurs entraînés par l'âme dans son voilement. C'est pourquoi nous désignerons la rigidité relative γ^* de ce raidisseur[2]) sous le nom de *rigidité optimum*.

La plupart des valeurs de γ^* connues actuellement sont consignées dans le tableau ci-dessous obtenu en complétant les résultats donnés dans la norme allemande DIN 4114 [5, 6].

La notion de rigidité optimum est une notion purement théorique, basée sur la théorie linéaire des plaques. Or, nos premiers essais de voilement [1, 2] ont montré à quel point le comportement réel des âmes différait des prévisions de cette théorie. Il faut donc s'attendre à ce que la notion de rigidité optimum, comme celle de charge critique de voilement, ne soit qu'une caricature de la réalité.

En particulier, une question se pose directement: la théorie dit bien qu'un raidisseur de rigidité γ^* reste rectiligne sous la charge critique théorique de voilement; mais elle ne nous donne aucun renseignement sur ce qui se passera dans le domaine postcritique. Or, ce domaine a dans le cas des âmes de poutres une signification pratique très grande, puisque les coefficients de sécurité au voilement sont très réduits et que la charge ultime est d'habitude de l'ordre du double de la charge critique théorique.

Il est donc indispensable d'entreprendre des essais en vue de confronter la

---

[1]) Les numéros entre parenthèses renvoient à la bibliographie placée à la fin du présent mémoire.

[2]) Pour les définitions de γ et de γ^*, voir à la fin du § 2.

notion de raidisseur strictement rigide avec l'expérience et en particulier d'étudier le comportement de tels raidisseurs dans le domaine postcritique.

Les essais dont nous allons parler rentrent dans le cadre des recherches entreprises par la Commission pour l'Etude de la Construction Métallique (C. E. C. M.) pour promouvoir le progrès de la construction métallique en Belgique.

Ils ont été exécutés dans la Halle Expérimentale des Laboratoires d'Essais du Génie Civil de l'Université de Liège, dont le Directeur est Monsieur le Proracteur F. Campus. Deux étudiants de dernière année ont sous la direction commune de Monsieur Campus et de l'auteur participé activement aux essais et à leur dépouillement.

§ 2. Programme général des essais — notations

Le but des essais est d'étudier la stabilité de panneaux d'âme raidis horizontalement ou verticalement, en auscultant les âmes de deux poutres soudées en double té divisées par des raidisseurs verticaux ultrarigides en quatre grands panneaux de 2,5 × 1 mètre et d'épaisseurs différentes.

Les raidisseurs étudiés sont principalement:

1° le raidisseur horizontal médian,

2° le raidisseur horizontal au quart, placé au milieu de la zone comprimée de l'âme,

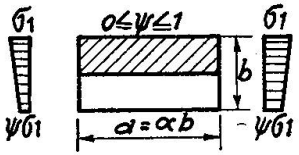
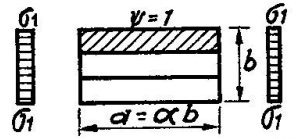
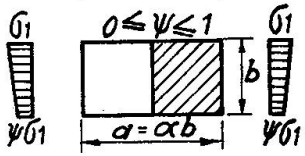
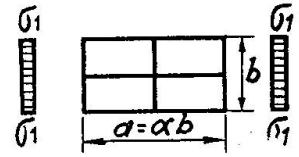
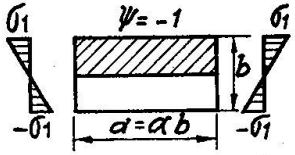
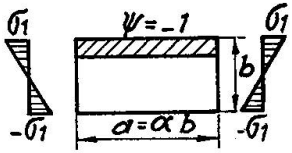
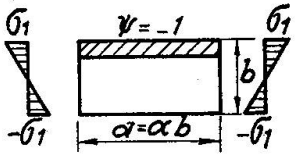
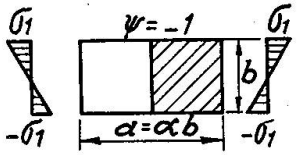
3° une série de 1, 2, 3 ou 4 raidisseurs verticaux identiques et équidistants, divisant un grand panneau de 2,5 × 1 mètre en une série de panneaux partiels identiques.

Pour chacune des deux poutres, on a effectué d'abord une série d'essais non destructifs, en faisant varier le nombre, la disposition et la rigidité relative γ des raidisseurs supplémentaires fixés sur l'âme.

Après achèvement de ces essais, on a effectué un essai jusqu'à la ruine sur la poutre entière, puis un essai jusqu'à la ruine sur chacun des deux tronçons d'extrémité.

Le dispositif expérimental adopté pour les essais sur la poutre entière est reproduit à la figure 1. Il comporte, comme dans les essais antérieurs [1, 2] une poutre en double té de 13 mètres de longueur sur 1 mètre de hauteur d'âme, simplement appuyée en A et B et soumise de bas en haut à l'action de 1 à 4 vérins hydrauliques placés selon les besoins en certains des cinq points C, D, E, F ou G. La figure montre la disposition des appuis et des cadres de guidage destinés à maintenir la poutre dans le plan vertical.

Dans toute la suite de ce rapport, nous désignerons par les lettres A, B, C, D, les quatre panneaux de 2,5 × 1 mètre chacun formant l'âme de la poutre sur les 10 mètres de portée compris entre les appuis.

	Dispositions des raidisseurs et sollicitations	Limites d'application	Valeur de γ^*
Tensions de compression variant linéairement sur la hauteur de la plaque	1. Raidisseur à mi-hauteur 	$\alpha < \sqrt{8(1+2\delta)-1}$	$\gamma^* = (0{,}53+0{,}47\psi)\left\{\frac{\alpha^2}{2}[16(1+2\delta)-2]-\frac{\alpha^4}{2}+\frac{1+2\delta}{2}\right\}$
		$\alpha > \sqrt{8(1+2\delta)-1}$	$\gamma^* = (0{,}53+0{,}47\psi)\left\{\frac{1}{2}[8(1+2\delta)-1]^2+\frac{1+2\delta}{2}\right\}$
	2. Deux raidisseurs identiques aux $^1/_3$ de la hauteur 	$\alpha < \sqrt{18(1+3\delta)-1}$	$\gamma^* = \frac{\alpha_2}{3}\left[36(1+3\delta)-2\right]-\frac{\alpha^4}{3}+\frac{1+3\delta}{3}$
		$\alpha > \sqrt{18(1+3\delta)-1}$	$\gamma^* = \frac{1}{3}[18(1+3\delta)-1]^2+\frac{1+3\delta}{3}$
	3. Raidisseur transversal à mi-longueur 	$0{,}4 \leqslant \alpha \leqslant 1{,}4$	$\gamma^* = \frac{4\left(\frac{4}{\alpha^2}-\frac{\alpha^2}{4}\right)}{\pi\alpha\left(1-\frac{\pi^2\alpha^4}{12\alpha^4-48}\right)}$
		$\alpha > 1{,}4$	Pratiquement sans effet
	4. Un raidisseur à mi-hauteur et un raidisseur transversal à mi-longueur 	$0{,}9 \leqslant \alpha \leqslant 1{,}1$	$\gamma_L^* = \frac{(1+\alpha^2)^2[4(1+2\delta_L)-1]}{2(1+p\alpha^3)}$ ou $p = \frac{\gamma_Q}{\gamma_L} = \frac{I_Q}{I_L}$ l'indice L se rapportant au raidisseur longitudinal, l'indice Q au raidisseur transversal.
Tensions de flexion pure	5. Raidisseur à mi-hauteur 		$\gamma^* = 1{,}3$
	6. Raidisseur au $^1/_4$ de la hauteur dans la zone comprimée 	$\alpha \leqslant 0{,}5$	$\gamma^* = 2{,}4+18{,}4\delta$
		$\alpha > 0{,}5$	$\gamma^* = (12+92\delta)(\alpha-0{,}3)$ avec comme valeur maximum $\gamma^* = 16+200\delta$
	7. Raidisseur au $^1/_5$ de la hauteur dans la zone comprimée 	$0{,}5 \leqslant \alpha \leqslant 1{,}5$	$\gamma = 3{,}87+5{,}1\alpha+(8{,}82+77{,}6\delta)\alpha^2$
	8. Raidisseur transversal à mi-longueur 	$0{,}6 \leqslant \alpha \leqslant 0{,}935$	$\gamma^* = 6{,}2-12{,}7\alpha+6{,}5\alpha^2$
		$\alpha > 0{,}935$	Pratiquement sans effet

Tensions de cisaillement	9. Raidisseur à mi-hauteur	$0{,}5 \leqslant \alpha \leqslant 2{,}0$	$\gamma^* = 5{,}4\,\alpha^2\,(2\,\alpha + 2{,}5\,\alpha^2 - \alpha^3 - 1)$
	10. Deux raidisseurs identiques aux $^1/_3$ de la hauteur	$0{,}3 \leqslant \alpha \leqslant 1{,}0$	$\gamma^* = 12{,}1\,\alpha^2\,(4{,}4\,\alpha - 1)$
	11. Raidisseur au $^1/_4$ de la hauteur	$0{,}5 \leqslant \alpha \leqslant 2{,}0$	$\gamma^* = 7{,}2\,\alpha\,(1 - 3{,}3\,\alpha + 3{,}9\,\alpha^2 - 1{,}1\,\alpha^3)$
	12. Raidisseur transversal à mi-longueur	$0{,}5 \leqslant \alpha \leqslant 2{,}0$	$\gamma^* = \frac{5{,}4}{\alpha}\left(\frac{2}{\alpha} + \frac{2{,}5}{\alpha^2} - \frac{1}{\alpha^3} - 1\right)$
	13. Deux raidisseurs identiques aux $^1/_3$ de la longueur	$1{,}0 \leqslant \alpha \leqslant 3{,}3$	$\gamma^* = \frac{12{,}1}{\alpha}\left(\frac{4{,}4}{\alpha} - 1\right)$
	14. Raidisseur transversal au $^1/_4$ de la longueur	$0{,}5 \leqslant \alpha \leqslant 2{,}0$	$\gamma^* = \frac{7{,}2}{\alpha}\left(1 - \frac{3{,}3}{\alpha} + \frac{3{,}9}{\alpha^2} - \frac{1{,}1}{\alpha^3}\right)$
	15. Plaque infiniment longue renforcée par des raidisseurs verticaux équidistants	$0{,}2 \leqslant \alpha \leqslant 1$	$\gamma^* = \frac{28}{\alpha} - 20\,\alpha$

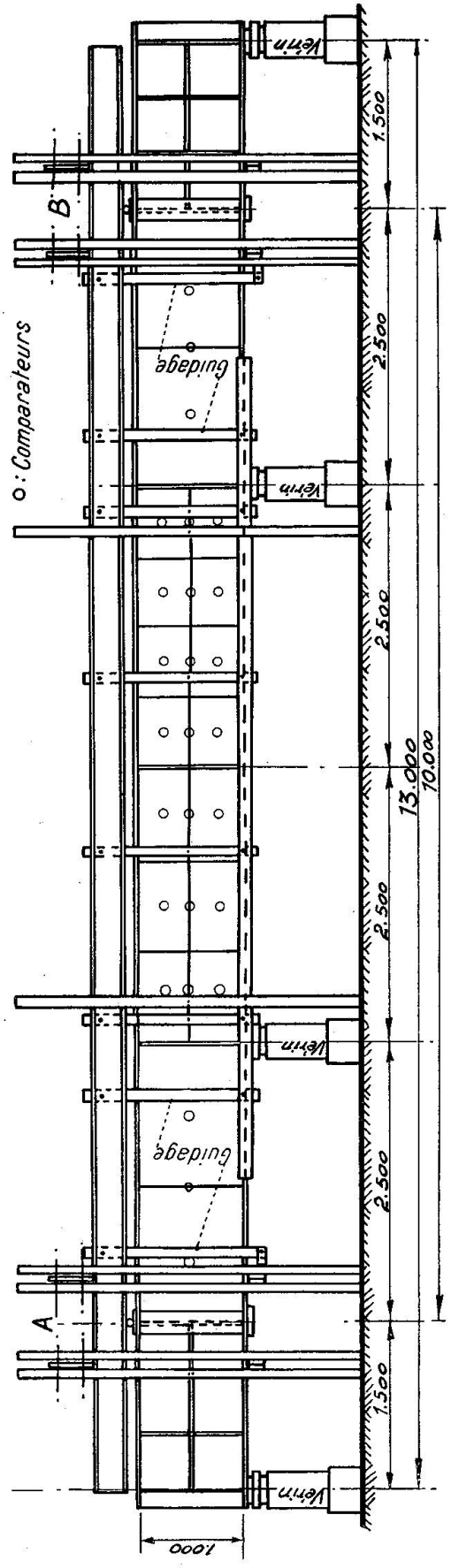


Fig. 1 Vue en élévation

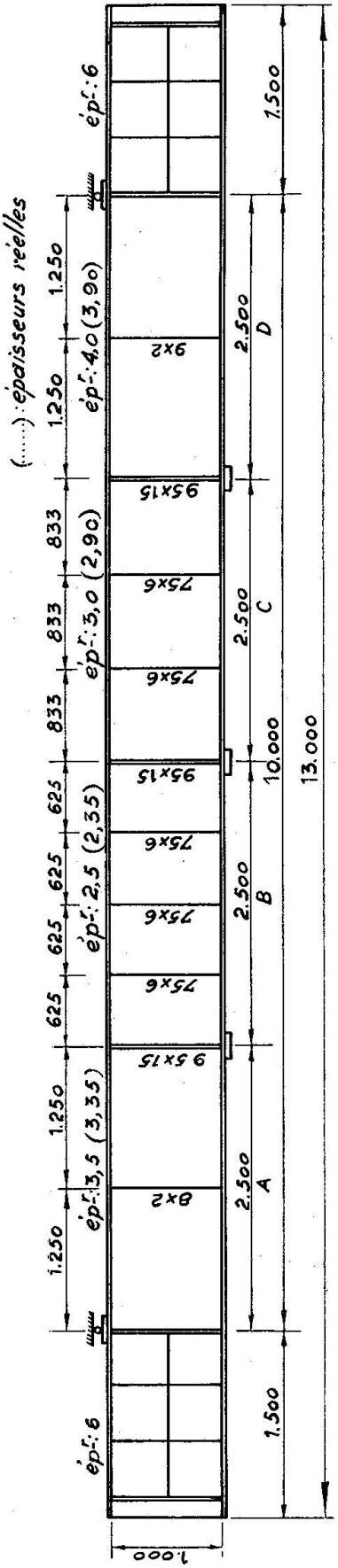


Fig. 3

Nous utiliserons systématiquement les notations générales suivantes (fig. 2):

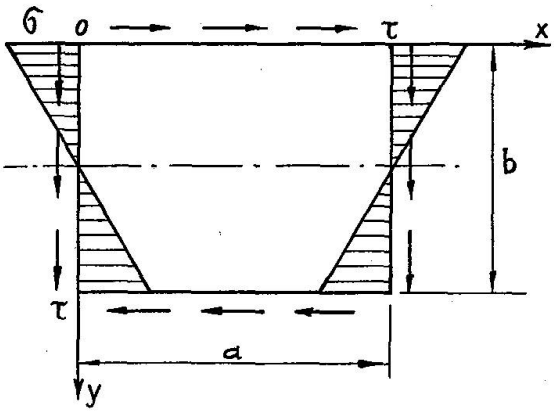


Fig. 2

a largeur d'un panneau d'âme,
b hauteur d'un panneau d'âme,
$\alpha = a/b$ rapport des côtés de ce panneau,
e épaisseur d'un panneau,
E module de Young,
η coefficient de Poisson,
$D = \frac{E e^3}{12(1-\eta^2)}$ rigidité de la plaque,
$\sigma_e = \frac{\pi^2 D}{b^2 h}$ tension de référence d'Euler,
σ tension maximum de flexion dans l'âme $\left(\sigma = \frac{M b}{2 I_{\text{poutre}}}\right)$,
τ tension maximum de cisaillement dans l'âme $\left(\tau = \frac{T}{b e}\right)$,

Pour chaque panneau, ces deux tensions sont calculées pour la section droite médiane du panneau,

$\xi = \frac{\tau}{\sigma}$, rapport de ces tensions,
P_{cr}^{th} valeur de la charge de référence appliquée à la poutre qui correspond, dans le panneau considéré, à une combinaison de tensions σ_{cr}, τ_{cr}, provoquant le voilement dans l'hypothèse où ce panneau est simplement appuyé sur ses quatre bords. Pour obtenir P_{cr}, on suit les règles classiques exposées dans les références 1 à 6.
I moment d'inertie d'un raidisseur d'âme pour la flexion normale au plan de l'âme,
$\gamma = \frac{E I}{b D}$ rigidité relative d'un raidisseur,
γ^* rigidité optimum, c'est-à-dire valeur minimum de γ pour laquelle le raidisseur reste rectiligne au cours du voilement du panneau.

Les autres notations seront introduites dans le texte au fur et à mesure de leur définition.

CHAPITRE DEUXIEME

Essais sur la première poutre

§ 1. Constitution de la poutre

La figure 3 donne les dimensions générales de la première poutre d'essai. Outre les raidisseurs *permanents* représentés à cette figure, on a soudé et ausculté, dans la suite des essais, de nombreux raidisseurs supplémentaires.

La poutre a été soudée avec soin et en respectant l'ordre d'exécution des soudures qui provoque le moins de tensions résiduelles; il n'a cependant pas été possible d'obtenir une planéité des panneaux aussi bonne que dans les essais antérieurs [1, 2].

Les caractéristiques mécaniques moyennes des aciers mis en œuvre sont les suivantes:

Endroit de prélèvement	Limite apparente supérieure d'élasticité en kg/mm²	Tension de rupture en kg/mm²
Semelle supérieure	29,8	39,6
Semelle inférieure	27,7	38,5
âme épaisseur 2,35 mm	27,6	37,6
„ „ 2,90 mm	20,1	34,2
„ „ 3,35 mm	20,1	33,7
„ „ 3,90 mm	26,4	34,8

Il n'est pas possible de reproduire dans le cadre de ce rapport résumé, les très nombreux calculs qui ont été effectués. On devra se borner, en général, à décrire brièvement les essais, puis à donner leurs conclusions.

§ 2. Résultats des essais non destructifs

On a réalisé successivement sur la poutre, 9 types de raidissages différents divisés en quatre classes; on a effectué sur chacun de ces types de nombreuses mises en charge distinctes (61 au total) en faisant varier l'emplacement et la puissance des vérins.

Ces essais ont été extrêmement décevants, en ce sens qu'ils ont été considérablement perturbés par des facteurs secondaires tels que les imperfections initiales, et les tensions et déformations dues au soudage. Ces facteurs, qui varient d'un essai au suivant, ont entaché les valeurs expérimentales des charges critiques de voilement d'erreurs considérables, en sorte qu'on ne peut se fier suffisamment aux résultats obtenus. Nous donnons ci-après les quelques conclusions qu'on a pu tirer de ces essais non destructifs:

1⁰ Vu la minceur des âmes essayées, les imperfections initiales des panneaux d'âme étaient notablement supérieures à celles présentées par la poutre de nos premiers essais (1948—1949). Par la répétition des opérations d'enlèvement des raidisseurs, puis de soudure de nouveaux raidisseurs, ces imperfections initiales se modifiaient d'ailleurs d'un essai à l'autre. Dans ces conditions, la méthode de Southwell n'a pas donné de résultats satisfaisants.

2⁰ La notion de raidisseur strictement rigide est une notion idéale; en pratique, vu les dissymétries inévitables de l'âme et de la mise en charge, on n'observe jamais de raidisseur qui reste parfaitement rectiligne sous charge. Cependant, quand on fait croître la rigidité relative γ du raidisseur, on arrive finalement à un stade où ce dernier ne subit plus que des déformations transversales négligeables, en sorte qu'il n'y a pratiquement plus d'intérêt, au point de vue de la stabilité du panneau, à augmenter sa rigidité.

3⁰ Les essais non destructifs ont montré que:

a) pour le raidisseur horizontal médian, ce stade paraît atteint lorsque

$$\gamma \equiv \gamma^*_{exp.} = 2\,\gamma^*_{théor.}$$

b) pour le raidisseur horizontal situé au milieu de la zone comprimée de l'âme, ce stade n'a pas été atteint dans les essais, au cours desquels on avait cependant essayé des raidisseurs tels que

$$\gamma = 2\,\gamma^*_{théor.}$$

La valeur $\gamma^*_{exp.}$ paraît être au moins égale à 5 fois $\gamma^*_{théor.}$

c) pour les raidisseurs verticaux, ce stade n'a pas été non plus atteint dans les essais, au cours desquels on avait cependant essayé des raidisseurs tels que $\gamma = 10\,\gamma^*_{théor.}$ La valeur $\gamma_{exp.}$ paraît être au moins égale à 15 ou 20 fois $\gamma^*_{théor.}$

4⁰ On notera que ces conclusions ne valent que pour le domaine de charges atteint dans les essais non destructifs, qui dépasse légèrement le domaine des charges de service.

Elles ne préjugent en rien du comportement du raidisseur au voisinage de la charge d'effondrement de la poutre.

§ 3. Technique expérimentale employée dans les essais jusqu'à la ruine

A. Choix du raidissage et de la mise en charge

Dans chaque essai, la position des raidisseurs et la disposition des vérins ont été choisies de manière à donner, autant que possible, la même charge ultime à tous les panneaux composant la poutre. Les efforts exercés par les divers vérins hydrauliques augmentent proportionnellement l'un à l'autre et sont de

la forme $K\,P$, où P est l'effort exercé par un des vérins pris comme référence. L'intensité de la mise en charge est ainsi complètement définie dès que l'on se donne la valeur de P. Comme il est connu que le rapport $P_{ultime}/P^{théorique}_{critique}$ augmente quand l'épaisseur de l'âme diminue, on s'est arrangé de façon à ce que les âmes les plus minces aient les plus faibles charges critiques.

Dans la préparation de chacun de ces essais, on s'est imposé de donner aux raidisseurs des dimensions telles qu'ils restent rectilignes dans le domaine post-critique *jusqu'au voisinage de la charge ultime.* Pour ce faire, on a déterminé, dans chaque cas, la rigidité relative théorique γ^* du raidisseur strictement rigide et on en a déduit la rigidité réelle à donner à ce raidisseur en multipliant γ^* par un coefficient k choisi en se basant sur l'expérience acquise au cours des essais précédents. On verra qu'on a été conduit, de cette façon, à prendre des coefficients k de plus en plus grands.

