

**Zeitschrift:** IABSE reports of the working commissions = Rapports des commissions de travail AIPC = IVBH Berichte der Arbeitskommissionen

**Band:** 11 (1971)

**Artikel:** Essais sur le comportement post-critique de poutres en caisson raidies

**Autor:** Dubas, Pierre

**DOI:** <https://doi.org/10.5169/seals-12074>

### **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:** 04.04.2026

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

### III

#### Essais sur le comportement post-critique de poutres en caisson raidies

Versuche über das überkritische Verhalten längsversteifter Kastenträger

Tests about Post-Critical Behaviour of Stiffened Box Girders

PIERRE DUBAS

Institut de Statique Appliquée  
et de Construction Métallique  
Ecole Polytechnique Fédérale  
Zurich, Suisse

#### INTRODUCTION

Les recherches expérimentales entreprises entre autres par MASSONNET [1-2], COOPER [3-4] et ROCKEY [5-6] ont prouvé que, pour les raidisseurs longitudinaux d'âmes fléchies, les rigidités relatives  $\gamma$  auxquelles conduit la théorie linéaire du voilement doivent être considérablement augmentées pour que les raidisseurs conservent toute leur efficacité dans le domaine post-critique. Une majoration des valeurs  $\gamma$  théoriques est évidemment nécessaire aussi pour les semelles comprimées de poutres-caissons raidies longitudinalement, poutres dont l'emploi est fréquent dans la construction des ponts, des engins de manutention lourds, des vannes, etc.

Le comportement post-critique de la semelle comprimée d'une poutre-caisson fixe pratiquement la valeur du moment limite: les âmes sont en effet très minces et n'apportent qu'une faible contribution à la résistance, même lorsqu'elles sont convenablement raidies. Lorsque les raidisseurs longitudinaux de semelle ne sont pas assez rigides, la sécurité à la ruine d'une poutre-caisson diminue donc dangereusement.

Pour dégrossir le problème, on a procédé à des essais préliminaires sur des poutres dont la semelle comprimée est raidie de différentes façons. On détermine ainsi expérimentalement l'ordre de grandeur de la majoration de rigidité nécessaire pour assurer un comportement optimum dans le domaine post-critique, jusqu'à la ruine.

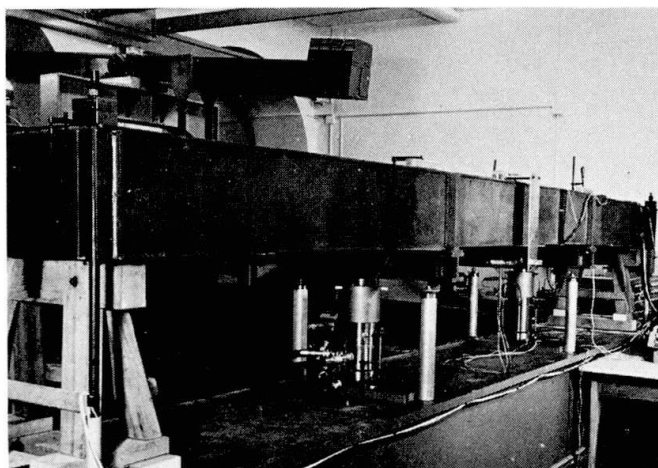
#### CONSTITUTION DES POUTRES D'ESSAI ET MODE DE CHARGE

Les dimensions des poutres auscultées sont relativement modestes, notamment en ce qui concerne la hauteur d'âme. Ces modèles ne permettent donc pas d'étudier l'influence réciproque des âmes sur les

semelles. Comme la constitution des semelles tendues ne modifie pratiquement pas le comportement de la membrure comprimée, ces semelles sont concentrées au bord des âmes, ce qui facilite la fabrication ainsi que la pose de l'appareillage.