B. Appareils utilisés

On a utilisé dans tous les essais les appareils ci-après:

a) *tensomètres ohmiques de semelles* fixés sur les deux faces de la semelle comprimée, de part et d'autre de l'âme (4 par section droite) et sur la face extérieure de la semelle tendue de part et d'autre de l'âme (2 par section droite).

Ces tensomètres, dont le nombre a varié selon les essais de *35* à *50,* avaient pour buts:

1⁰ de mettre en évidence la plastification progressive des semelles,

2⁰ de déceler toute amorce de flambement de la semelle comprimée.

b) *tensomètres ohmiques de raidisseurs:* dans 4 des 6 essais jusqu'à la ruine, on a fixé des tensomètres ohmiques dans les sections médianes de certains raidisseurs verticaux, en vue de mesurer l'effort de compression qui pourrait naître dans ces raidisseurs s'il se produisait dans l'âme de la poutre une série de plis diagonaux constituant „l'état de tension diagonale" étudié par le professeur H. Wagner.

c) *rosettes:* dans la plupart des essais, on a fixé sur les deux faces de l'âme, au voisinage de sa jonction avec les semelles, des rosettes qui avaient pour buts:

1⁰ de mesurer les tensions de comparaison maxima dans le feuillet moyen de l'âme, ainsi que les tensions de flexion dues au voilement,

2⁰ de déceler éventuellement une rotation de la croix des tensions principales sous des charges croissantes qui devrait s'observer s'il se développait progressivement dans l'âme un „état de tension diagonale" selon Wagner.

Les mesures faites aux rosettes ont été dépouillées de la manière suivante:

1⁰ on effectue les moyennes des indications des branches correspondantes de deux rosettes qui se font face de part et d'autre de l'âme, ce qui four-

nit les indications d'une rosette fictive qui serait fixée sur le feuillet moyen de cette âme,

2⁰ on calcule pour toutes les charges appliquées à la poutre, la grandeur des tensions principales expérimentales et l'orientation de la croix des facettes principales,

3⁰ on recherche les mêmes quantités par voie théorique, en se basant sur les valeurs des tensions normales et tangentielles données par la théorie des poutres,

4⁰ on compare les résultats obtenus au 2⁰ et 3⁰ ci-dessus.

d) *comparateurs:* dans chacun des six essais, on a fixé sur l'âme et sur les raidisseurs de 35 à 50 comparateurs au centième de millimètre, placés de manière à mesurer les flèches transversales maxima. Le nombre de ces appareils a été renforcé dans les panneaux supposés les plus faibles.

Ces appareils sont destinés:

1⁰ à déterminer la charge critique expérimentale de chaque panneau et la charge limite d'efficacité de chaque raidisseur (voir à ce sujet le paragraphe 4, c) ci-après),

2⁰ à déterminer par lecture des déformations résiduelles après retour à charge nulle, la charge maximum jusqu'à laquelle la poutre est restée pratiquement élastique.

e) Enfin, toute la partie utile de la poutre a été badigeonnée d'un lait de chaux, dont l'écaillage au cours de l'essai permet de suivre aisément la progression des déformations plastiques.

C. Technique des essais

Avant de commencer un essai, on a déterminé la charge de ruine probable en se basant sur la tension de comparaison maximum théorique et en supposant que la poutre périra par excès de déformation plastique. Sur la base de cette charge ultime, on s'est fixé une série de charges en progression régulière, pour lesquelles on lira les indications de tous les appareils. Ces charges ont été choisies de façon que leurs intervalles décroissent quand on se rapproche de la charge ultime. On a effectué de fréquents retours à charge nulle — avec lecture à tous les appareils — en vue d'apprécier les déformations résiduelles.

§ 4. Phénomènes mis en évidence par les essais jusqu'à la ruine. Caractéristiques correspondantes

Avant de donner une synthèse des résultats obtenues dans les six essais jusqu'à la ruine, il importe de dégager de façon précise les divers facteurs qui permettent d'apprécier quantitativement le comportement sous charge d'un panneau d'âme raidi.

A. Paramètres géométriques du panneau

Le panneau est caractérisé tout d'abord par ses dimensions géométriques a, b, e, d'où l'on peut déduire

le rapport des côtés: $\alpha = \frac{a}{b}$ = largeur sur hauteur,

l'élancement: $\frac{b}{e}$ = hauteur sur épaisseur.

B. Paramètres mécaniques du panneau

Le panneau est soumis à un moment fléchissant moyen M et un effort tranchant T qui provoquent dans sa section médiane une tension normale maximum σ et une tension tangentielle τ (supposée uniformément répartie sur toute la section de l'âme). On désignera par ξ *le rapport* τ/σ. Les dimensions géométriques et la valeur du module d'élasticité E, pris égal à 21 000 kg/mm², suffisent pour calculer *la charge critique théorique* P_{cr}^{th} de chaque panneau d'âme. Chaque fois que cela a été possible, on a déterminé *la charge critique expérimentale* $P_{exp.}^{cr}$ du panneau par la méthode de Southwell (symbole S) ou bien en considérant que cette charge coïncide avec celle pour laquelle le diagramme flèche-charge présente un point d'inflexion (symbole I).

Outre ces deux charges critiques, il est relativement aisé de déterminer expérimentalement *la plus grande charge sous laquelle le panneau se comporte encore élastiquement* ($P_{max.}^{élast.}$); il suffit, pour cela, d'élever la charge par paliers et d'opérer de fréquents retours à charge nulle; on a admis dans les essais que $P_{max.}^{élast.}$ était dépassé lorsqu'il subsistait après déchargement, une flèche permanente donnée par la formule

$$f_{perm} = \frac{l^2}{e}\, 10^{-6} \text{ (en mm)}$$

où e est l'épaisseur du panneau envisagé en mm, l est la plus petite dimension du panneau partiel en mm.

Ce critère tient compte de ce que la flèche est d'autant plus importante, toutes choses égales d'ailleurs, que l'épaisseur est plus faible et que la portée de la plaque est plus grande.

Enfin, chaque essai jusqu'à la ruine permet de déterminer *la charge ultime* du panneau qui a cédé. Parfois, d'autres panneaux présentaient à ce moment des déformations telles qu'on peut admettre qu'ils avaient atteint pratiquement leur propre charge ultime. En général, cependant, la charge maximum atteinte ne représente qu'une limite inférieure de la charge ultime des panneaux essayés.

A propos de chaque essai, on donnera un tableau contenant les grandeurs P_{cr}^{th}, $P_{cr}^{expér.}$, $P_{max.}^{élast.}$ et P_{ultime}, ainsi que le rapport de ces quantités.

C. Paramètres mécaniques des raidisseurs

En principe, on n'a renforcé chaque panneau que par un seul type de raidisseur. On a cependant dû employer dans quelques cas des raidisseurs horizontaux médians et au quart simultanément pour éviter la ruine prématurée des panneaux à âme très mince.

Ces raidisseurs doubles sont occasionnels plutôt que systématiques; leur nombre est beaucoup trop faible pour qu'on puisse en dégager des lois expérimentales sûres concernant les raidissages doubles. Par ailleurs, on a actuellement extrêmement peu de données théoriques sur les rigidités relatives optima γ^* de deux raidisseurs placés sur un même panneau (cfr. réf. 6, pp. 656—657). Nous porterons donc ci-après notre attention principale sur les raidissages simples.

A ce point de vue, soulignons en passant un premier problème théorique non résolu:

on connaît les valeurs théoriques γ_σ^* et γ_τ^* de la rigidité optimum d'un raidisseur pour les cas de flexion pure et de cisaillement pur, respectivement, mais on ne sait pas quelle valeur adopter quand flexion et cisaillement agissent simultanément.

D'une recherche théorique à laquelle nous nous sommes livrés sur une plaque fléchie et cisaillée, munie d'un raidisseur vertical médian, nous avons conclu que, sous l'action simultanée des tensions σ et τ, on a, dans ce cas particulier, pour toutes les valeurs de $\xi \equiv \tau/\sigma$,

$$\gamma_\sigma^* \leqslant \gamma_{\sigma,\tau}^* \leqslant \gamma_\tau^*$$

c'est-à-dire qu'en prenant pour la rigidité optimum du raidisseur la plus grande des deux valeurs γ_σ^*, γ_τ^*, on commet une erreur dans le sens de la sécurité.

Faute de renseignements plus précis, on a adopté pour tous les types de panneaux raidis la règle valable dans le cas particulier ci-dessus, à savoir: *on prendra comme valeur γ^* en cas de flexion avec cisaillement la plus grande des deux valeurs γ_σ^*, γ_τ^*.*

Cette règle diffère considérablement de celle établie par le professeur Chwalla et reprise dans la norme allemande DIN 4114 (réf. 6, pp. 647); elle conduit à une dépense de métal nettement moindre.

Après cette parenthèse, examinons le comportement d'un panneau raidi sous charge croissante:

Le phénomène principal que les essais ont mis en évidence est le suivant: *tout raidisseur a un domaine d'efficacité déterminé.* Tel raidisseur, qui reste pratiquement rectiligne sous des charges comprises entre 0 et 40 tonnes, peut parfaitement prendre brusquement des déformations transversales rapidement croissantes à partir de cette dernière charge et cesser complètement de remplir son rôle de soutien pour des charges voisines de la charge ultime.

Ce phénomène se traduit clairement sur les diagrammes flèches-charges

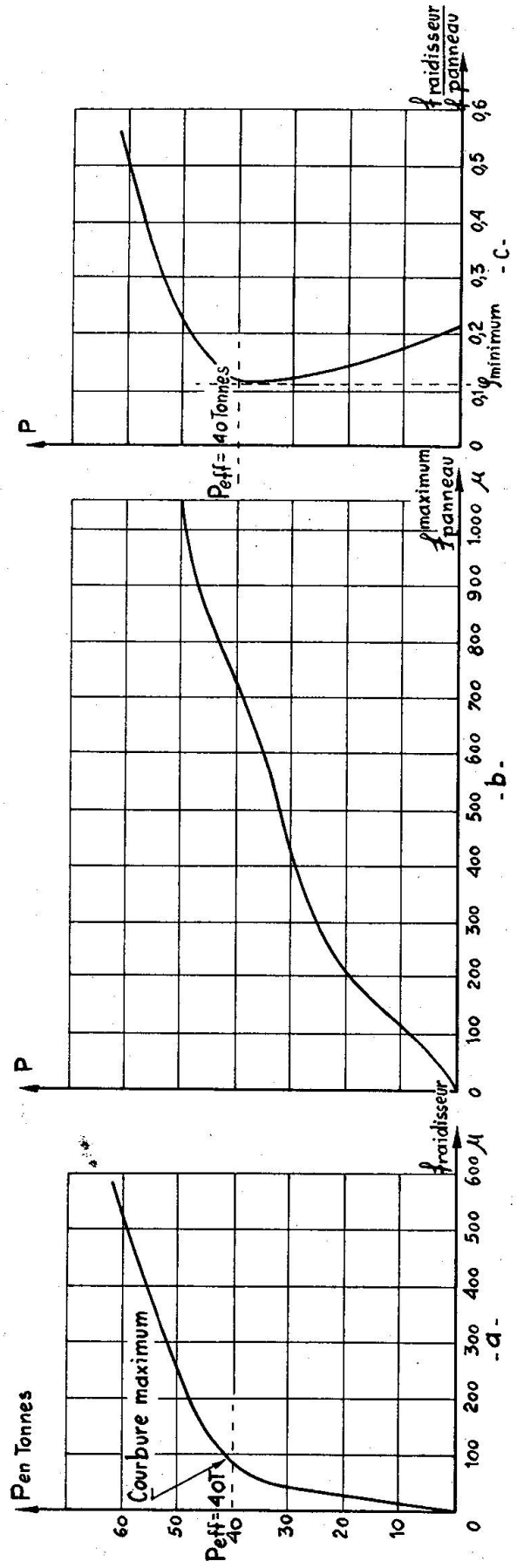

P en Tonnes
Courbure maximum
Peff = 40T
-a-
P
f raidisseur
μ
-b-
P
Peff = 40 Tonnes
f raidisseur / f panneau
f minimum
-c-

Fig. 4

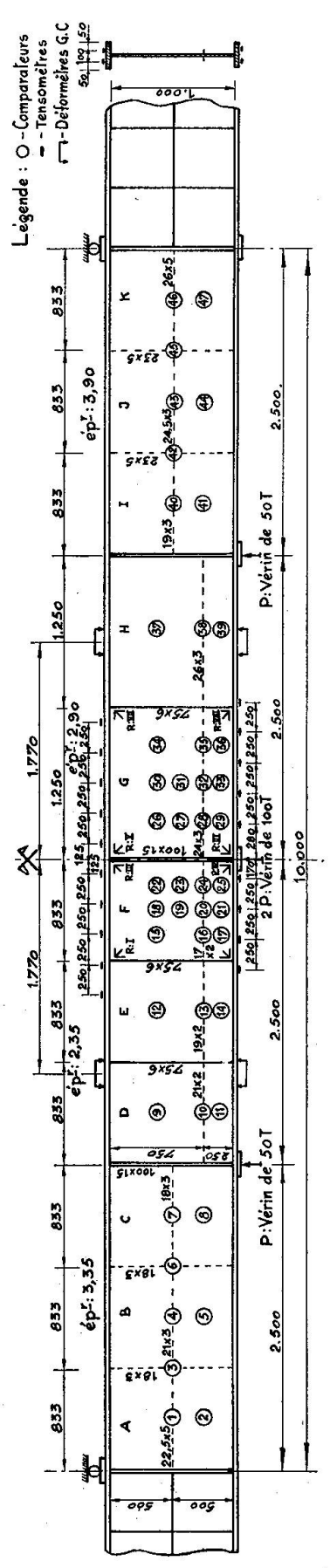

Légende : O - Comparateurs
- Tensomètres
- Déformètres G.C
P: Vérin de 50T
2 P: Vérin de 100T
10.000

Fig. 5

tracés pour le milieu du raidisseur (fig. 4a) et pour le point du panneau qui présente le déplacement transversal maximum (fig. 4b).

Il est rationnel d'appeler *limite d'efficacité du raidisseur l'ordonnée du point où le diagramme flèches-charges du raidisseur présente son maximum de courbure.*

Cependant, ce critère n'assure nullement à lui seul que le raidisseur considéré est efficace sous les faibles charges; il pourrait fort bien être insuffisant dès le départ.

Par suite des imperfections géométriques du panneau et des excentricités inévitables de la mise en charge, tout raidisseur subit immanquablement de légères déformations transversales sous les faibles charges; mais ces déformations sont en gros proportionnelles aux charges, tandis que les déformations de voilement croissent plus vite que les charges.

Si donc le raidisseur joue effectivement un effet stabilisateur et retient la tôle, le rapport

$$\varphi = \frac{\text{flèche du raidisseur}}{\text{flèche maximum du panneau}}$$

doit commencer par décroître quand la charge augmente (fig. 4c).

Il est alors naturel d'adopter *comme définition de la charge limite d'efficacité du raidisseur l'ordonnée du point du diagramme* (φ, P) *correspondant à* $\varphi_{minimum}$ (fig. 4e).

Plus la valeur minimum du rapport φ est faible, plus le raidisseur se rapproche du raidisseur rigide. Un rapport φ constamment nul correspondrait à un raidisseur parfaitement rigide.

L'expérience montre que les deux définitions adoptées ci-dessus pour la charge limite d'efficacité sont pratiquement équivalentes, de sorte qu'il est intéressant de considérer simultanément les diagrammes (f_r, P) et (φ, P).

La quantité

$$\epsilon = 1 = \varphi_{minimum}$$

pourrait servir de mesure de *l'efficacité du raidisseur sous la charge limite d'efficacité.* En effet:

$\epsilon = 1$ correspond au raidisseur parfaitement rigide.

$\epsilon = 0$ correspond au cas d'un raidisseur nettement insuffisant, puisque, dans cette dernière hypothèse, $\varphi = 1$, c'est-à-dire que c'est le raidisseur lui-même qui subit les plus fortes déformations transversales de tout le panneau. Remarquons bien que la valeur $\epsilon = 0$ ne signifie pas une efficacité réelle nulle, mais simplement insuffisante, car il est certain que, dans ce cas, l'absence de raidisseur conduirait à des déformations plus considérables du panneau. Néanmoins, un tel raidisseur doit être considéré en tout état de cause comme absolument insuffisant.

Remarque: les diagrammes représentés à la figure 4 sont ceux qui ont été observés le plus fréquemment. Dans un petit nombre de cas, on a rencontré des panneaux dont la flèche du raidisseur changeait une ou plusieurs fois de signe

au cours de la mise en charge, tout en restant très faible en valeur absolue, puis prenait brusquement des valeurs rapidement croissantes. Dans ce cas, il est raisonnable d'adopter comme charge limite d'efficacité celle pour laquelle la flèche du raidisseur passe en dernier lieu par zéro avant de croître rapidement. Ce point correspond évidemment à $\varphi = 0$, donc à $\epsilon = 1$.

Nous donnerons, à propos de chaque essai jusqu'à la ruine, les valeurs des quantités:

$P_{efficacité}$ et $\varphi_{minimum}$ ainsi que des rapports

$$\frac{P_{efficacité}}{P_{critique}^{théorique}} \quad \text{et} \quad \frac{P_{efficacité}}{P_{ruine}}$$

§ 5. Premier essai jusqu'à la ruine

Les dimensions de la poutre d'essai et de son raidissage, ainsi que la disposition des vérins de mise en charge et des appareils de mesure utilisés sont définies à la figure 5.

A. Compte-rendu de l'essai

La charge P a été portée successivement à 2, 4, 6, 7 et 8 tonnes; au-delà, on a progressé par bonds de 0,5 tonne. On a effectué après les charges de 8, 9 et 10 tonnes des retours à charge nulle afin d'apprécier l'ampleur des déformations plastiques.

L'essai n'a présenté aucune particularité jusqu'à la charge de 10,5 tonnes. Les déplacements transversaux de certains points du panneau F ont doublé lors du passage de 10,50 à 11 tonnes. La mise hors service de la poutre est survenue brusquement pendant qu'on effectuait les lectures aux appareils à 11 tonnes, par flambement de la semelle comprimée au droit du panneau F.

La tension fictive élastique maximum dans les semelles valait à ce moment 25,0 kg/mm². La tension maximum de comparaison dans l'âme était de 25,6 kg/mm².

La photo (figure 6) montre l'aspect du panneau F après la mise hors service de la poutre d'essai. On remarque nettement sur le cliché le *plissement* de la semelle comprimée ainsi que le pli horizontal du panneau partiel inférieur. Une grande cloque à peu près verticale (bien mise en évidence par deux lignes d'écaillage du lait de chaux) s'est produite le long du raidisseur recevant la charge du vérin de 100 tonnes et a provoqué le flambement du raidisseur horizontal disposé au quart inférieur du panneau. Ce raidisseur était soudé par points distants d'environ 100 mm et c'est entre deux de ces points de soudure que s'est produit le flambement. L'enseignement à tirer de ce flambement est que la technique de la soudure par cordons discontinus, intéressante pour le soudage et l'enlèvement des raidisseurs pendant les essais non destructifs, ne peut convenir dans le cas d'essais poussés jusqu'à la ruine; pour ces derniers, il est in-

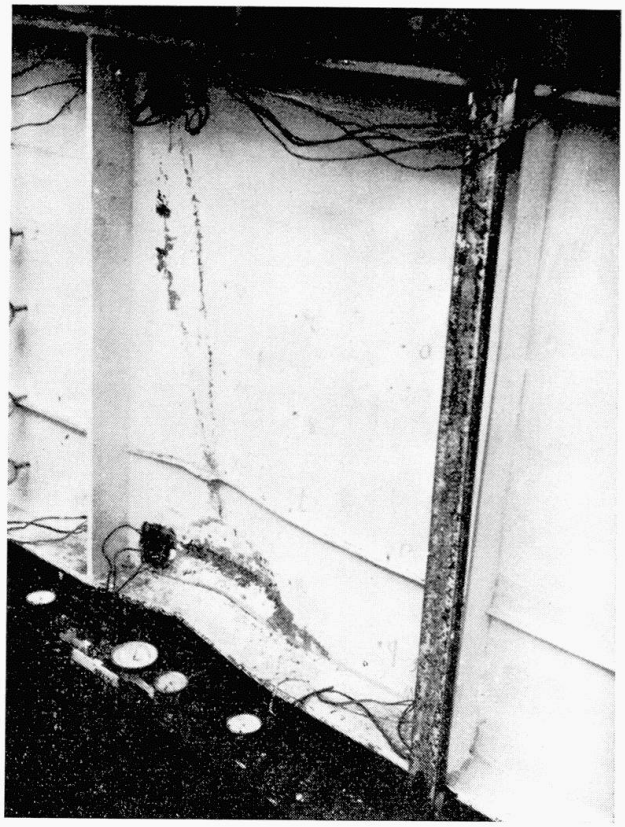


Fig. 6

dispensable d'adopter des cordons continus. Cette remarque vaut autant pour les raidisseurs horizontaux des poutres industrielles que pour ceux de nos poutres d'essai.

B. Résultats de l'essai

Le comportement des divers panneaux est résumé dans le tableau n° 1 ci-après.

Quant au comportement des raidisseurs, il fait l'objet du tableau n° 2.

Les figures 7, 8 et 9, données à titre d'exemples, montrent les diagrammes qui ont permis de déterminer la charge maximum d'efficacité des raidisseurs n° 1, 4 et 10 placés sur les panneaux *A*, *B*, *D*.

C. Conclusions de l'essai

Les conclusions de cet essai sont les suivantes:

1° Les raidisseurs verticaux se sont montrés tous nettement insuffisants bien que leur rigidité relative γ atteigne la valeur $1{,}96\,\gamma^*$;

2° Les raidisseurs horizontaux se sont montrés en général trop faibles; leurs déformations sont restées faibles sous les charges de service, mais ils ont perdu leur efficacité avant que la poutre n'atteigne sa charge ultime;

Tableau 1

Panneau	$\alpha \equiv \frac{a}{b}$	e mm	$\frac{b}{e}$	$\xi = \frac{\tau}{\sigma}$	P_{cr}^{th} tonnes	P_{cr} expériment. S	P_{cr} expériment. I	$\frac{P_{cr}^{exp.}}{P_{cr}^{th}}$	$f_{perm.}$ microns	$P_{max}^{él.}$ tonnes	P_{ruine} tonnes	$\frac{P_{ruine}}{P_{cr}^{th}}$	$\frac{P_{max}^{él.}}{P_{cr}^{th}}$
A	0,836	3,35	298	2,563	8,98	7,9	?	0,835	75	> 11	> 11	> 1,225	> 1,225
B	0,836	3,35	298	0,854	7,24	10	?	1,270	75	< 8	> 11	> 1,520	< 1,105
C	0,836	3,35	298	0,513	5,73	10,95	8	1,395	75	entre 8 et 9	> 11	> 1,920	entre 1,395 et 1,57
D	0,836	2,35	424	0,268	3,36	11	?	3,273	$\frac{239}{27}$	> 11	> 11	> 3,28	> 3,28
E	0,836	2,35	424	0,233	3,25	14,5	7,5	2,310	$\frac{239}{27}$	> 11	> 11	> 3,39	> 3,39
F	0,836	2,35	424	0,205	3,14	?	5,4	1,720	$\frac{239}{27}$	< 8	= 11	= 3,51	< 2,54
G	1,254	2,90	344	0,176	4,79	12,5	?	1,252	$\frac{194}{22}$	= 8	> 11	> 2,30	= 1,67
H	1,254	2,90	344	0,215	5,01	12,4	7,65	1,358	$\frac{194}{22}$	< 8	> 11	> 2,20	< 1,595
I	0,836	3,90	256	0,475	8,21	10,85	8,7	0,853	64	entre 9 et 10	> 11	> 1,34	entre 1,095 et 1,218
J	0,836	3,90	256	0,790	10,55	9,6	6,6	0,625	64	< 8	> 11	> 1,04	< 0,758
K	0,836	3,90	256	2,375	13,36	18,0	7,6	0,569	64	> 11	> 11	> 0,824	> 0,824

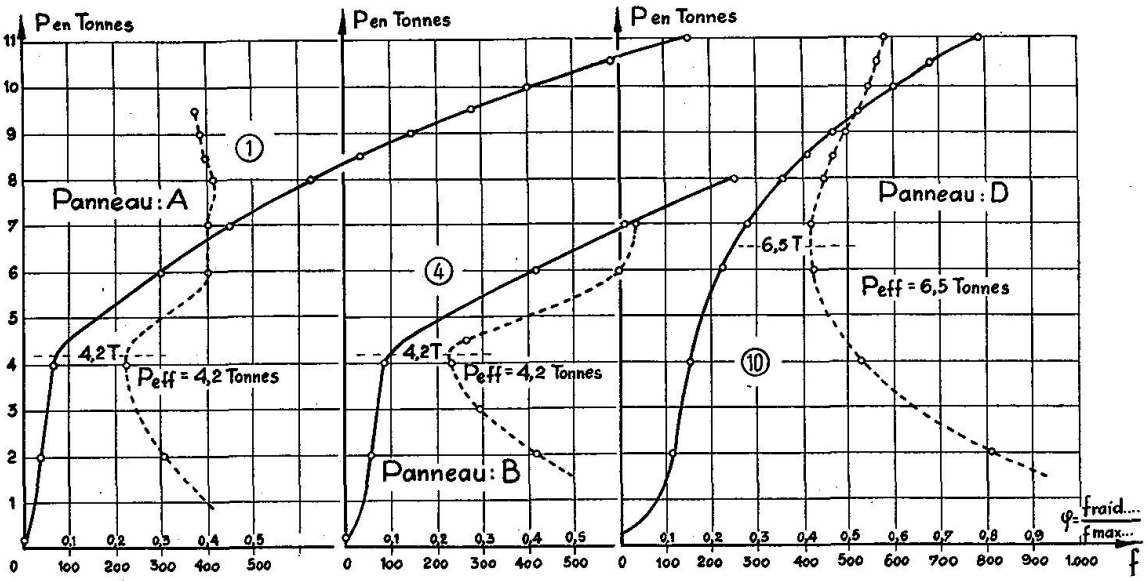


Fig. 7 Fig. 8 Fig. 9

3⁰ Il est indispensable de souder par des cordons continus tous les raidisseurs comprimés, c'est-à-dire tous les raidisseurs horizontaux placés ailleurs qu'à l'axe neutre;

4⁰ Pour les panneaux centraux *D*, *E*, *F*, *G*, *H*, qui étaient les seuls à peu près convenablement raidis, le rapport $P^{maximum}_{élastique} / P^{théorique}_{critique}$ a été au moins égal à 1,6 et a valu en moyenne *2,5*; le rapport $P_{ruine} / P^{théorique}_{critique}$ a été partout supérieur à 2,20 et a été supérieur en moyenne à 2,94.

Tableau 2

Panneau partiel	$\alpha \equiv \frac{a}{b}$	Position du raidisseur horizontal	γ^*	γ	$\frac{\gamma^*}{\gamma}$	$P_{efficacité}$		φ_{min}	$\epsilon = 1-\varphi_{min}$
						(P, f)	(P, φ)		
A	0,836	½	6,95	13,65	1,960	4,2	4,2	0,22	0,78
B	0,836	½	6,95	6,75	0,970	4,2	4,2	0,23	0,77
C	0,836	½	6,95	4,41	0,630	9,5	9,5	0,00	1,00
D	0,836	¼	8,25	12,22	1,483	—	6,5	0,41	0,59
E	0,836	¼	8,09	9,20	1,137	7,3	7,0	0,00	1,00
F	0,836	¼	7,90	6,73	0,852	—	0	1,00	0,00
G	1,254	¼	15,84	14,75	0,951	6,2	6,2	0,00	1,00
H	1,254	¼	16,19	18,51	1,14	—	0	1,00	0,00
I	0,836	½	6,95	3,38	0,480	—	0	1,00	0,00
J	0,836	½	6,95	6,80	0,980	—	8,5	0,76	0,24
K	0,836	½	6,95	13,38	1,930	0	0	1,00	0,00

Ces nombres sont analogues à ceux obtenus dans les essais antérieurs sur des panneaux à encadrement rigide. Les coefficients de sécurité adoptés pour ces derniers panneaux peuvent donc s'appliquer également à des panneaux raidis convenablement;

5⁰ Les rosettes n'ont pas décelé de rotation sensible de la croix des tensions principales sous les charges les plus fortes. On peut donc affirmer qu'il n'y avait pas de champ de tensions diagonales (effet WAGNER) sensible dans la poutre au moment de sa mise hors service.

§ 6. Deuxième essai jusqu'à la ruine

Les dimensions de la poutre d'essai et de son raidissage ainsi que la disposition des vérins de charge et des appareils de mesure sont définies à la figure 10.

A. Compte-rendu de l'essai

La charge a été élevée de 10 tonnes en 10 tonnes (au vérin de 100 tonnes) jusqu'à 60 tonnes, puis par bonds de 5 tonnes au-delà. Dans le but d'apprécier l'ampleur des déformations résiduelles, on a effectué des retours à charge nulle (pratiquement à une tonne) après les paliers suivants: 30—50—65—75 et 85 tonnes.

Fig. 11

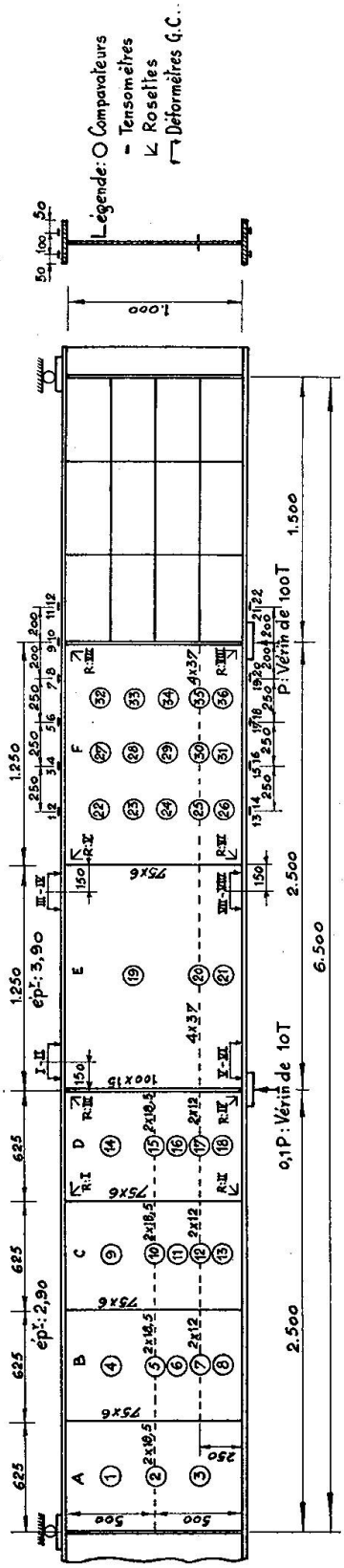

Légende: O Comparateurs
- Tensomètres
Rosettes
Déformètres G.C.
P: Vérin de 100T
0,1P: Vérin de 10T
ép: 3,90
ép: 2,90
6.500
2.500
1.500

Fig. 10

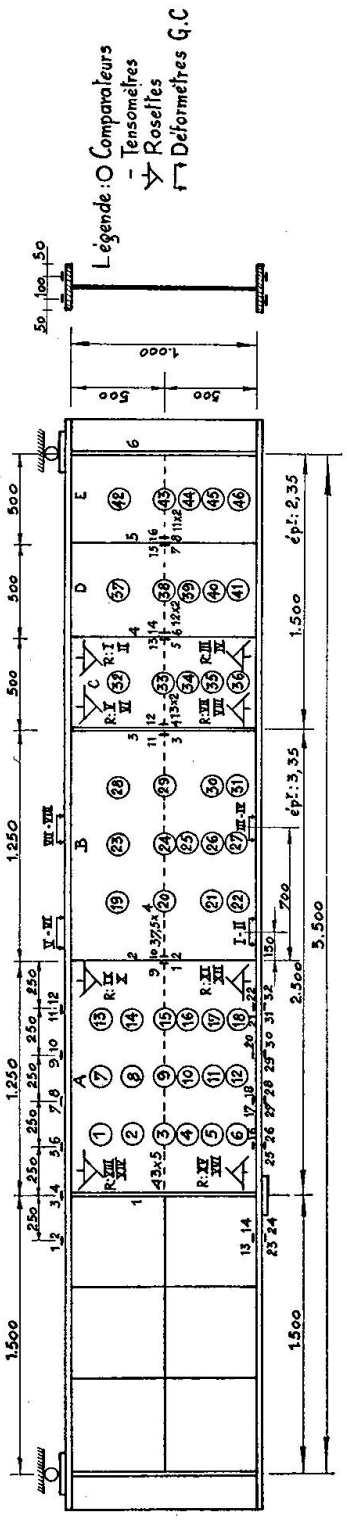

Légende: O Comparateurs
- Tensomètres
Rosettes
Déformètres G.C
ép: 2,35
ép: 3,35
5.500
2.500
1.500

Fig. 14

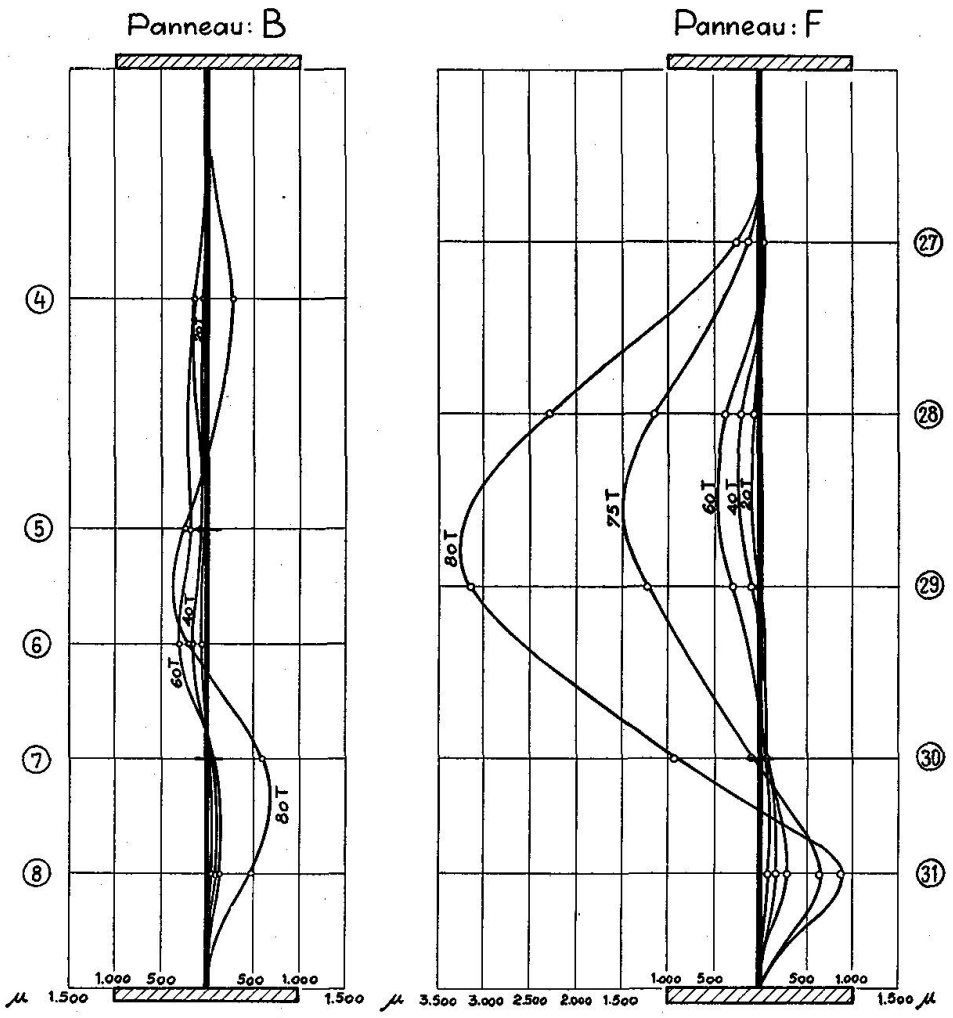


Fig. 12. Coupe verticale sous différentes charges

Ce n'est qu'à partir de 75 tonnes que sont apparues de grandes déformations transversales dans les âmes des différents panneaux. A cette charge, il s'est produit une légère cloque du panneau F, visible à l'œil nu. La chaux s'est écaillée sur les deux faces. A ce moment, la flèche maximum de ce panneau était d'environ 2 mm. Bien que la flèche maximum du panneau A ait été de 2 mm également à 75 tonnes, il était à prévoir que ce serait le voilement du panneau F qui entraînerait la ruine de la poutre. En effet, on sait que, plus l'épaisseur relative d'un panneau est faible, plus le rapport de sa charge ultime à sa charge critique de voilement est élevée (cfr. réf. 1, 2, 3).

Entre 80 et 85 tonnes, le quart inférieur de l'âme du panneau F s'est gondolé en plusieurs ondes, avec écaillage de l'enduit de chaux sur les 2 faces. Cet écaillage se marque nettement sur la photo figure 11 qui montre les déformations subies par le panneau F.

La charge maximum atteinte a été de 85 tonnes. La tension fictive élastique maximum calculée était à ce moment de 29,2 kg/mm² dans les semelles au droit de la section dangereuse.

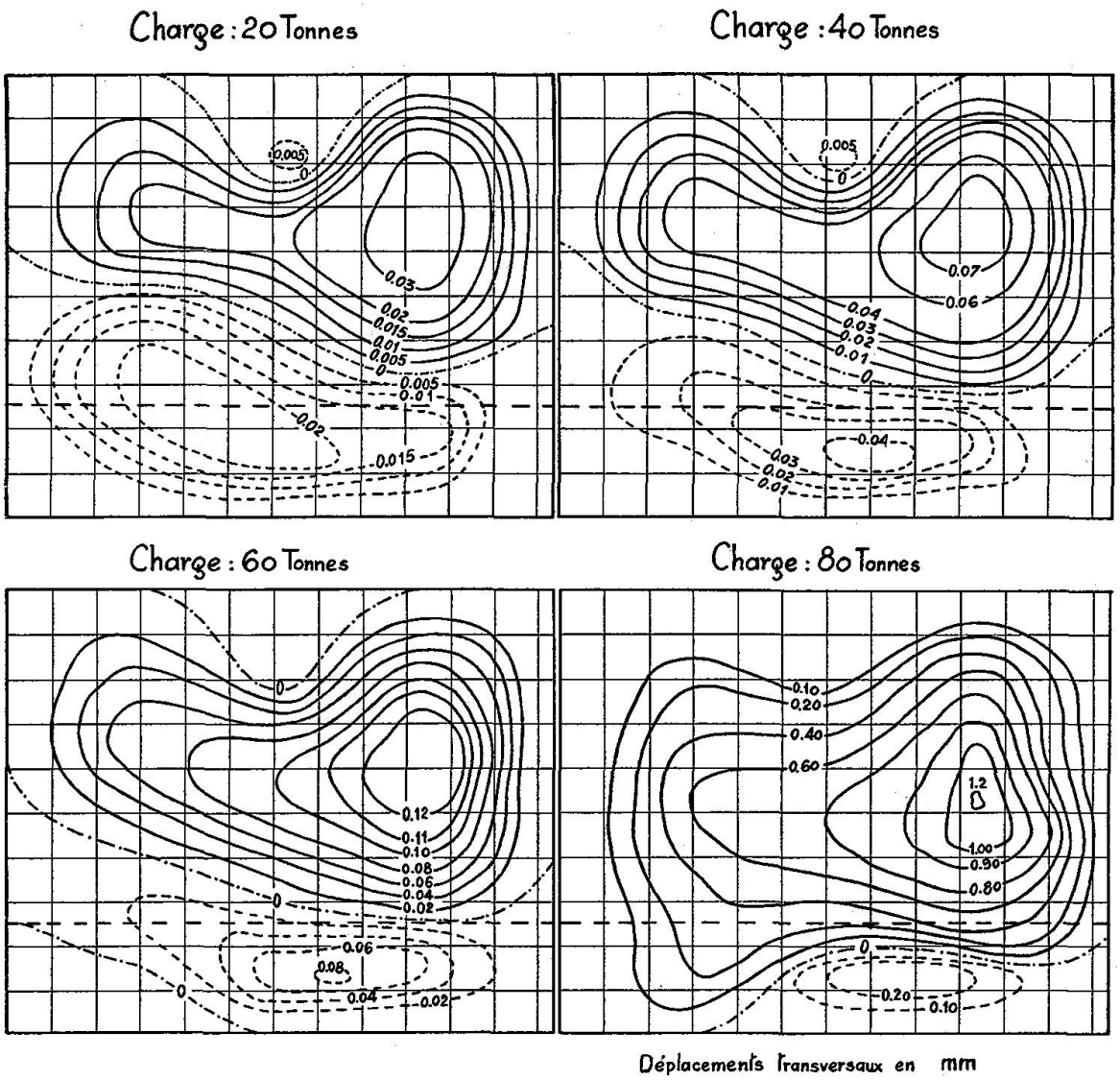


Fig. 13. Panneau F·

La tension maximum de comparaison dans l'âme dans la même section valait à ce moment 32,5 kg/mm².

La figure 12 donne une coupe verticale médiane, sous des charges croissantes, dans les deux panneaux qui ont le plus souffert (B et F). La figure 13 représente le panneau F en projections cotées, sous les charges P = 20, 40, 60 et 80 tonnes.

B. Résultats de l'essai

1⁰ le comportement des panneaux sous charge est résumé par le tableau n° 3 ci-après;

2⁰ le comportement des raidisseurs fait l'objet du tableau n⁰ 4 ci-après;

3⁰ les rosettes collées en regard l'une de l'autre sur les deux faces de l'âme n'ont en général pas décelé de rotation sensible de la croix des tensions princi-

pales. On peut donc affirmer qu'il n'y avait pas de champ de tensions diagonales (effet WAGNER) sensible dans la poutre au moment de sa mise hors service.

Tableau 3

Panneau	A	B	C	D	E	F
$\alpha = \frac{a}{b}$	0,627	0,627	0,627	0,627	1,254	1,254
e, en mm	2,90	2,90	2,90	2,90	3,90	3,90
b/e	344	344	344	344	256	255
$\xi = \frac{\tau}{\sigma}$	3,868	1,289	0,773	0,552	0,212	0,165
P_{cr}^{th}, en tonnes	47,3	64,4	45,2	34,5	63,3	59,5
$P_{cr}^{exp.}$ S	71	83,5	85,8	90,2	77,0	74,0
$P_{cr}^{exp.}$ I	75	70,0	70,0	65,0	68,0	?
f_{perm}, en microns	86	86 / 22	86 / 22	86 / 22	144 / 16	144 / 16
$P_{max.}^{él.}$, en tonnes	entre 65 et 75	id. A	id. A	id. A	id. A	entre 30 et 40
$\frac{P_{ruine}}{P_{cr}^{th}}$	1,80	1,32	1,88	2,46	1,34	–1,43
$\frac{P_{max.}^{él.}}{P_{cr}^{th}}$	entre 1,37 et 1,59	entre 1,01 et 1,16	entre 1,44 et 1,66	entre 1,88 et 2,17	entre 1,03 et 1,18	entre 0,50 et 0,67

C. Conclusions de l'essai

Les conclusions de cet essai sont les suivantes:

1⁰ Les charges critiques expérimentales sont toutes supérieures aux charges critiques théoriques et leur rapport vaut en moyenne 1,38.

2⁰ Le rapport de la charge de ruine à la charge critique est toujours supérieur à 1,32 et sa moyenne est supérieure à 1,71.

3⁰ Les charges maxima élastiques sont généralement plus grandes que les charges critiques théoriques (sauf pour le panneau F) et leur rapport vaut en moyenne 1,46.