La figure 1 (page 369) donne les dimensions principales des deux poutres du type A, comportant une semelle comprimée de 3 mm, raidie par trois nervures espacées de 200 mm. Pour les deux poutres du type B la disposition est analogue mais la membrure comprimée, forte de 4 mm, comprend seulement trois panneaux de 200 mm; la section est ainsi la même que pour le type A. Les poutres A2 et B2 ont des raidisseurs longitudinaux en plats de 36-3, disposés d'un seul côté, et des raidisseurs transversaux de 45-3. Pour les poutres A1 et B1, par contre, les raidisseurs sont beaucoup plus rigides.

Les efforts sont appliqués symétriquement, avec un bras de levier de 1,70 m (fig. 1); la partie centrale de la poutre, seule auscultée, est ainsi soumise à une flexion pure. La figure 2 donne une idée d'ensemble de l'essai sur la poutre A2.

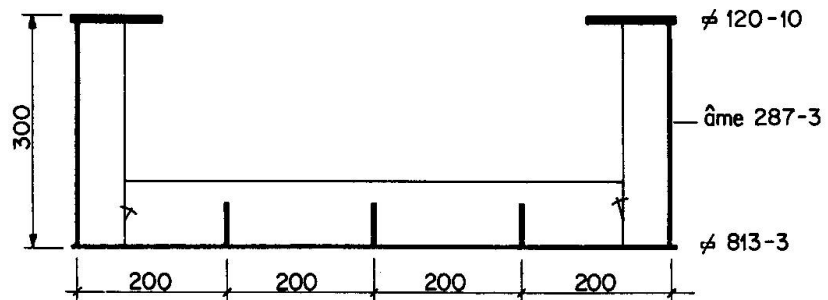
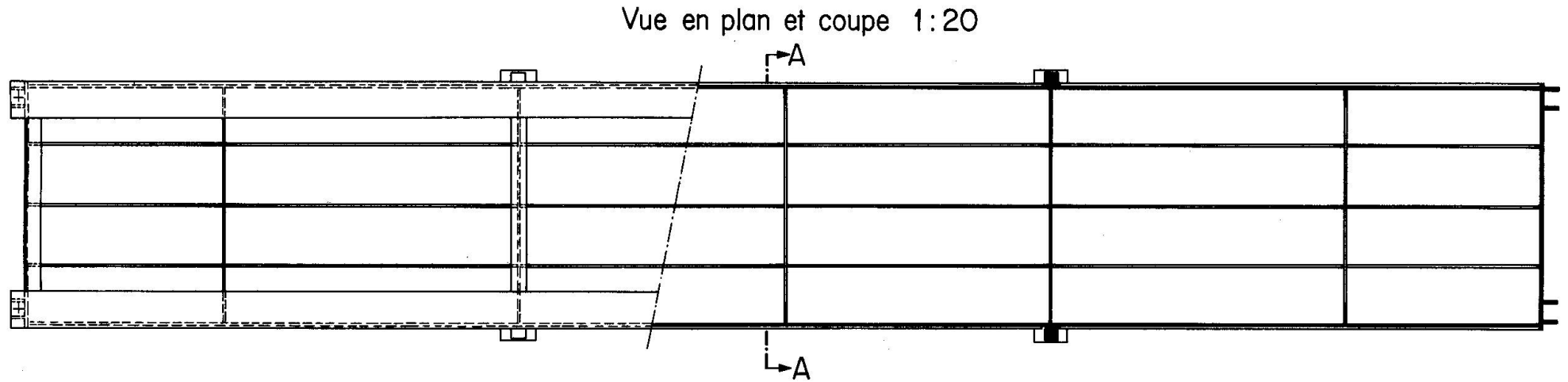
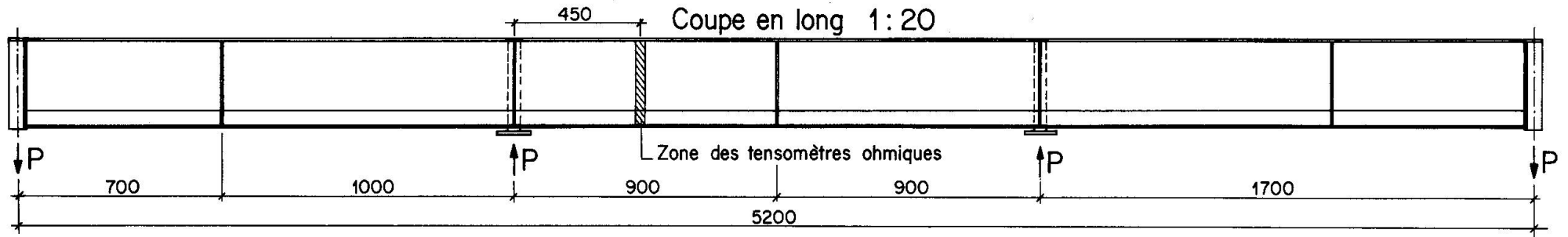