4⁰ Les limites d'efficacité des raidisseurs des panneaux A, E et F, tout en dépassant 70 tonnes, paraissent légèrement insuffisantes. Il semble donc

Tableau 4

Panneau partiel	α	Position des raidisseurs	γ^*	γ	$\frac{\gamma}{\gamma^*}$	$P_{efficacité}$		φ_{min}	$\epsilon = 1 - \varphi_{min}$	$\frac{P^{moyen}_{efficace}}{P^{théorique}_{critique}}$	$\frac{P^{moyen}_{efficace}}{P_{ruine}}$
						(P, f)	(P, φ)				
A	0,627	½	2,11	4,74	2,25	70	70	0,20	0,80	1,48	<0,823
B	0,627	½ et ¼	2,11 4,435	4,74 1,45	2,25 0,327	19 57	19 53	0 0,17	1,00 0,83	0,285 0,854	<0,224 0,647
C	0,627	½ et ¼	2,11 4,435	4,74 1,45	2,25 0,327	71,5 75	71,5 75	0 0	1,00 1,00	1,58 1,66	<0,341 <0,882
D	0,627	½ et ¼	2,11 4,435	4,74 1,45	2,25 0,327	? 70	? 70	— 0	— 1,00	? 2,17	? <0,882
E	1,254	¼	18,12	28,97	1,60	71	71	0	1,00	1,12	<0,835
F	1,254	¼	18,12	28,97	1,60	73	73	0	1,00	1,23	0,858

recommandable d'adopter pour un raidisseur médian (avec $\alpha = 0{,}627$, $\frac{b}{e} = 344$ et $\xi = 3{,}87$)

$$\gamma > 2{,}25\ \gamma^*_{max.};$$

pour un raidisseur au quart (avec $\alpha = 1{,}25$, $\frac{b}{e} = 256$ et $\xi = 0{,}165$ à $0{,}212$)

$$\gamma > 1{,}60\ \gamma^*_{max.}.$$

5⁰ En ce qui concerne les panneaux B, C et D, on constate que le raidisseur médian, qui était largement dimensionné, a soutenu le raidisseur au quart, de sorte que l'ensemble a eu une efficacité satisfaisante. Ces panneaux n'ont pas été sollicités par des tensions suffisantes pour qu'on puisse juger de leur comportement au voisinage de leur charge ultime.

6⁰ Il ne s'est pas produit dans cet essai de champ de tensions diagonales sensible.

§ 7. Troisième essai jusqu'à la ruine

Les dimensions de la poutre d'essai et de son raidissage, ainsi que la disposition des vérins et des appareils de mesure sont définies à la figure 14.

A. Compte-rendu de l'essai

La charge a été élevée de 10 en 10 tonnes jusqu'à 60 tonnes puis au-delà par paliers de 5 tonnes. Afin d'apprécier l'ampleur des déformations résiduelles, on a effectué des retours à charge nulle (en réalité 1 tonne) après les paliers suivants: 20, 40, 60, 70, 80 et 90 tonnes.

Dès le début de la mise en charge, le comparateur n⁰ 45 a indiqué des flèches transversales importantes pour le panneau E. Ce panneau était adjacent à la partie voilée lors de l'essai sur la poutre complète et présentait une flèche initiale de l'ordre de l'épaisseur ($e = 2{,}35$ mm). Ce panneau a accusé au retour à zéro consécutif au palier de 40 tonnes une déformation transversale *résiduelle* de 0,455 mm. Aucun autre fait saillant n'est à noter avant 50 tonnes.

Sous 50 tonnes, la chaux s'écaille légèrement dans le panneau E qui accuse à ce moment une flèche de plus de 2,5 mm.

Entre 50 et 60 tonnes, le voilement du panneau E s'accroît encore fortement pour atteindre 3,2 mm au total sous 60 tonnes. L'enduit de chaux s'écaille dans les panneaux B et E, le long des raidisseurs verticaux 2 et 6 respectivement (voir figure 14).

Au retour à zéro après 60 tonnes, tous les comparateurs des panneaux D et E accusent des flèches permanentes prononcées, dont la plus grande est de 1,93 mm au comparateur n⁰ 45. Les phénomènes décrits ci-dessus vont en s'accentuant jusqu'à la charge de 80 tonnes, sous laquelle apparaît un écaillage important de la chaux dans le coin inférieur gauche du panneau A, à 0,4 mètre de l'axe du raidisseur 1.

Sous cette charge, la chaux commence également à s'écailler sur la semelle comprimée près du vérin de 100 tonnes, indiquant que cette semelle commence

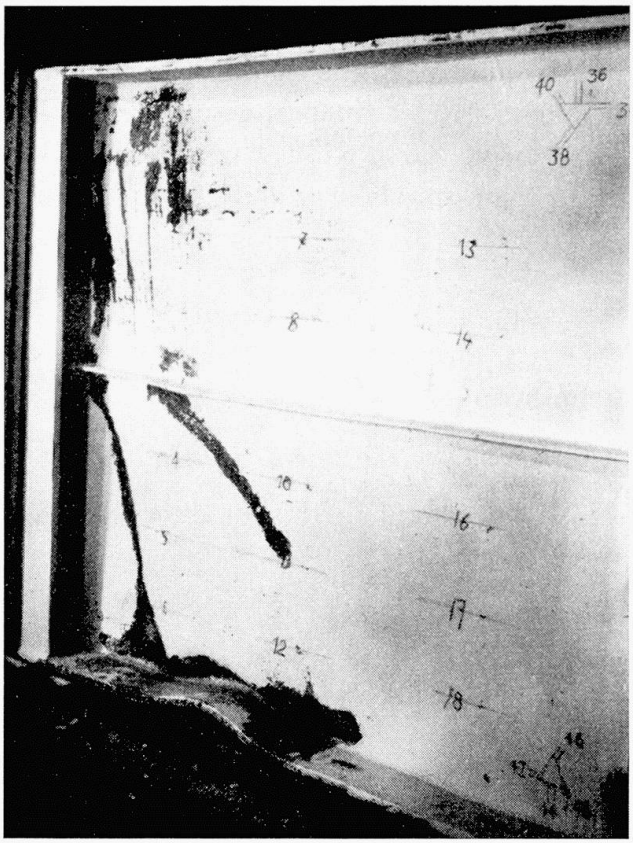


Fig. 15

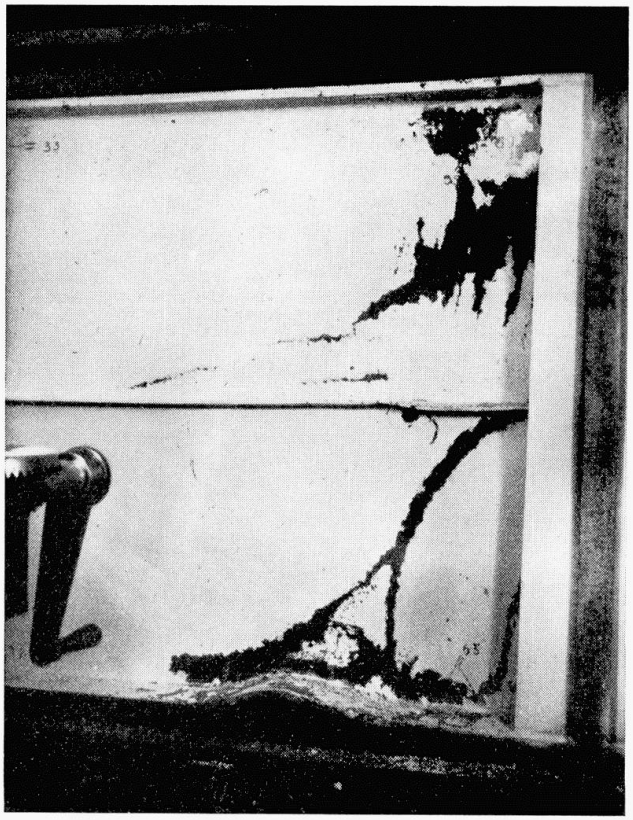


Fig. 15 bis

à se plastifier. Cette zone plastique s'amplifie continuellement depuis la charge de 80 tonnes jusqu'à la ruine survenue à *93,3 tonnes* par flambement plastique de la semelle comprimée au droit du panneau A. Sous la charge de ruine, la tension maximum théorique de flexion dans la semelle atteignait $\sigma = 29{,}4$ kg/mm² et la tension maximum théorique de comparaison dans l'âme dans la même section valait

$$\sigma_c = 33{,}7 \text{ kg/mm}^2.$$

Les photographies figures 15 et 15bis montrant les deux faces du panneau A après ruine de la poutre mettent bien en évidence le phénomène de flambement de la semelle comprimée.

B. Résultats de l'essai

1⁰ Le comportement des panneaux sous charge est résumé par le tableau n⁰ 5 ci-après.

2⁰ Le comportement des raidisseurs fait l'objet du tableau n⁰ 6 ci-dessous.

Tableau 5

Panneau	A	B	C	D	E
α	1,254	1,254	0,501	0,501	0,501
e, en mm	3,35	3,35	2,35	2,35	2,35
b/e	298	298	425	425	425
$\xi = \tau/\sigma$	0,316	0,502	1,161	1,936	5,805
P_{cr}^{th}, en tonnes	29,0	40,0	24,9	28,3	32,5
P_{cr} expérim., en tonnes:					
Southwell	73,0	85,5	92,0	58,0	35,0
Inflexion	75,0	89,5	—	—	—
$\dfrac{P_{cr}^{exp.}}{P_{cr}^{th}}$	2,52	2,14	3,69	2,05	1,08
$f_{résiduelle,\ en\ microns}$	74,0	74,0	106	106	106
$P_{élast.\ maximum}$, en tonnes	56,0	77,0	65	65	30
$\dfrac{P_{élast.}}{P_{cr}^{th}}$	1,93	1,93	2,61	2,30	0,92
P_{ruine}, en tonnes	> 93,3	> 93,3	> 93,3	> 93,3	> 93,3
$\dfrac{P_{ruine}}{P_{cr}^{th}}$	3,22	> 2,34	> 3,75	> 3,30	> 2,87
$\dfrac{P_{ruine}}{P_{cr}^{exper.}}$	1,28	> 1,09	> 1,02	> 1,61	> 2,67

Tableau 6

Panneau		*A*	*B*	*C*	*D*	*E*
Ordonnée relative des raidisseurs		½	½	½	½	½
α		1,25	1,25	0,50	0,50	0,50
$\frac{\gamma^*_{max.}}{\gamma}$		2,939	1,585	2,465	2,000	1,561
$P_{efficacité}$ en tonnes	(P, f)	—	≈60	≈84	55	—
	(P, φ)	75	≈60	≈84	65	50
φ_{min}		0,1	≈0	≈0	0,09	0,12
$\epsilon = 1 - \varphi_{min}$		0,9	≈1	≈1	0,91	0,88

3⁰ Renseignements fournis par les tensomètres ohmiques fixés sur les raidisseurs.

Ces tensomètres avaient pour but de déceler un „effet WAGNER" éventuel. Cet effet consiste en la déformation de l'âme suivant des plis inclinés à environ 45° et devrait se traduire par des efforts de compression appréciables dans les raidisseurs.

En fait, les tensomètres en question ont tous présenté de légères déformations de traction, croissantes avec la charge selon une loi non linéaire. Ces déformations correspondent sous la charge de 90 tonnes, à des tensions de *traction* de l'ordre de 5 kg/mm².

On a observé que les déformations élastiques et résiduelles des raidisseurs restent quasi-nulles jusqu'à la charge de 40 tonnes. Au-delà, elles augmentent toutes les deux suivant une loi quadratique.

Nous n'avons pas d'explication quantitative à proposer pour expliquer ce phénomène, mais son allure donne à penser qu'il pourrait être produit par des déformations plastiques locales provoquées par les tensions résiduelles en soudure.

De toutes façons, aucune espèce d'effet WAGNER n'a pu être décelé sur cette poutre, puisqu'on a même décelé l'effet inverse de celui prévu par WAGNER.

4⁰ Renseignements fournis par les rosettes collées sur les deux faces de l'âme.

Sous les faibles charges, les rosettes en question mesurent des déformations très semblables. Les tensions de flexion transversale marquées par l'écart des indications des rosettes des deux faces, ne deviennent appréciables qu'à partir de 60 tonnes.

On a constaté que les tensions principales sur les deux faces de l'âme du panneau *C* conservaient des directions pratiquement constantes. Celles du panneau *A*, par contre, changent légèrement de direction, mais l'effet décelé

est beaucoup plus faible que s'il se manifestait un champ de tensions diagonales du type „WAGNER".

C. Conclusions de l'essai

Les conclusions de cet essai sont les suivantes:

1⁰ Les charges critiques expérimentales sont toutes supérieures au double de la charge critique théorique (à part celle du panneau E, qui est douteuse).

2⁰ Le rapport de la charge ultime à la charge critique théorique est toujours de l'ordre de 3, excepté pour le panneau B où elle n'atteint que 2,34.

3⁰ Les charges maxima élastiques sont généralement doubles des charges critiques théoriques, sauf pour le panneau 1 où le rapport de ces charges est très faible. Ce panneau ayant été fortement déformé plastiquement lors de l'essai jusqu'à la ruine sur la poutre complète, cela indique que ces déformations plastiques ont un rôle défavorable sur l'étendue du comportement élastique ultérieur du panneau.

4⁰ Les charges limites d'efficacité de tous les raidisseurs sont supérieures aux charges critiques théoriques. Seuls, les raidisseurs des panneaux A, D, E sont restés pratiquement rigides sous la charge critique expérimentale, mais aucun d'entre eux n'est resté efficace jusqu'à la charge ultime.

Notons cependant que les raidisseurs des panneaux A et C ($\gamma/\gamma^{*\,max} =$ 2,94 et 2,96 respectivement) qui étaient plus rigides que ceux des panneaux voisins, ont atteint des charges limites d'efficacité supérieures à celles des raidisseurs des panneaux B, D, E. Ces charges sont de très peu inférieures aux charges ultimes correspondantes.

Il semble donc recommandable d'adopter pour les raidisseurs horizontaux médians, les valeurs ci-après:

$$\text{si } \alpha = 1{,}25, \quad \frac{b}{e} = 300, \quad 0{,}32 < \xi < 0{,}50: \quad \gamma = 3{,}2 \quad \gamma^*_{max.}$$

$$\text{si } \alpha = 0{,}5, \quad \frac{b}{e} = 425, \quad 0{,}80 < \xi < 1{,}16: \quad \gamma = 2{,}5 \quad \gamma^*_{max.}$$

5⁰ Il ne s'est pas produit, dans cet essai, de champ de tensions diagonales „à la WAGNER".

CHAPITRE TROISIEME

Essais sur la seconde poutre

§ 1. Constitution de la poutre

La deuxième poutre d'essai diffère de la première sur deux points seulement:

1⁰ la section des semelles a été portée de 200 × 15 mm à 200 × 20 mm afin de pouvoir réaliser des rapports M/T plus élevés et se rapprocher davantage des proportions des poutres réelles;

2⁰ les limites élastiques des différentes tôles mises en œuvre sont nettement plus élevées que dans le cas de la première poutre; voici les valeurs des caractéristiques mécaniques des aciers mis en œuvre:

Endroit de prélèvement			Limite apparente d'élasticité		Tension de rupture kg/mm²	Longueur du palier en millièmes	Allongement proportionnel de rupture		Striction en %
			infér. kg/mm²	supér. kg/mm²			sur $5{,}65\sqrt{\Omega}$	sur $8{,}16\sqrt{\Omega}$	
semelle supér.	extrém. *A*		25,6	26,6	49,7	0	33,2	28,2	51,6
	extrém. *B*		26,7	26,7	50,8	0	24,2	20,6	47,2
semelle infér.	extrém. *C*		27,0	27,0	50,7	0	25,2	20,7	48,2
	extrém. *D*		26,4	26,4	50,5	0	30,0	25,3	52,2
âme	épaisseur	2,50	32,8	33,2	47,4	15,0	*HL*	*HL*	51,6
		2,95	31,8	32,3	47,3	13,7	34,7	29,2	57,1
		3,50	29,4	29,6	46,0	?	32,9	27,4	50,5
		3,85	30,7	31,7	47,5	?	31,4	27,0	51,7
		6,00							

La poutre a été livrée munie d'un certain nombre de raidisseurs verticaux de rigidité surabondante qui sont représentés à la figure 8. Ces raidisseurs pratiquement indéformables divisent la poutre en un certain nombre de panneaux partiels que nous supposerons indépendants les uns des autres.

Le maximum de soin a été pris lors de l'exécution des soudures, en sorte que cette deuxième poutre présente une qualité nettement supérieure à la première.

§ 2. Résultats des essais non destructifs

Les essais non destructifs ont été divisés en trois groupes:

a) On a d'abord ausculté les *panneaux non raidis,* tels qu'ils se présentent sur le schéma de la figure 16a.

b) Ensuite, on a raidi les panneaux de la manière représentée à la figure 16b, en utilisant des raidisseurs de rigidité relative de l'ordre de grandeur de $\gamma^*_{théorique}$, c'est-à-dire théoriquement strictement rigides; nous désignerons cet ensemble sous le nom de „*premier raidissage*".

c) Enfin, dans le troisième groupe d'essais, on a porté la rigidité relative des raidisseurs à environ

3 γ^* pour les raidisseurs horizontaux médians,
4,5 γ^* pour les raidisseurs horizontaux au quart,
20 γ^* pour les raidisseurs verticaux supplémentaires.

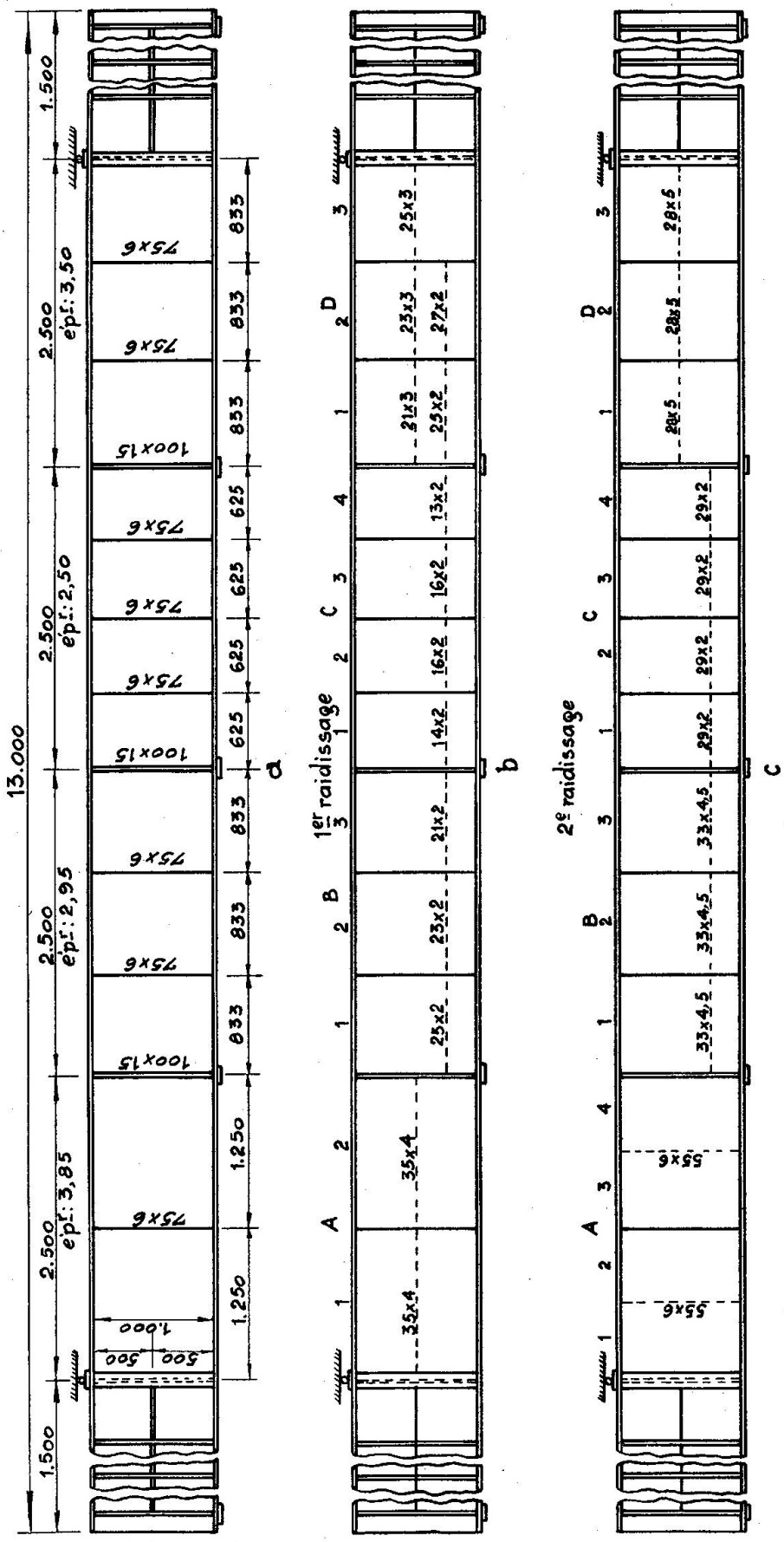

13.000
1.500
2.500
épr: 3,50
2.500
épr: 2,50
2.500
épr: 2,95
2.500
épr: 3,85
1.500
75x6
100x15
833
625
1.250
1,000
500
a
1er raidissage
35x4
25x2
21x2
14x2
16x2
13x2
21x3
25x2
25x3
27x2
b
2e raidissage
55x6
33x4,5
29x2
28x5
c
A
B
C
D

Fig. 16

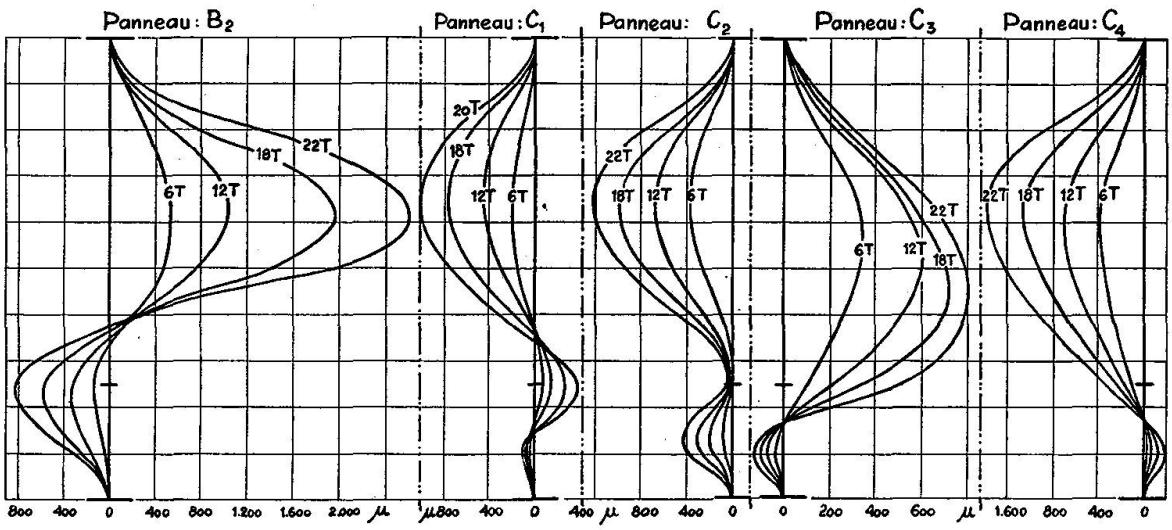
C'est le *second raidissage*, qui est représenté à la figure 16c. Dans chacun des trois états de la poutre définis ci-dessous, on a réalisé cinq types de sollicitations différents.

La figure 17 donne la coupe verticale médiane faite sous différentses charges, dans chacun des panneaux B_2, C_1, C_2, C_3 et C_4 de la poutre.

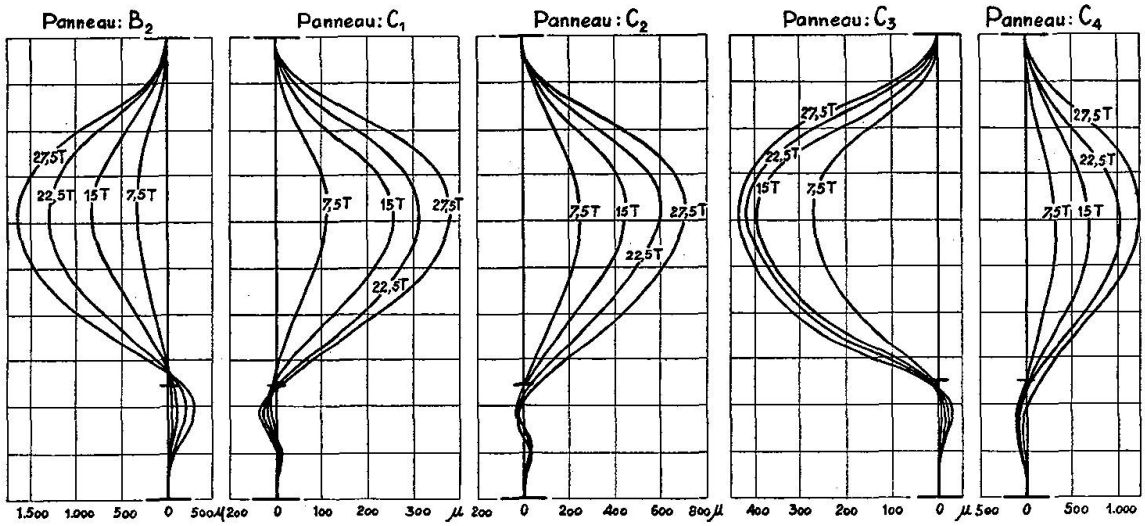
Les 5 figures du haut sont relatives au premier raidissage ($\gamma \cong \gamma^*$); il est visible que les raidisseurs sont insuffisants.

Les 5 figures du bas se rapportent au second raidissage ($\gamma = 4{,}5\,\gamma^*$ environ); elles montrent que les raidisseurs renforcés sont pratiquement rigides, du moins sous les charges les plus élevées mises en œuvre dans les essais actuels.

Les essais non destructifs ont permis, tout d'abord, de déterminer un assez grand nombre de charges critiques de panneaux raidis ou non raidis.



Premier raidissage ($\gamma \approx \gamma^*$)



Deuxième raidissage ($\gamma \approx \gamma^*$)

Fig. 17

Mais surtout, ils ont permis d'obtenir, pour les zones centrales B et C de la poutre, des valeurs expérimentales directes de la rigidité optimum des raidisseurs correspondants.

En effet, pour chaque type de mise en charge et pour chaque panneau des zones centrales B et C, on a construit le diagramme de la flèche du raidisseur (sous la charge maximum commune appliquée aux deux modes de raidissage), en fonction du rapport $\frac{\gamma}{\gamma^*}$ valable pour le raidisseur considéré. Nous avons ainsi obtenu deux points d'abscisses $\gamma/\gamma^* = \approx 1$, $\approx 4{,}5$, qui se disposent en général de la façon indiquée à la figure 18 pour les panneaux B_2 et C_1.

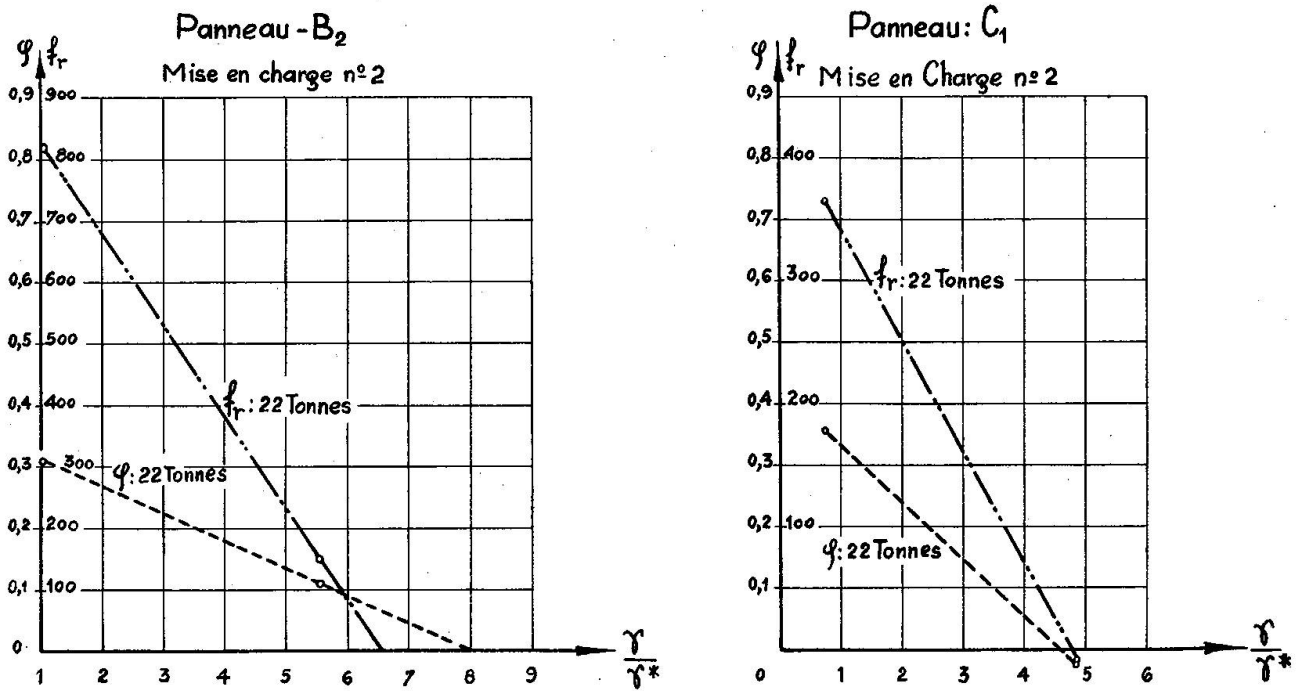


Fig. 18

L'examen de ces diagrammes conduit à adopter, pour définir la véritable rigidité optimum du raidisseur, le *critère suivant:*

La rigidité optimum expérimentale d'un raidisseur est définie par l'abscisse à l'origine du diagramme (flèche raidisseur, γ/γ^*).

Afin d'obtenir ce point avec le plus de précision possible, nous avons également porté sur les diagrammes $\left(f_r, \frac{\gamma}{\gamma^*}\right)$ les valeurs du rapport

$$\varphi = f^{maximum}_{raidisseur} \Big/ f^{maximum}_{panneau}$$

On a pu constater que, dans un grand nombre de cas, la droite joignant les deux points $\left(\varphi; \frac{\gamma}{\gamma^*}\right)$ correspondant aux valeurs $\gamma/\gamma^* \approx 1$ et $\approx 4{,}5$ rencontre l'axe des abscisses au même point que le diagramme $\left(f_r; \frac{\gamma}{\gamma_{max}}\right)$ (figure 18).

Nous constatons ainsi que le critère expérimental proposé ci-dessus est pratiquement équivalent au critère suivant:

La rigidité optimum expérimentale d'un raidisseur est définie par l'abscisse à l'origine du diagramme $(\varphi, \gamma/\gamma^*)$.

A l'aide des valeurs de γ obtenues par les diagrammes dont il vient d'être question, pour les cinq types de mises en charge exécutés, on a construit deux diagrammes polaires donnant les valeurs expérimentales trouvées pour le rapport γ/γ^* en fonction du rapport $\xi = \tau/\sigma$. La dispersion des points expérimentaux est assez considérable; néanmoins on peut constater que la quasi totalité des points sont *intérieurs* à deux ellipses; la mesure des demi-axes de ces ellipses nous conduit aux conclusions suivantes:

1° pour un panneau de rapport de côtés $\alpha = 0{,}833$, la rigidité optimum à adopter pour un raidisseur au quart doit être de
$\gamma = 7 \quad \gamma_\sigma^*$ si le panneau est sollicité à la flexion pure,
$\gamma = 5{,}5\,\gamma_\sigma^*$ si le panneau est sollicité au cisaillement pur.

2° pour un panneau de rapport de côtés $\alpha = 0{,}625$, on doit prendre
$\gamma = 6{,}3\,\gamma_\sigma^*$ si le panneau est sollicité à la flexion pure,
$\gamma = 5 \quad \gamma_\sigma^*$ si le panneau est sollicité au cisaillement pur.

Si l'on remarque à présent que les raidisseurs au quart ne sont utilisés que dans les zones de la poutre où la flexion prédomine (ξ_{petit}), on peut encore simplifier davantage les conclusions précédentes en adoptant un rapport γ/γ^* indépendant de ξ.

En définitive, ces essais non destructifs nous permettent de tirer les *trois conclusions principales ci-après:*

1° Les valeurs du rapport $P_{\text{critique}}^{\text{expérimental}} / P_{\text{critique}}^{\text{théorique}}$ déterminées par l'auscultation de panneaux raidis sont supérieures à l'unité et du même ordre de grandeur que les valeurs obtenues dans nos essais antérieurs (1949) effectués sur panneaux non raidis.

2° Des raidisseurs verticaux de rigidité relative $\gamma = 20\gamma^*$ ($\alpha = 1{,}25$; $b/e = 260$) sont restés rigides dans tout le domaine de charges exploré, c'est-à-dire pour des valeurs très différentes du rapport $\xi = \tau/\sigma$.

3° Les essais permettent de prédire que l'on obtiendra des raidisseurs horizontaux efficaces pour toutes les valeurs de ξ jusqu'aux environs de la charge de ruine, en adoptant:

a) pour les raidisseurs médians $\left(\alpha = 0{,}833;\ \frac{b}{e} = 286\right)$ $\gamma = 3{,}5\,\gamma_\sigma^*$;

b) pour les raidisseurs au quart de la hauteur:

1° $\alpha = 0{,}833;\ \frac{b}{e} = 340;\quad \gamma = 7\,\gamma_\sigma^*$.

2° $\alpha = 0{,}625;\ \frac{b}{e} = 400;\quad \gamma = 6\,\gamma_\sigma^*$.

§ 3. Essai jusqu'à la ruine sur la poutre entière

Les dimensions de la poutre d'essai et de son raidissage ainsi que la disposition des vérins et des appareils de mesure sont définies à la figure 19.

A. Compte-rendu de l'essai

La charge a été élevée par bonds de 2,5 tonnes jusqu'à 15 tonnes puis par bonds de 1 tonne au-delà. Afin d'apprécier l'ampleur des déformations résiduelles, on a effectué des retours à charge nulle après les paliers suivants: 10, 15, 18, 20 et 22 tonnes.

Aucun fait saillant n'est à souligner jusque 18 tonnes. Sous cette charge, on note un écaillage de la chaux dans le coin inférieur gauche du panneau C_1. Aux charges supérieures à 18 tonnes, cet écaillage s'étend de plus en plus. A 20 tonnes, la déformation de la partie comprimée du panneau C_1 devient considérable ($>$ 6 mm); le raidisseur horizontal se déforme plastiquement. Trois plis importants et nettement visibles à l'œil nu apparaissent à 21 tonnes dans les parties comprimées des panneaux B_3 et C_1, situées sous les raidisseurs horizontaux. On pourra se faire une idée du phénomène en examinant les figures 20 et 21. La figure 20 montre l'aspect que présentait la couche de chaux sous la charge de 21 tonnes; la figure 21 donne la carte en projections cotées de la déformée du panneau B_3 sous les charges de 12,5 et 17,5 tonnes.

La mise hors service de la poutre s'est produite pour $P = 22{,}95$ tonnes par flambement dans le plan de l'âme de la semelle comprimée, au droit du panneau C_1. Ce phénomène est accompagné du voilement par refoulement du panneau d'âme.

Les tensions maxima dans la semelle calculées par la résistance des matériaux valaient au moment de la ruine: 32,1 kg/mm². La tension de comparaison la plus élevée dans l'âme était à ce moment de 39,6 kg/mm².

B. Résultats de l'essai

1⁰ Le comportement des divers panneaux sous charge est résumé par le tableau n⁰ 1 ci-après.

2⁰ Le comportement des raidisseurs fait l'objet du tableau n⁰ 2 ci-dessous.

3⁰ Indications fournies par les tensomètres électriques collés sur les raidisseurs.

Les dilatations mesurées par ces appareils sont très faibles même sous les charges maxima; elles correspondent à des tensions d'une fraction de kg/mm²; ce sont des tensions de compression pour 4 des 5 raidisseurs auscultés.

C. Conclusions de l'essai

Les conclusions principales de cet essai sont les suivantes:

1⁰ Le rapport $P^{exp.}_{cr.}/P^{théor.}_{cr.}$ est compris entre 1,43 et 4,69 et vaut en moyenne *2,73*.

2⁰ Le rapport $P^{max}_{élast.}/P^{théor.}_{cr.}$ est compris entre 1,40 et 3,00 et vaut en moyenne *2,03*.

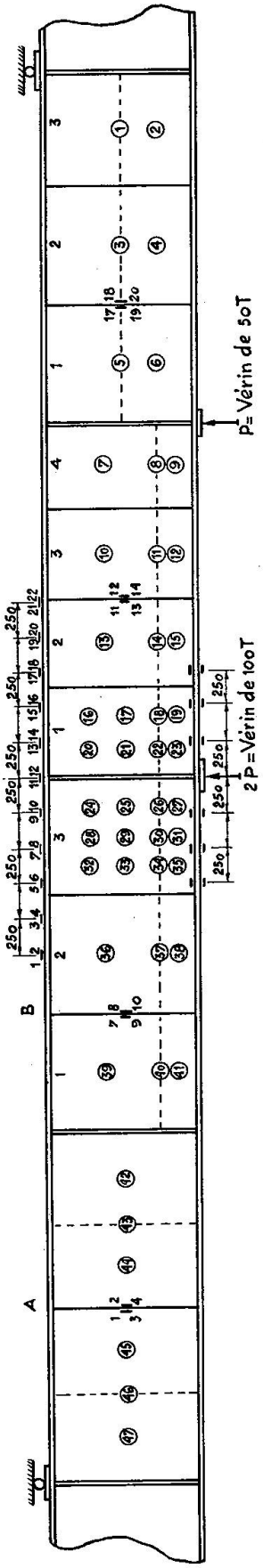


Fig. 19

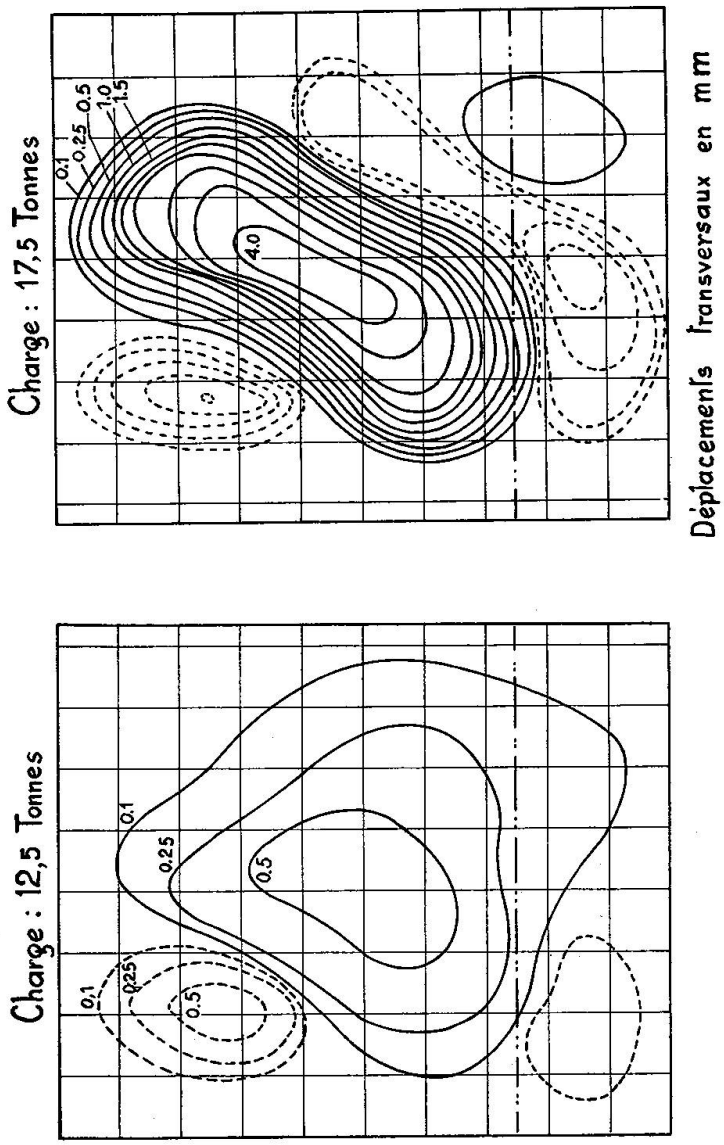


Fig. 21. Panneau: B_3

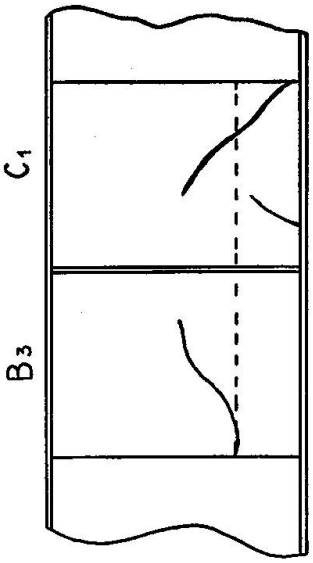


Fig. 20

Tableau 1

Panneau		e mm	b/e	α	P_{cr}^{th} tonnes	$P_{cr}^{expér.}$ tonnes	$\frac{P_{cr}^{expér.}}{P_{cr}^{th}}$	$P_{élast.}$ max. tonnes	$\frac{P_{élast.}^{max}}{P_{cr}^{théor.}}$	P_{ruine}	$\frac{P_{ruine}}{P_{cr}^{th}}$
A	1	3,85	260	0,625	15,12	27,6	1,83	> 22	> 1,45	> 23,3	> 1,54
	2				13,91	—	—	19,5	1,40	> 23,3	> 1,67
	3	3,85	260	0,625	12,19	22,5	2,14	> 22	> 1,80	> 23,3	> 1,91
	4				10,52	—	—	> 22	> 2,09	> 23,3	> 2,22
B	1	2,95	339	0,833	5,78	22,0	3,80	22 15	2,60	> 23,3	> 4,02
	2	2,95	339	0,833	5,68	24,0	4,21	22 17	3,00	> 23,3	> 4,1
	3	2,95	339	0,833	5,65	26,0	4,69	17 8	1,44	23,3	4,20
C	1	2,50	400	0,625	6,44	14,00	2,18	17 12	1,87	23,3	3,62
	2	2,50	400	0,625	6,63	—	—	18 15	2,26	> 23,3	> 3,52
	3	2,50	400	0,625	6,82	20,0	2,93	14 10	1,47	> 23,3	> 3,42
	4	2,50	400	0,625	7,03	16,8	2,39	18 18	2,56	> 23,3	> 3,32
D	1	3,50	286	0,833	8,60	15,5	1,80	> 22	> 2,56	> 23,3	> 2,71
	2	3,50	286	0,833	10,00	26,3	2,63	21	2,10	> 23,3	> 2,33
	3	3,50	286	0,833	11,90	17,0	1,43	21	1,77	> 23,3	> 1,95

Tableau 2

Panneau		Position du raidisseur	$\frac{\gamma}{\gamma^*_{max}}$	$P_{efficacité}$ en tonnes		φ_{min}	$\epsilon = 1-\varphi_{min}$	$\frac{P_{efficacité}}{P_{cr}^{théor.}}$	$\frac{P_{efficacité}}{P_{ruine}}$
				(P, f)	(P, φ)				
A	1,2	vertical	19,5	> 22	> 22	0,14	0,86	> 1,51	≈ 0,945
	3,4	vertical	19,5	20	17,5	0,18	0,82	1,65	< 0,805
B	1	au quart	4,57	—	20	0,28	0,72	3,40	< 0,850
	2	au quart	4,57	12,5	15	0,14	0,86	2,42	< 0,591
	3	au quart	4,57	18,5	18,5	0,09	0,91	3,34	0,795
C	1	au quart	4,86	16,0	—	—	—	2,49	< 0,586
	2	au quart	4,86	19,6	19,6	0	1,00	2,96	< 0,842
	3	au quart	4,86	17,5	—	—	—	2,57	< 0,751
	4	au quart	4,86	19,0	19,6	0,07	0,93	2,71	< 0,816
D	1	médian	3,25	—	19,0	0,42	0,58	2,22	< 0,816
	2	médian	3,25	15,0	15,0	0	1,00	1,50	< 0,644
	3	médian	3,25	> 22,0	> 22,0	0	1,00	> 1,85	≈ 0,945

3° Le rapport $P_{ruine}/P_{cr.}^{théor.}$ est compris entre 1,54 et 4,20 et vaut en moyenne *2,90*.