### CRITÈRE DE DIMENSIONNEMENT DU RAIDISSAGE DES POUTRES D'ESSAI

#### a) Rigidités $\gamma$ d'après la théorie linéaire du voilement

Les rigidités nécessaires dans le domaine post-critique sont à exprimer en multiple des valeurs  $\gamma$  classiques; il convient dès lors de calculer d'abord ces rigidités  $\gamma$  théoriques pour les raidissages réalisés. On a utilisé à cet effet la méthode numérique présentée sous [7]. Avec les abréviations bien connues

$$\gamma = \frac{EJ_{\text{raid.}}}{b D} \quad , \quad (b = \text{largeur du panneau})$$



Coupe A-A  
1:10

Poutres d'essais type A

fig. 1

$$\delta = \frac{F_{\text{raid.}}}{b \cdot t}, \quad (t = \text{épaisseur de la tôle})$$

on peut exprimer les résultats des calculs sous la forme suivante:

- Poutres A: panneaux longueur  $a = 900$  mm, largeur  $b = 800$  mm, avec trois raidisseurs longitudinaux équidistants

$$k < 64 : \gamma = - 1,31 + 0,317 k + 0,00013 k^2 + 1,266 \cdot k \cdot \delta$$

$$k = k_{\text{max}} = 64 : \gamma^* = 19,5 + 81 \delta \quad (\text{rigidité optimum})$$

- Poutres B: panneaux longueur  $a = 900$  mm, largeur  $b = 600$  mm, avec deux raidisseurs longitudinaux équidistants

$$k < 36 : \gamma = - 3,49 + 0,742 k + 0,00075 k^2 + 2,25 \cdot k \cdot \delta$$

$$k = k_{\text{max}} = 36 : \gamma^* = 24,2 + 81 \delta \quad (\text{rigidité optimum})$$

Pour des raidisseurs possédant la rigidité optimum  $\gamma^*$  le voilement de la membrure comprimée devrait se produire indifféremment, soit en une onde transversale (panneau entier raidi), soit en quatre (A) ou trois (B) ondes juxtaposées dont les axes des raidisseurs forment les lignes nodales.

#### b) Raidisseurs transversaux

Ces raidisseurs sont choisis plus rigides que les longitudinaux, ceci avant tout pour des raisons pratiques d'exécution (croisement des raidisseurs), comme cela est aussi le cas en réalité. Le rapport des rigidités atteint environ 2.

#### c) Hypothèses concernant le comportement à la ruine

Une analyse théorique du comportement effectif d'un panneau raidi dans le domaine post-critique présente des difficultés sérieuses (voir par exemple la réf. [8]). On se limitera ici à formuler des hypothèses plausibles.

Pour des panneaux comprimés uniformément, non raidis longitudinalement, on dispose des résultats de nombreux essais, en particulier de ceux de WINTER [9]. Avec la notion de largeur utile introduite par VON KÁRMÁN [10], on obtient selon réf. [11] une bonne concordance avec les valeurs expérimentales moyennes en posant

$$b_r / b = \sqrt{\sigma_{cr} / \sigma_{\text{max}}}$$

Dans cette expression  $\sigma_{cr}$  désigne la contrainte critique selon la théorie linéaire et  $\sigma_{\text{max}}$ , la contrainte au bord, atteignant

à la ruine la limite élastique  $\sigma_F$  de la tôle.