4° La rigidité des raidisseurs choisis a été en général *à peu près suffisante*. A part le raidisseur médian du panneau D_1, l'efficacité de tous les raidisseurs est supérieure à 0,72 et est de l'ordre de 0,90.

Le rapport $P_{efficacité}P_{ruine}$ est toujours supérieur à 0,6 et vaut en moyenne *0,783*.

On peut donc sur la base de cet essai, recommander pour γ les valeurs suivantes:

a) *raidisseur vertical médian*

$$\left(\alpha = 1{,}25; \quad \frac{b}{e} = 260; \quad 0{,}6 \leqslant \xi \leqslant 4\right)$$

$$\gamma = 20\gamma^*$$

b) *raidisseur horizontal médian*

$$\left(\alpha = 0{,}833; \quad \frac{b}{e} = 286; \quad 0{,}66 \leqslant \xi \leqslant 3{,}30\right)$$

$$\gamma = 3{,}25\gamma^*$$

c) *raidisseur horizontal au quart*

1° $\alpha = 0{,}625; \quad \frac{b}{e} = 400; \quad 0{,}23 \leqslant \xi \leqslant 0{,}30$

$$\gamma = 5\gamma^*$$

$$2^0 \quad \alpha = 0{,}833; \quad \frac{b}{e} = 286; \quad 0{,}35 \leqslant \xi \leqslant 0{,}55$$

$$\gamma = 5\gamma^*$$

5⁰ On n'a décelé d'„effet WAGNER" sensible dans aucun panneau de la poutre d'essai.

§ 4. Essai jusqu'à la ruine du Tronçon terminal de 6,35 mètres (II ER 2) (épaisseurs des âmes 2,95 et 3,85 mm)

Les dimensions de la poutre d'essai et de son raidissage, ainsi que la disposition des vérins et des appareils de mesure, sont définies à la figure 22.

A. Compte-rendu de l'essai

La charge a été élevée de 10 tonnes en 10 tonnes (au vérin de 100 tonnes) jusqu'à 50 tonnes, puis par bonds de 5 tonnes. On a effectué des retours à charge nulle (pratiquement à 0,2 tonne) après les paliers suivants: 30, 50, 60, 70, 80 et 90 tonnes.

Dès les premières mises en charge, c'est le panneau C qui souffre le plus. Les comparateurs 25, 28, 29 et 32 marquent les flèches transversales les plus importantes. A 50 tonnes, ces flèches atteignent 2 mm pour le comparateur 29 et 1 mm pour les comparateurs 25, 28 et 32. Après le retour à 70 tonnes, les comparateurs 28, 29 et 32 accusent plus de 1 mm de flèche résiduelle. Entre 70 et 80 tonnes, le voilement du panneau C s'accroît fortement pour atteindre 8,83 mm sous 80 tonnes.

Au retour à zéro qui suit, les comparateurs 29 et 32 du panneau C accusent des flèches permanentes de 7,87 et 6,70 mm respectivement. La chaux s'écaille fortement dans ce panneau à partir de 70 tonnes.

La figure 23 représente la progression de l'écaillage de la chaux sur une des faces de la poutre; les chiffres placés aux divers endroits indiquent la charge en tonnes à partir de laquelle l'écaillage s'est développé.

A 80 tonnes, le comparateur n⁰ 27 placé sur le raidisseur médian du panneau C accuse une flèche de 1 mm. Notons aussi qu'il apparaît progressivement à partir de 60 tonnes dans l'âme de 6 mm du panneau extrême de gauche, un quadrillage de lignes de glissement horizontales et verticales.

Entre 80 et 90 tonnes, les déformations décrites ci-dessus s'accroissent encore. On observe également un gondolement important de la partie des panneaux A et B située sous le raidisseur comprimé, ainsi qu'un gondolement des 2 panneaux de la tôle de 6 mm adjacents au vérin de 100 tonnes.

Ces déformations de l'âme s'accompagnent d'une importante déformation plastique dans le plan vertical de la zone $A\,B\,C$ de la poutre ainsi que d'un flambement plastique dans son plan de la semelle comprimée.

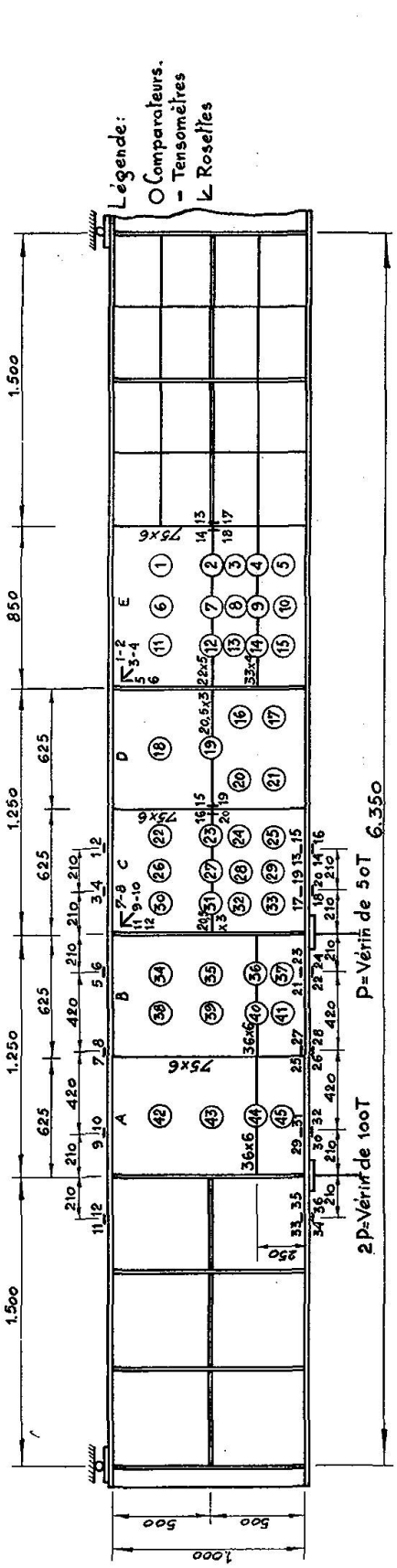

Légende:
O Comparateurs.
- Tensomètres
L Rosettes
1.500
850
1.250
625
1.250
625
1.500
75x6
36x6
P=Vérin de 50T
2P=Vérin de 100T
6.350
500
500
1.000

Fig. 22

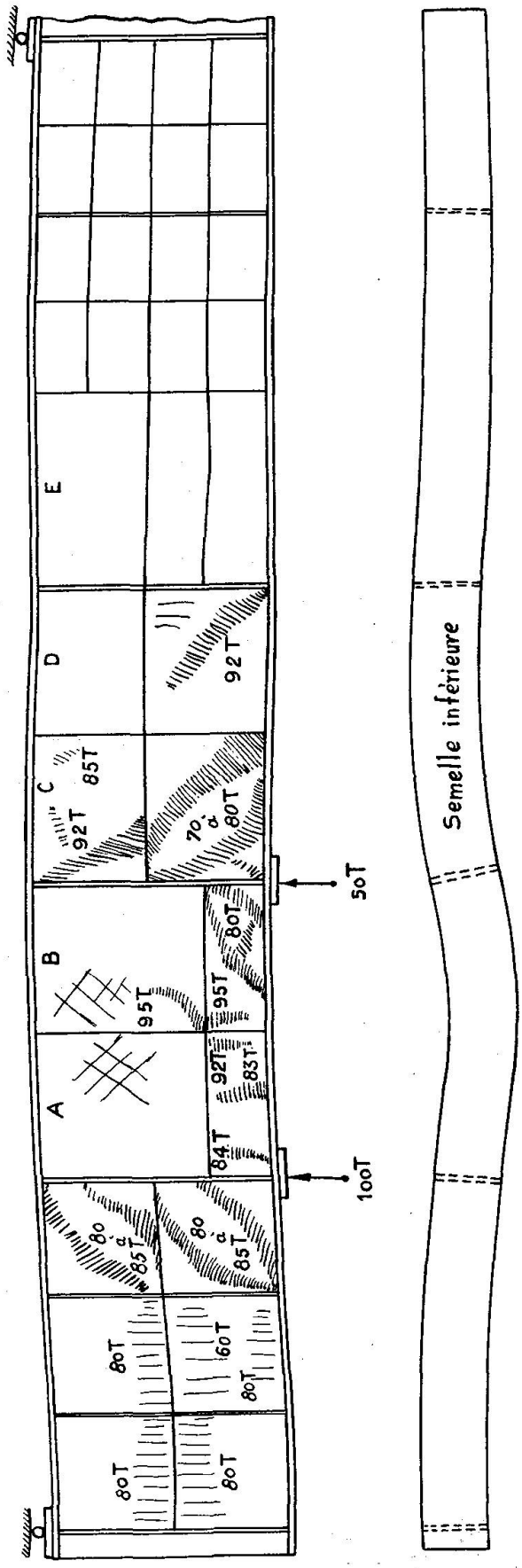

Semelle inférieure
50T
100T
92T
85T
95T
80T
84T
83T
80T
60T

Fig. 23

Fig. 24

L'essai a été interrompu au moment où la poutre s'est déformée sous charge constante; la charge maximum atteinte a été de 96 tonnes.

La figure 23 montre l'aspect d'une des faces de la poutre à ce moment, ainsi que la forme en plan de la semelle comprimée; la figure représente également la déformée verticale de la poutre, amplifiée 2,5 fois pour la faire ressortir davantage.

La figure 24 montre l'aspect des panneaux C et D à la fin de l'essai; la photo figure 25 représente de même l'aspect des panneaux A et B.

Enfin, les figures 26 et 27 représentent en projections cotées, l'évolution avec la charge des déformées des panneaux C et E.

Sous la charge maximum de 96 tonnes, la tension fictive élastique maximum calculée était de 33,43 kg/mm² dans les semelles au droit de la section dangereuse; la tension maximum de comparaison dans l'âme dans la même section valait 37,23 kg/mm².

B. Résultats de l'essai

1⁰ Le comportement des divers panneaux sous charge est défini par le tableau n⁰ 3.

2⁰ Le comportement des raidisseurs fait l'objet du tableau n⁰ 4 ci-après.

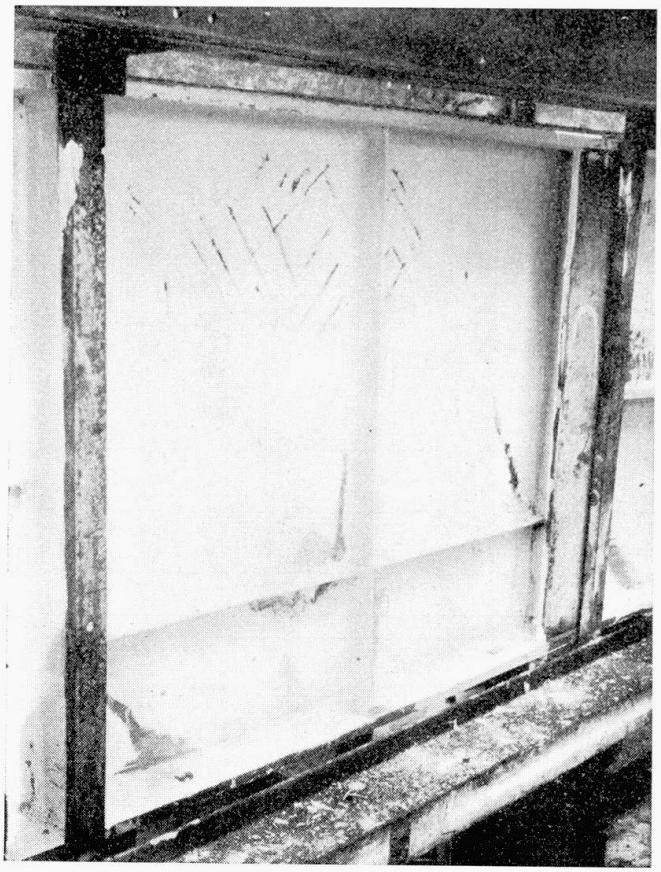


Fig. 25

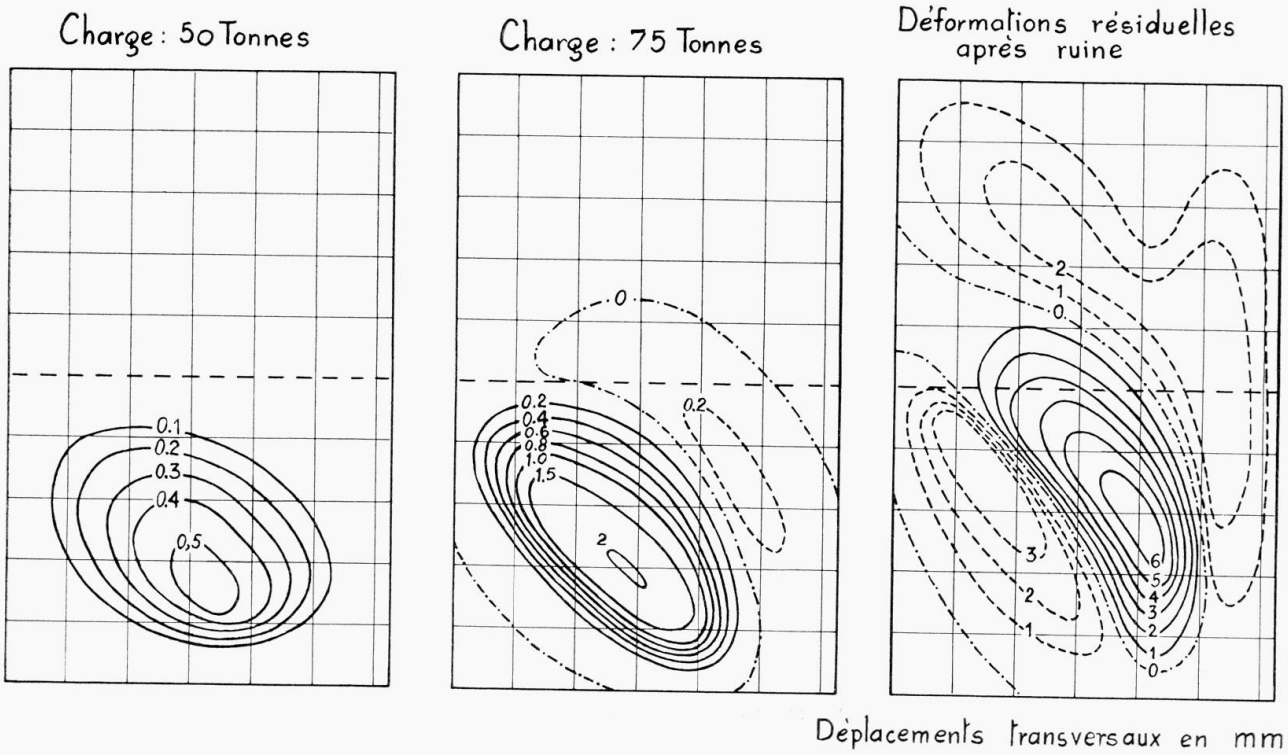


Fig. 26. Panneau : C

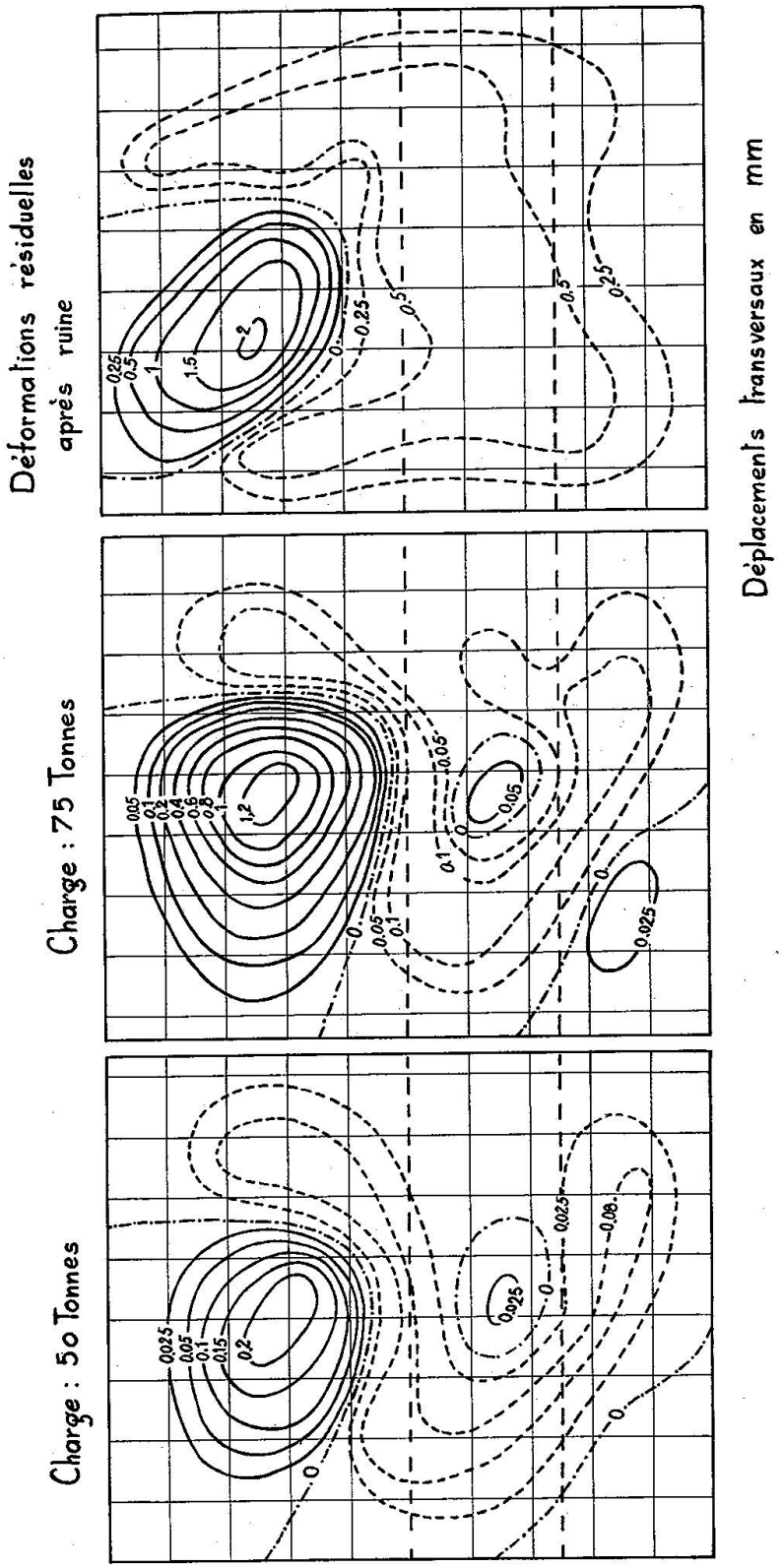


Fig. 27. Panneau: E

3. *Tensomètres ohmiques placés sur les raidisseurs*

Ces 8 tensomètres indiquent de faibles déformations, en général de traction. Sous 85 tonnes, ces déformations atteignent des valeurs échelonnées entre -83 et $+287$ millionièmes. Ces déformations ne s'annulent pas après retour de la charge à zéro, ce qui montre qu'elles ont leur origine dans des déformations permanentes de la poutre provoquées par les tensions résiduelles de soudure. Il n'y a par conséquent aucun „effet WAGNER" décelable dans cette poutre.

C. Conclusions de l'essai

1⁰ Le rapport $P_{cr}^{exp.}/P_{cr}^{théor.}$ a varié dans cet essai de 0,78 à 2,31 et a valu en moyenne *1,44*.

2⁰ Le rapport $P_{élast.}^{max}/P_{cr}^{théor.}$ a varié de 0,46 à 2,23 et a valu en moyenne *0,99*.

3⁰ Le rapport $P_{ruine}/P_{cr}^{théor.}$ a varié de 1,51 à 3,21 et a valu en moyenne *2,13*.

4⁰ L'efficacité de tous les raidisseurs est supérieure à 0,86 et vaut en moyenne *0,945*. Le rapport $P_{efficacité}/P_{ruine}$ est toujours supérieur à 0,6 et vaut en moyenne *0,712*.

On peut donc affirmer que la rigidité des raidisseurs choisis est à peu près suffisante mais en tout cas pas excessive. Sur la base de cet essai, on peut donc recommander pour le coefficient $k = \gamma_{expériment.}/\gamma^*_{théorique}$ les valeurs ci-après:

a) *raidisseur horizontal médian:*

$\alpha = 0{,}625$; $b/e = 260$; $0{,}38 < \xi < 0{,}47$

$k = 2{,}50$

b) *raidisseur horizontal au quart:*

$\alpha = 0{,}625$; $b/e = 260$; $\xi = 0{,}037$

$k = 6{,}00$

5⁰ Pour le panneau E, les deux raidisseurs se sont comportés de façon satisfaisante et ont présenté la même charge limite d'efficacité ainsi que la même efficacité sous cette charge. Il apparaît ainsi que, dans le cas particulier actuel tout au moins, la loi de l'indépendance des rigidités des raidisseurs fixés sur le même panneau a été vérifiée expérimentalement.

6⁰ On n'a pas observé d'effet WAGNER sensible dans cet essai.

§ 5. Essai jusqu'à la ruine du tronçon terminal de 5,75 m (épaisseurs 3,5 mm et 2,5 mm) (II ER 3)

A. Généralités

La tôle d'âme de cette dernière poutre d'essai ayant été fortement déformée à la suite de l'essai jusqu'à la ruine sur la poutre entière et du déssoudage subséquent des raidisseurs, nous avons jugé utile de relever, avant toute mise en charge, la déformée initiale de chaque panneau.