Pour un panneau raidi, on admettra que le comportement optimum dans le domaine post-critique est atteint lorsque chaque sous-panneau, compris entre deux raidisseurs longitudinaux, travaille comme une tôle comprimée appuyée uniquement sur ses bords et possède ainsi la largeur utile  $b_r$  exprimée par la formule précitée (fig. 3). Ceci n'est qu'une première approximation puisque les conditions au contour, en particulier pour l'état de membrane qui se développe dans le domaine post-critique, ne sont pas identiques.

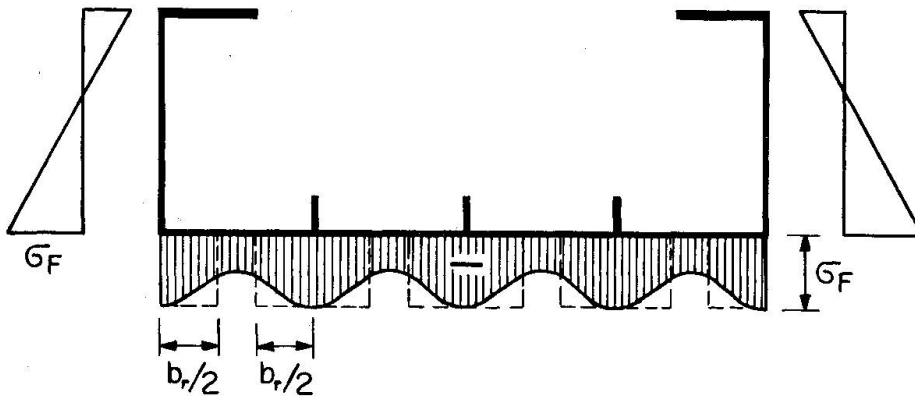


fig. 3

A la ruine, la contrainte au bord de l'âme en contact avec la membrure comprimée atteint également  $\sigma_F$ . La répartition des contraintes sur la hauteur de l'âme est par contre inconnue. Comme cet élément, surtout si l'on tient compte du déplacement de l'axe neutre dû à la réduction de la surface comprimée effective, est également en danger de voilement, il serait imprudent de supposer une plastification totale. Nous admettrons provisoirement une répartition triangulaire, conforme aux règles de la Résistance des Matériaux. Pour une largeur  $b_r$  connue, le moment maximum à la ruine  $M_{th,max}$  est ainsi aisément calculable à partir des caractéristiques géométriques de la section et de la limite élastique du matériau.

La rigidité optimale des raidisseurs dans le domaine post-critique sera alors définie comme la rigidité permettant juste d'atteindre, dans l'essai à la ruine, la valeur calculée  $M_{th,max}$ . Cette valeur  $\gamma^*_{post-cr.}$  est à comparer à celle de la théorie linéaire, ce qui fixe la grandeur du coefficient de majoration de MASSONNET

$$m = \gamma^*_{post-cr.} / \gamma^*_{linéaire}$$

Pour des nervures dont la rigidité est inférieure à  $\gamma^*_{post-cr.}$ , le calcul se fera de façon analogue: la rigidité "effective" sera admise égale à  $\gamma/m$  et la valeur du  $\gamma_{linéaire}$  ( $< \gamma^*_{linéaire}$ ) ainsi obtenue fixera, à partir des relations du paragraphe a), le coefficient de voilement  $k$  et la contrainte théorique  $\sigma_{cr}$ . Avec la largeur utile correspondante  $b_r = b \sqrt{\sigma_{cr} / \sigma_F}$ , naturellement inférieure à celle trouvée pour le raidissage optimum, on calculera comme ci-dessus un moment de ruine  $M_{th}$ . Si les valeurs  $m$ , déterminées à partir des essais sur diverses poutres, concordent dans le cadre de la dispersion inévitable, les hypothèses introduites seront confirmées.