Tableau 3

Panneau	e mm	b/e	α	P_{cr}^{th} tonnes	$P_{cr}^{expérimentale}$ (tonnes) Southwell	Inflexion	$\frac{P_{cr}^{exp.}}{P_{cr}^{théor.}}$	$P_{élast.}$ max. tonnes	$\frac{P_{élast.}}{P_{cr}^{th}}$	P_{ruine} tonnes	$\frac{P_{ruine}}{P_{cr}^{théor.}}$
A	3,85	260	0,625	65,0	74	78	1,14	< 30	< 0,46	96	1,48
B	3,85	260	0,625	63,7	?	72	—	< 30	< 0,47	96	1,51
C	3,85	260	0,625	29,9	69	—	2,31	39	1,30	96	3,21
D	3,85	260	0,625	33,6	?	—	—	75	2,23	> 96	> 2,86
E	2,95	339	0,833	61,2	47,5	—	0,78	< 30	< 0,49	> 96	> 1,57

Tableau 4

Panneau	Ordonnée relative du raidisseur horizontal	$\frac{\gamma}{\gamma^*_{max}}$	$P_{efficacité}$ en tonnes (P, f)	(P, φ)	φ_{min}	$\epsilon = 1 - \varphi_{min}$	$\frac{P_{effic.}}{P_{cr}^{théor.}}$	$\frac{P_{effic.}}{P_{ruine}}$
A	¼	5,75	60	55	0,055	0,945	0,885	0,599
B	¼	5,75	72,5	72,5	0,142	0,86	1,14	0,756
C	½	2,09	70	70	0,04	0,96	2,34	0,729
D	½	2,09	71	71	0	1,00	2,11	< 0,740
E	¼	4,31	70	70	0,025	0,975	1,16	< 0,729
	½	2,61	70	70	0,07	0,93	1,14	< 0,729

On a constaté que les déformations initiales étaient importantes pour tous les panneaux et dépassaient, pour les panneaux A, B, C et D, la valeur considérable de 5 mm.

Les dimensions de la poutre d'essai et de son raidissage, ainsi que la disposition des vérins et appareils de mesure, sont définies à la figure 28.

B. Compte-rendu de l'essai

La charge a été élevée de 7,5 tonnes en 7,5 tonnes (au vérin de 100 tonnes) jusqu'à 30 tonnes, de 5 t. en 5 t. de 30 à 40 tonnes, puis par bonds de 3 tonnes au-delà. Dans le but d'apprécier l'ampleur des déformations résiduelles, on a effectué des retours à charge nulle après les paliers suivants: 15—30—40—49—58—64 et 70 tonnes.

Les tensomètres ohmiques placés sur le raidisseur vertical séparant les panneaux G et H indiquent des efforts de compression. Ce fait sera mis en évidence plus tard lors de l'écaillage de la chaux. On voit nettement apparaître des plis diagonaux, ce qui indique, pour la première fois dans nos essais, un effet WAGNER appréciable (photos figure 29 et 30).

Dès le début de la mise en charge, le comparateur n° 48 placé dans la partie comprimée du panneau A indique des déformations transversales importantes. Ces déformations sont dues aux imperfections initiales du panneau dont on a parlé en A. ci-dessus. Cela explique le peu de résultats satisfaisants que nous avons obtenus par la méthode de SOUTHWELL; ces résultats sont consignés dans le tableau n° 5 qui suit.

Ce n'est qu'à partir de 65 tonnes qu'apparaissent de grandes déformations transversales dans les âmes des différents panneaux. A cette charge se produisent des plis à 45° dans les panneaux F, G et H visibles à l'œil nu et mis en évidence par l'écaillage de la chaux. Les comparateurs accusent à ce moment des flèches transversales de l'ordre de 4 mm.

Au fur et à mesure de l'élévation de la charge, les plis ne font que s'accentuer. La charge maximum atteinte a été 72,5 tonnes. La poutre a péri par flambement de la semelle comprimée au droit du panneau H. La tension fictive élastique maximum calculée était à ce moment de 33,1 kg/mm² dans les semelles au droit de la section dangereuse.

La tension maximum de comparaison dans l'âme valait à ce moment 35,5 kg/mm².

C. Resultats de l'essai

1° Le comportement des divers panneaux au cours de l'essai est résumé dans le tableau n° 5 ci-après.

On constate que les valeurs $P^{max}_{élast.}$ sont en général très faibles. Cela est dû au grand défaut de planéité initiale des panneaux dont il a été question au littera A.

2° Le comportement des divers raidisseurs fait l'objet du tableau n° 6 ci-après.

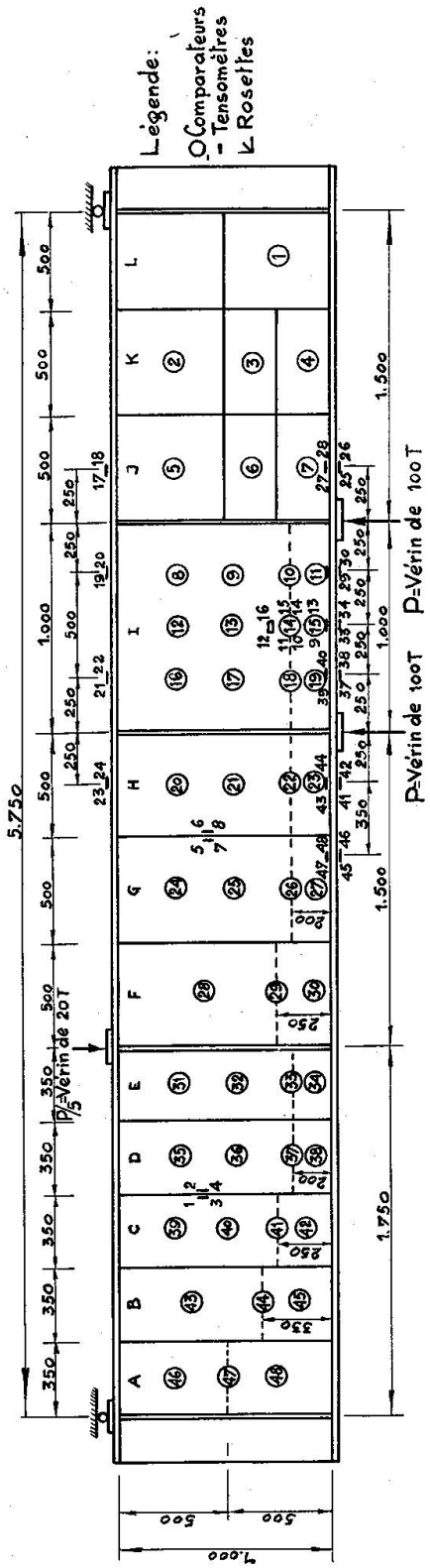

Légende:
Comparateurs
Tensomètres
Rosettes
P=Vérin de 20T
P=Vérin de 100T
P=Vérin de 100T
5.750
1.000
1.500
1.750
7.000
500
350
250
200

Fig. 28

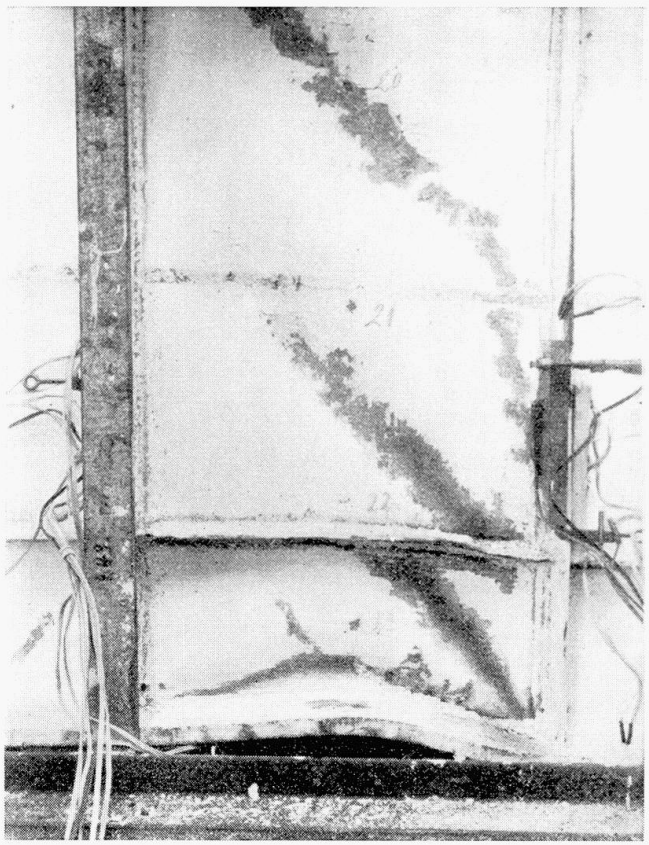


Fig. 29

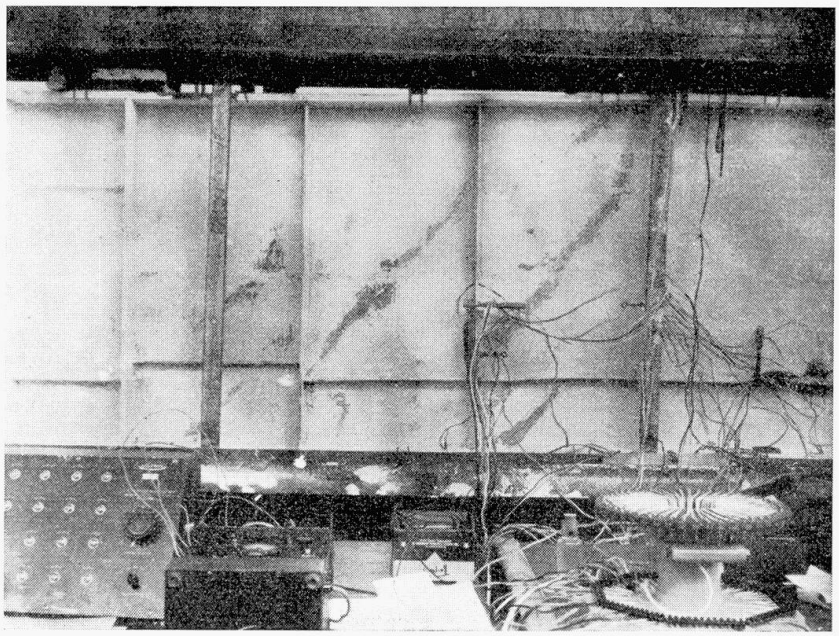


Fig. 30

On constate que les courbes (P, f) et (P, φ) présentent en général une allure complexe, ce qui n'est pas étonnant, étant donné la complexité des déformées initiales des panneaux.

On notera aussi que le raidissage des panneaux est en général suffisant, sauf pour les panneaux F, H et I où il est un peu faible.

3⁰ Forme de voilement.

Nous avons représenté pour le panneau I l'évolution complète de la forme de voilement au cours de l'essai (figure 31a, *b*, *c*, *d*). Nous y avons représenté la carte des déformations initiales, puis celle des déformations additionnelles sous deux charges différentes ($P = 49$ et 61 tonnes) et enfin celle des déformations résiduelles après ruine. En comparant ces différentes figures, on constate que la déformée initiale est déterminante pour la forme de voilement du panneau sous charge.

Rappelons que, pour la première fois dans nos essais, nous avons décelé dans les panneaux F, G et H un effet WAGNER marqué par des plis à 45°.

C. Conclusions de l'essai

On peut tirer de cet essai les conclusions suivantes:

1⁰ les charges critiques expérimentales sont toutes supérieures aux charges critiques théoriques et leur rapport vaut en moyenne *2,64*. Cependant, il ne faut accorder à ce nombre qu'un crédit limité vu l'incertitude sur les valeurs expérimentales;

2⁰ le rapport de la charge de ruine à la charge critique théorique est toujours supérieur à 2,38 et sa moyenne est supérieure à *2,84*;

3⁰ les charges maxima élastiques sont généralement faibles. Cela est dû au manque de planéité initiale des panneaux. La moyenne de rapport de ces charges aux charges critiques théoriques est inférieure à *0,87*.

Cependant la tenue des panneaux et des raidisseurs a été tout à fait satisfaisante. On peut donc conclure qu'une imperfection initiale importante des panneaux n'a pas d'influence sensible sur la charge de ruine de la poutre ni sur les charges limites d'efficacité des raidisseurs (voir la conclusion 4⁰ ci-dessous). Par contre, elle diminue considérablement la valeur des charges maxima élastiques.

Il suit de cette constatation que les conclusions de nos essais peuvent être appliquées sans coefficient de sécurité supplémentaire aux poutres industrielles;

4⁰ l'efficacité de tous les raidisseurs est supérieure à 0,88, sauf pour le panneau E où elle ne vaut que 0,64. En moyenne, elle est égale à *0,92*.

Le rapport $P_{eff.}/P_{ruine}$ est toujours supérieur à 0,565 et vaut en moyenne *0,83*.

Les raidisseurs sont tous efficaces jusqu'au-delà de la charge critique théorique, puisque le rapport $P_{eff.}/P_{cr}^{th}$ est toujours supérieur à 1,76 et vaut en moyenne $\approx$ *2,31*.

Tableau 5

Panneau	e mm	b/e	α	P_{cr}^{th} tonnes	$P_{cr}^{exp.}$ Southwell	$\frac{P_{cr}^{exp.}}{P_{cr}^{th}}$	$P_{élast.}^{max}$ tonnes	$\frac{P_{élast.}^{max}}{P_{cr}^{th}}$	$\frac{P_{ruine}}{P_{cr}^{th}}$
A	2,50	400	0,35	30,5	—	—	< 15	< 0,49	2,38
B	2,50	400	0,35	27,2	51	1,875	< 40	< 1,47	2,67
C	2,50	400	0,35	26,3	—	—	< 15	< 0,57	2,76
D	2,50	400	0,35	25,9	—	—	< 30	< 1,16	2,80
E	2,50	400	0,35	25,5	—	—	< 15	< 0,59	2,84
F	3,50	286	0,5	29,5	—	—	< 30	< 1,02	2,46
G	3,50	286	0,5	28,7	67,3	2,345	< 30	< 1,05	2,53
H	3,50	286	0,5	28,2	66,7	2,37	< 15	< 0,53	2,57
I	3,50	286	1,0	15,8	62,9	3,96	< 15	< 0,95	4,59

Tableau 6

Panneau	Ordonnée du raidisseur	$\frac{\gamma}{\gamma^*_{max}}$	$P_{efficacité}$ en tonnes		φ_{min}	$\epsilon = 1-\varphi_{min}$	$\frac{P_{effic.}}{P_{cr}^{th}}$	$\frac{P_{effic.}}{P_{ruine}}$
			(P, f)	(P, φ)				
A	$^1/_2$	2,075	> 70	> 70	< 0,08	> 0,92	> 2,295	> 0,965
B	$^1/_3$	3,988	65	65	0	1	2,39	< 0,895
C	$^1/_4$	5,963	> 70	> 70	0,06	0,94	> 2,66	> 0,965
D	$^1/_5$	6,50	> 70	> 70	0,09	0,91	> 2,70	> 0,965
E	$^1/_5$	6,50	—	63	0,36	0,64	2,47	< 0,869
F	$^1/_4$	6,409	56	52	0,035	0,965	1,76	0,717
G	$^1/_5$	6,180	—	> 60	< 0,12	> 0,88	> 2,09	> 0,827
H	$^1/_5$	6,180	52	52	0	1	1,845	0,717
I	$^1/_5$	6,335	41	42	0	1	2,595	< 0,565

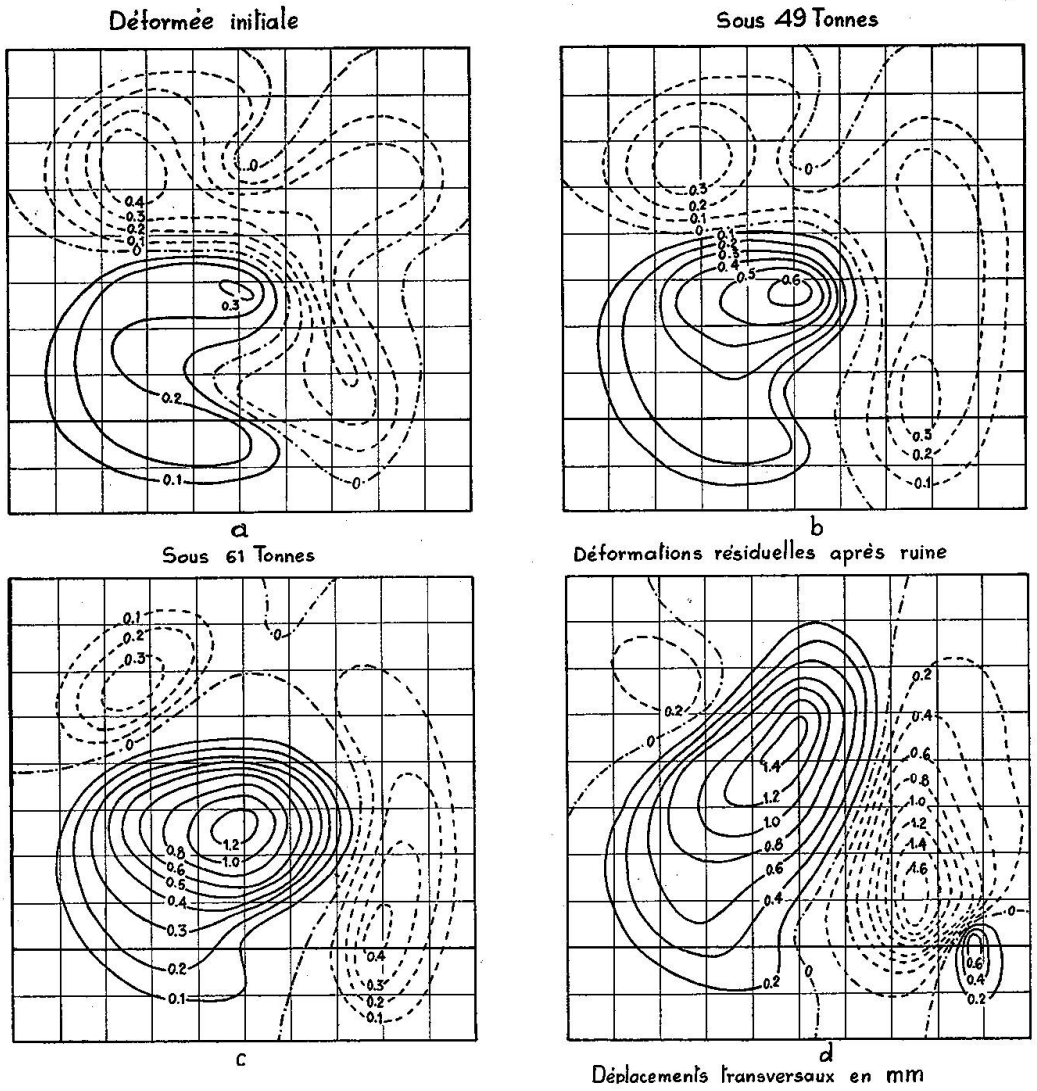


Fig. 31

On peut donc recommander pour les raidisseurs horizontaux les valeurs suivantes du rapport $k = \frac{\gamma}{\gamma^*_{théor.}}$.

a) *raidisseur médian*

$\alpha = 0{,}35; \quad b/e = 400; \quad \xi = 10{,}61 \qquad \frac{\gamma}{\gamma^*_{théor.}} = 2.$

b) *raidisseur au* $^1/_3$

$\alpha = 0{,}35; \quad b/e = 400; \quad \xi = 3{,}537 \qquad \frac{\gamma}{\gamma^*_{théor.}} = 4.$

c) *raidisseur au* $^1/_4$

$\left.\begin{array}{l}\alpha = 0{,}35; \quad b/e = 400; \quad \xi = 2{,}122 \\ \alpha = 0{,}50; \quad b/e = 286; \quad \xi = 0{,}893\end{array}\right\} \qquad \frac{\gamma}{\gamma^*_{théor.}} = 6.$

d) *raidisseur au* $^1/_5$

$0{,}35 \leqslant \alpha \leqslant 1{,}0; \quad 286 \leqslant b/e \leqslant 400; \quad 21{,}63 \leqslant \xi \leqslant 35{,}51 \qquad \frac{\gamma}{\gamma^*_{théor.}} = 7.$

Conclusions générales des essais de voilement

Nous rassemblons ci-après les conclusions générales des essais sur les deux poutres, basées sur les deux séries d'essais non destructifs et les six essais jusqu'à la ruine qui ont été exécutés. Nous avons groupé dans un premier paragraphe les conclusions les plus importantes pour la pratique et dans un second les autres enseignements que l'on peut tirer des essais.

1. Conclusions pratiques principales

A. Conclusions concernant le comportement sous les charges de service

1⁰ *La notion de raidisseur strictement rigide est une notion idéale,* comme la notion de charge critique. *En pratique, on n'observe jamais de raidisseur qui reste absolument rectiligne.*

Cependant, quand on fait croître la rigidité relative γ du raidisseur, on arrive finalement à un stade où le rapport flèche maximum du raidisseur sur flèche maximum du panneau devient négligeable, en sorte qu'il n'y a pratiquement plus d'intérêt, au point de vue de la stabilité du panneau, à augmenter sa rigidité.

2⁰ Les essais non destructifs ont montré que le stade précédent n'a jamais été atteint par des raidisseurs dont la rigidité relative γ était égale à la rigidité optimum théorique γ^*. Pour atteindre cette rigidité pratique, il faut multiplier les valeurs γ^* par des coefficients de l'ordre de grandeur ci-après:

raidisseur horizontal médian : 2
raidisseur horizontal au quart : 5
raidisseurs verticaux : 15 à 20.

3⁰ La conclusion n⁰ 2 ci-dessus a été obtenue à l'aide d'essais non destructifs et ne vaut que pour le domaine de charges atteint dans ces essais, qui dépasse légèrement le domaine des charges de service. Cette conclusion ne permet pas de préjuger du comportement du raidisseur au voisinage de la charge d'effondrement de la poutre.

A ce sujet, il importe d'insister sur un point de théorie qui semble avoir été perdu de vue: la théorie des plaques raidies affirme seulement qu'un raidisseur de rigidité relative γ^* fixé sur une plaque parfaitement plane est le plus faible des raidisseurs qui restent rigides quand la plaque se voile en prenant une forme à raidisseur non fléchi.

La théorie ne nous apprend absolument rien concernant le comportement de la plaque dans le domaine post-critique. Or ce domaine a une importance considérable, par suite des coefficients de sécurité très réduits (1, 15 et 1,35) adoptés pour se prémunir contre le voilement.

B. Conclusions concernant le comportement des panneaux raidis entre la charge de service et la charge d'effondrement

4⁰ *Les essais jusqu'a la ruine ont mis en évidence d'une manière indiscutable le fait qu'un raidisseur n'a en général qu'un domaine d'efficacité limité.*

En d'autres termes, le rapport de la flèche maximum du raidisseur à la flèche maximum du panneau, peut rester faible tant que la charge appliquée reste inférieure à une certaine limite puis se mettre à croître brusquement au-delà de cette limite.

Nous avons appelé cette charge „limite d'efficacité" et nous avons établi deux critères concordants pour la déterminer expérimentalement.

L'existence d'une limite d'efficacité s'explique, pensons-nous, par le fait qu'une plaque raidie résulte de la connexion entre une plaque et une poutre (qui est le raidisseur).

La poutre présente toujours des déformations transversales proportionnelles aux forces transversales qui la sollicitent, tandis que les déformations transversales de la plaque, au contraire, sont freinées par les tensions de membrane qui naissent progressivement dans son feuillet moyen et augmentent par conséquent moins vite que les forces transversales fictives provenant de la courbure de cette plaque. Dans la déformation commune plaque-raidisseur, le raidisseur se trouve donc d'autant plus désavantagé par rapport à la plaque que la charge est plus élevée.

Les essais jusqu'à la ruine ont montré que, pour obtenir un raidisseur qui reste rectiligne jusqu'aux environs de la charge de ruine, il fallait lui donner une rigidité relative γ égale à k fois sa rigidité optimum théorique.

Les valeurs de k établies au cours des différents essais sont indiquées dans le tableau ci-après (page 180).

Les essais montrent que le coefficient k dépend fortement de la position du raidisseur, mais faiblement des autres paramètres de l'essai, à savoir:

$$\alpha = \frac{a}{b}, \quad \frac{b}{e} \quad \text{et} \quad \xi = \frac{\tau}{\sigma}$$

C'est pourquoi nous proposons d'adopter en pratique les valeurs moyennes de k ci-dessous:

		Valeur de k
Raidisseur horizontal	médian	3
,, ,,	au tiers	4
,, ,,	au quart	6
,, ,,	au cinquième	7
Raidisseur vertical		20

5⁰ Le tableau de la page 179 donne, pour chacun des six essais jusqu'à la ruine, les valeurs minima et moyennes des rapports de

Poutre	N° de l'essai jusqu'à la ruine	$\frac{P_{cr}^{exp.}}{P_{cr}^{th}}$ minimum	$\frac{P_{cr}^{exp.}}{P_{cr}^{th}}$ moyen	$\frac{P_{élast.}^{max}}{P_{cr}^{th}}$ minimum	$\frac{P_{élast.}^{max}}{P_{cr}^{th}}$ moyen	$\frac{P_{ruine}}{P_{cr}^{th}}$ minimum	$\frac{P_{ruine}}{P_{cr}^{th}}$ moyen	$\frac{\sigma_{max}}{R_e^{semelle}}$	$\frac{\sigma_{e\,max}}{R_{e\,âme}}$
I	1	?	?	1,60	2,50	> 2,20	> 2,94	$\frac{25,0}{26,7} = 0,936$	$\frac{25,6}{27,0} = 0,948$
	2	1,00	1,38	1,00	1,46	> 1,32	> 1,71	$\frac{29,2}{26,7} = 1,092$	$\frac{32,5}{20,4} = 1,594$
	3	1,08	2,30	1,00	1,94	> 2,34	> 3,12	$\frac{29,4}{26,7} = 1,100$	$\frac{33,7}{19,8} = 1,704$
II	1	1,43	2,73	1,40	2,03	1,54	2,90	$\frac{32,1}{26,4} = 1,217$	$\frac{39,6}{32,8} = 1,208$
	2	0,78	1,44	0,46	0,99	1,51	2,13	$\frac{33,4}{26,4} = 1,266$	$\frac{37,2}{30,7} = 1,211$
	3	—	2,64	—	< 0,87	2,38	2,84	$\frac{33,1}{26,4} = 1,254$	$\frac{35,5}{29,4} = 1,209$

Raidisseur \ Essai		Poutre I			Poutre II			
		1 *ER*	2 *ER*	3 *ER*	*END*	1 *ER*	2 *ER*	3 *ER*
horizontal	médian	—	> 2,25	3,25 3,00	3,50	3,25 3,35	2,50	2,00
	au tiers	—	—	—	—	—	—	4,00
	au quart	—	> 1,60	—	7 6	5 5	6	6,00
	au cinquième	—	—	—	—	—	—	7,00
vertical		—	—	—	< 20	—	—	20

la charge critique expérimentale,
la charge maximum élastique,
la charge de ruine

à la charge critique théorique des panneaux d'âme.

Ces valeurs permettent de tirer les conclusions suivantes:

a) La détermination de la charge critique expérimentale par la méthode de SOUTHWELL s'est montrée très difficile et les valeurs obtenues sont sujettes à caution; quoiqu'il en soit, les charges critiques expérimentales sont toujours supérieures aux charges critiques théoriques correspondantes.

b) La valeur de la charge maximum jusqu'à laquelle un panneau d'âme se comporte élastiquement dépend fortement des déformations initiales de ce panneau. Le rapport $\frac{P^{maximum}_{élastique}}{P^{théorique}_{critique}}$ est nettement plus élevé pour les panneaux minces que pour les panneaux épais. Pour les valeurs du rapport $\frac{b}{e}$ essayées, qui variaient de 256 à 425, le rapport en question a toujours été supérieur à l'unité sauf dans le tout dernier essai où la déformation initiale de l'âme était particulièrement forte.

c) Le rapport de la charge de ruine à la charge critique théorique a varié au cours des essais de 1,71 à 3,12. Ce rapport est nettement plus élevé pour les panneaux minces que pour les panneaux épais.

d) Les comptes-rendus détaillés des six essais et les photos, figures et diagrammes donnés dans le rapport prouvent bien que le voilement des panneaux d'âme munis de raidisseurs horizontaux présente encore le caractère progressif observé antérieurement sur des panneaux non raidis à encadrement rigide.

En résumé, on peut donc affirmer que les rapports entre les diverses charges caractéristiques et l'allure du phénomène de voilement restent sensiblement les mêmes que dans nos essais de 1948—1949 sur des poutres à panneaux d'âme délimités par des raidisseurs verticaux rigides.

e) On donne dans le tableau ci-dessous, pour chacun des 6 essais jusqu'à la ruine, la valeur du coefficient de sécurité au voilement calculé à l'aide des données correspondant au panneau ruiné ou le plus déformé, par la formule

$$s_{voilement} = \frac{P_{crit.\,théor.}}{P_{ruine}} \frac{\sigma_{c\,max.}}{14}$$

Poutre	Essai n°	P_{ruine} tonnes	σ_{max} ou $\sigma_{c\,max}$	Panneau ruiné	$P_{crit.\,théor.}$ du panneau ruiné	$s_{voilement}$
I	1	11,0	25,6	F	3,14	0,522
	2	85,0	32,5	F	59,5	1,625
	3	93,3	33,7	A	29,0	0,748
II	1	22,9	39,6	C_1	6,44	0,793
	2	96,0	37,2	C	29,9	0,829
	3	72,5	35,5	H	28,2	0,986

On constate que les coefficients de sécurité au voilement des panneaux ruinés sont tous sauf un nettement inférieurs à 1,15 ou 1,35; cela n'a pas empêché la poutre de présenter une résistance ultime comparable à celle d'une poutrelle laminée (voir le point 6 ci-dessous).

On conclut de ceci que les coefficients de sécurité de 1,15 et 1,35 proposés par nous antérieurement, sont largement suffisants et pourraient même sans danger être abaissés jusqu'à l'unité.

Quel que soit le coefficient de sécurité adopté, le dimensionnement des panneaux raidis peut d'ailleurs s'effectuer rapidement à l'aide des abaques établis par la C.E.C.M.

6° *Coefficient d'utilisation du métal d'une poutre en double té de grande hauteur d'âme.*

Le tableau ci-dessus donne pour chacun des six essais jusqu'à la ruine les valeurs des rapports

$$\frac{\sigma_{max.}}{R_e^{semelle}} \quad \text{et} \quad \frac{\sigma_{c\,max.}}{R_{e\,âme}}$$

On peut appeler *coefficient d'utilisation du métal* le plus petit des deux rapports en question.

Si l'on fait abstraction du premier essai jusqu'à la ruine sur la première poutre, où le raidissage était nettement insuffisant, on constate que le coefficient d'utilisation de l'acier vaut en moyenne pour la première poutre (raidissages plutôt faibles)

$$U = 1{,}1$$

en moyenne pour la seconde poutre (raidissages à peu près suffisants)

$$U = 1{,}2$$

La mise hors service de la poutre a toujours eu lieu par flambement de la semelle comprimée couplé avec le voilement du panneau d'âme correspondant.

La valeur 1,2 de U a été obtenue non seulement pour les âmes relativement épaisses, mais également pour l'âme la plus mince. Cette valeur de 1,2 est tout à fait comparable à celle obtenue par LAZARD dans ses essais de flexion sur grandes poutrelles laminées.

En conséquence, on peut affirmer que:

Pour des poutres soudées du type étudié, dont l'âme est dimensionnée à l'aide des abaques proposés par nous et les raidisseurs dimensionnés en accord avec la quatrième conclusion ci-dessus, le coefficient d'utilisation du métal est supérieur à 1,2. Il est voisin de celui de grandes poutrelles laminées.

7⁰ Enfin, remarquons que l'allure de la déformation initiale d'un panneau influence fortement la forme de voilement sous charge, mais la grandeur de la déformation initiale ne paraît avoir qu'un effet secondaire sur la grandeur de la charge de ruine.

Plusieurs de nos essais jusqu'à la ruine ont été réalisés sur des poutres dont les panneaux présentaient des déformations initiales considérables par suite des essais antérieurs.

Il résulte de ces circonstances que *les résultats obtenus dans cette étude peuvent s'appliquer directement aux poutres industrielles, sans l'interposition d'un coefficient de sécurité supplémentaire.*

2. Conclusions secondaires

1⁰ On a essayé, dans les six essais jusqu'à la ruine, de déceler un „effet WAGNER" qui serait provoqué par un plissement de l'âme suivant une direction inclinée à plus ou moins 45° sur la verticale. Dans ce but, on a mesuré sous charges croissantes la rotation de la croix des tensions principales en divers points de l'âme, ainsi que la variation des efforts axiaux existant dans les raidisseurs. *Sauf dans le tout dernier essai, on n'a jamais observé d'effet Wagner sensible, ce qui semble anéantir l'espoir d'évaluer la charge ultime des poutres à âme pleine en appliquant la théorie du champ de tensions diagonales.*

2⁰ Il est nécessaire de souder de façon continue les raidisseurs comprimés, de façon à empêcher leur flambement local entre les points de soudure successifs.

3⁰ Le comportement des grandes poutres soudées à âme mince est conforme aux lois élémentaires de la résistance des matériaux, sauf au voisinage immédiat des raidisseurs chargés où l'on observe des surtensions dans l'âme et des surtensions de flexion locale dans les semelles. Ces surtensions sont faibles et l'écart entre théorie et expérience est généralement inférieur à 10%.

3. Points restant à élucider

Les essais exécutés n'ont pas la prétention de vider complètement la question du dimensionnement rationnel des poutres à âme pleine. Comme points importants restant à élucider, mentionnons:

1° le dimensionnement des raidisseurs dans les panneaux raidis par plus d'un raidisseur, c'est-à-dire l'interaction entre les divers raidisseurs de ce panneau,

2° le comportement des raidisseurs placés d'un côté de l'âme seulement.

Remerciements

Il me reste à exprimer mes sincères remerciements envers tous ceux qui ont contribué à la réalisation de cette étude:

Les hautes autorités de la C.E.C.M., qui ont subventionné la recherche,

Monsieur le pro-recteur F. Campus, qui a accueilli les essais dans ses laboratoires et qui m'a donné le précieux concours de deux étudiants de dernière année, MM. Hoffait et Matriche, aujourd'hui ingénieurs A.I.Lg.,

Monsieur H. Louis, Inspecteur Général des Ponts et Chaussées, Conseiller Scientifique du Comité Exécutif de la C.E.C.M. et Monsieur F. Hebrant, Directeur Technique de la C.E.C.M., pour les suggestions qu'ils m'ont apportées lors de nos réunions communes,

enfin, le personnel du Bureau Technique de la C.E.C.M., qui a assumé avec dévouement la charge extrêmement ingrate de dépouiller des milliers de mesures souvent décevantes et en particulier Monsieur R. Greisch, Ingénieur A.I.Lg., qui a conduit ce dépouillement sous ma direction et a fortement contribué à en dégager quelques principes utiles pour les constructeurs.

Bibliographie

1. Ch. Massonnet: Recherches expérimentales sur le voilement de l'âme des poutres à âme pleine. Bulletin du C.E.R.E.S., Liège, tome V, 1951, pp. 67—240.
2. Ch. Massonnet: Recherches expérimentales sur la résistance au voilement de l'âme des poutres à âme pleine. 4e Congrès de l'A.I.P.C. Cambridge-Londres 1952, Publication Préliminaire, pp. 539—555.
3. Ch. Massonnet et R. Greisch: Note C—10: Dimensionnement pratique de l'épaisseur de l'âme et de l'écartement des raidisseurs des poutres à âme pleine en tenant compte du danger de voilement. (Notes techniques publiées par la C.E.C.M., Bruxelles 1953, éditeur Fabrimétal.)
4. Ch. Massonnet et R. Greisch: Abaques permettant le choix rapide de l'épaisseur de l'âme d'une poutre à âme pleine et de l'écartement des raidisseurs verticaux en tenant compte du danger de voilement — 4e Congrès de l'A.I.P.C., Cambridge-Londres, 1952, Rapport Final, pp. 299—308.
5. Ch. Massonnet: Note n° B—13.2: Voilement des plaques planes sollicitées dans leur plan. (Notes techniques publiées par la C.E.C.M., Bruxelles 1953, éditeur Fabrimétal.)
6. *Stahlbau-Handbuch* 1952, pp. 647—651.

Résumé

Il a été exécuté des essais non destructifs et jusqu'à la ruine sur deux grandes poutres soudées dont l'âme très mince était munie de raidisseurs verticaux et horizontaux.

Ces essais ont montré que:

1⁰ même sous les charges de service, des raidisseurs théoriquement „strictement rigides" ($\gamma = \gamma^*$) sont en réalité entraînés par l'âme dans son voilement;

2⁰ la théorie linéaire du voilement des plaques raidies n'affirme rien quant au comportement du raidisseur sous des charges dépassant la charge critique de voilement du panneau. L'expérience montre qu'un raidisseur de rigidité γ légèrement supérieure à γ^* n'a en général qu'un domaine d'efficacité limité, c'est-à-dire qu'au-delà d'une certaine charge, il prend des flèches importantes et cesse de soutenir efficacement la tôle;

3⁰ pour obtenir des raidisseurs qui restent quasi-rectilignes jusqu'au voisinage de la charge de ruine de la poutre, il faut leur donner une rigidité relative $\gamma = k\gamma^*$, le coefficient k ayant les valeurs ci-dessous:

Raidisseur horizontal	médian	$k = 3$
„ „	au tiers	4
„ „	au quart	6
„ „	au cinquième	7
Raidisseur vertical		20

4⁰ des poutres raidies en accord avec la règle 3 ci-dessus ont présenté une charge de ruine en général supérieure de plus du double de la charge critique théorique. Le voilement de ces panneaux présente le même caractère progressif que dans les essais antérieurs. Les coefficients de sécurité au voilement de 1,15 et 1,35 proposés antérieurement pour des panneaux d'âme à encadrement rigide, sont plus que suffisants pour des panneaux d'âme raidis et pourraient sans danger être abaissés jusqu'à l'unité.

Le dimensionnement de ces panneaux peut se réaliser très rapidement à l'aide des abaques édités par la C.E.C.M.;

5⁰ pour des poutres soudées dont l'âme et les raidisseurs ont été dimensionnés conformément aux règles 4 et 3 ci-dessus, le coefficient d'utilisation du métal est supérieur à 1,2; il est voisin de celui obtenu par les essais de flexion sur grandes poutrelles laminées;

6⁰ certains des essais ont été exécutés sur des panneaux présentant de fortes déformations initiales. Cette circonstance n'a pas diminué sensiblement la charge de ruine. Les conclusions obtenues dans nos essais sont donc applicables directement aux poutres industrielles;

7⁰ enfin, il n'y a pas d'espoir de pouvoir calculer avec quelque certitude la charge de ruine en adaptant au génie civil la théorie du „champ de tensions diagonales" du professeur WAGNER.

Zusammenfassung

An zwei großen, geschweißten Trägern, deren Stege sehr dünnwandig und mit horizontalen und vertikalen Aussteifungen versehen waren, wurden zerstörungsfreie Versuche und Versuche bis zur Bruchlast durchgeführt.

Diese Versuche haben gezeigt, daß

1. selbst bei der Beanspruchung durch die ständige Last die theoretisch „absolut steifen" Verstärkungen ($\gamma = \gamma^*$) bei der Ausbeulung des Steges in Mitleidenschaft gezogen werden;
2. die lineare Ausbeulungstheorie für versteifte Platten bezüglich des Verhaltens der Versteifung nicht anwendbar ist, wenn die Belastung den kritischen Wert für die Ausbeulung des Trägers übersteigt. Der Versuch zeigt, daß eine Verstärkung mit der relativen Steifigkeit γ, der etwas über γ^* liegt, im allgemeinen nur einen beschränkten Wirkungsbereich umfaßt, d. h. bei Überschreitung einer bestimmten Belastung werden die Durchbiegungen der Versteifungen sehr groß, so daß das Blech nicht mehr mit genügender Wirksamkeit verstärkt wird.
3. Damit die Aussteifungen bis in die Nähe der Bruchlast des Trägers praktisch gerade bleiben, müssen sie eine relative Steifigkeit $\gamma = k\gamma^*$ aufweisen, wobei für k folgende Werte gelten:

Horizontale Aussteifung:	in der Mitte	$k = 3$
	im Drittel	4
	im Viertel	6
	im Fünftel	7
Vertikale Aussteifung		20

4. In Übereinstimmung mit der oben erwähnten Regel 3 haben die ausgesteiften Träger noch einer Bruchlast widerstehen können, die mehr als das Doppelte der theoretischen kritischen Last betrug. Die Ausbeulung dieser Träger vollzog sich in der gleichen progressiven Art wie bei früheren Versuchen. Die Sicherheits-Koeffizienten der Ausbeulung 1,15 und 1,35, welche bis anhin für Träger mit vollständig eingespanntem Steg vorgeschlagen wurden, sind für Träger mit ausgesteiftem Steg vollständig genügend und könnten auf den Wert 1 reduziert werden.

   Die Dimensionierung solcher Träger kann sehr rasch mit Hilfe von Kurventafeln (herausgegeben von der C. E. C. M.) vorgenommen werden.
5. Für geschweißte Träger, deren Stege und Aussteifungen nach den Regeln 4 und 3 dimensioniert wurden, ist der Ausnützungs-Koeffizient des Metalls größer als 1,2; er liegt in der Nähe des Wertes, den man bei Biegungsversuchen von großen gewalzten Trägern erhält.
6. Einzelne Versuche wurden mit Trägern gemacht, welche bedeutende anfängliche Formänderungen aufwiesen. Dieser Umstand hat aber die Bruchlast nicht wesentlich verringert. Die in unsern Versuchen erhaltenen Resultate können daher direkt in der Praxis angewendet werden.
7. Schließlich besteht keine Aussicht, mit einiger Sicherheit den Wert der Bruchlast zu bestimmen, wenn man die Theorie des „Diagonalzugfeldes" von Prof. Wagner in der praktischen Baustatik anwendet.

Summary

Experiments in which the loading was increased to the point of rupture, without actually testing to destruction, were carried out on two large welded girders, having thin-walled webs with horizontal and vertical stiffeners.

These experiments showed that:

1. Even by testing with the normal load the theoretically "absolutely stiff" stiffeners ($\gamma = \gamma^*$) were drawn in sympathy with the bulging of the web.

2. The linear buckling theory for stiffened plates is not applicable on account of the behaviour of the stiffening, if the loading exceeds the critical value for the buckling of the girder. The experiment showed that a stiffening with the stiffness factor γ, which lies somewhat above γ^*, generally covers only a small working range, that is by exceeding a specified load the bending of the stiffeners becomes very large, so that the plate is no longer sufficiently effectively reinforced.

3. While the stiffeners (reinforcement) remain practically straight almost up to the rupture load of the girder, they must assume a relative stiffness factor $\gamma = k\gamma^*$, where k takes the following values:

Horizontal stiffeners:	in the middle	$k = 3$
	at the third point	4
	at the fourth	6
	at the fifth	7
Vertical stiffeners		20

4. In agreement with the above mentioned rule 3 the stiffened girders have been able to withstand even a buckling load that is more than double the theoretical critical load. The bulging of this girder took place in the same progressive manner as in earlier experiments. The buckling safety factors of 1.15 and 1.35 which had hitherto been proposed for a girder with a fully framed web are completely adequate for girders with a stiffened web and can safely be reduced to the value unity.

The dimensioning of such girders can be very quickly taken out with the help of tables (published by the C.E.C.M.).

5. For welded girders, of which the webs and stiffeners are dimensioned by rules 4 and 3, the effectiveness coefficient of utilisation of the material is greater than 1.2; it lies in the neighbourhood of the value that is obtained from bending tests on large rolled girders.

6. Individual experiments were made with girders which showed significant incipient deformations. This effect did not however materially reduce the rupture load. The results obtained in our experiments can therefore be directly applied in practice.

7. Finally there is no point in determining the rupture load with any precision if the theory of the "diagonal tension field" of Professor Wagner is adopted in practical building design.