### DISPOSITIF EXPÉRIMENTAL

Les mesures portent sur les flèches d'un des panneaux centraux de 900 mm de longueur (voir fig. 1) ainsi que sur les allongements spécifiques dans une section médiane. On a utilisé à cet effet l'appareillage suivant:

#### Capteur inductif

Les déformations verticales du panneau de semelle comprimée, relatives aux bords des âmes, sont mesurées dans sept sections transversales à l'aide d'un capteur inductif relié à un coordinatographe électronique dessinant directement, à l'échelle désirée, les courbes de déformations. L'étude de ces flèches permet de suivre le processus de voilement.

#### Tensomètres ohmiques

Ces tensomètres, collés dans la section de mesure médiane (voir fig. 1), servent à déterminer la répartition des allongements le long du contour de la section. Pour éliminer l'influence des contraintes locales de flexion, tous les extensomètres sont groupés par paires de chaque côté des tôles. Les quatre tiges d'extrémité, reprenant les réactions, sont également pourvues d'extensomètres, ce qui donne un contrôle de l'effort appliqué.

### RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX

#### Données caractéristiques

Poutre	Largeur b mm	Longueur a mm	Epaisseur t (mesuré) mm	Raidisseur longitudinal			
				Section	Inertie cm <sup>4</sup>	$\gamma$	$\delta$
A1	800	900	3,2	60 x 2,9	21	87	0,068
A2	800	900	3,3	37 x 3,3	5,5	21	0,046
B1	600	900	4,0	renf.	58	165	0,123
B2	600	900	4,0	37 x 3,1	5,2	15	0,048

#### Résultats expérimentaux

Poutre	Limite élastique t/cm <sup>2</sup>	A la ruine		Nombre de cloques		Déformée initiale mm
		Charge t	Moment tcm	sur b	sur a	
A1	2,95	12,4	2110	4	5	5
A2	3,0	8,0	1360	1	1	5
B1	2,9	14,5	2470	3	5	3
B2	2,9	8,8	1500	1	1	4

Comparaison des valeurs calculées aux valeurs expérimentales

P.	Moment expér. t/cm	Calculs pour m = 5					Théorie linéaire sans réduct.				
		$\gamma/m$	k	$\sigma_{cr}$	$b_w/b$	$M_{th}$	$\gamma$	k	$\sigma_{cr}$	$M_{cr}$	$M_{adm}$ n=1,35
A1	2110	17,4	46	1,40	0,69	2060	87	64	1,95	1820	1350
A2	1360	4,2	14,5	0,47	0,39	1390	21	58	1,87	1760	1310
B1	2470	33	35	2,48*	0,92	2650	165	36	2,50*	2450	1810
B2	1500	3	7,6	0,64	0,47	1440	15	21,5	1,82	1590	1180

Dans le calcul des moments de ruine  $M_{th}$  on a tenu compte des bandes extérieures (largeur 2 x 6,5 mm) qui travaillent de toute façon à la limite élastique. Pour les nervures longitudinales, on a admis en première approximation la même efficacité que pour la tôle. Pour des contraintes critiques  $\sigma_{cr}^*$  dépassant la limite de proportionnalité  $\sigma_p$ , admise à 2 t/cm<sup>2</sup>, on a réduit les valeurs selon les indications des règles DIN 4114, Ri 7.42 (module d'Engesser-Kármán).

L'examen des tableaux précédents montre que les poutres à raidisseurs plus rigides (A1 et B1) se comportent nettement mieux que les autres. Il n'existe de plus aucune relation directe entre les valeurs expérimentales à la ruine et celles données par la théorie linéaire du voilement, sans réduction des rigidités  $\gamma$ ; ceci ressort particulièrement bien de la comparaison des poutres A1 et A2. La théorie linéaire conduit ici à des moments critiques pratiquement égaux pour les deux poutres, ce qui est normal puisque même la rigidité  $\gamma$  de la poutre A2 atteint pratiquement la valeur optimale  $\gamma^*$ . Un renforcement des raidisseurs (poutre A1) ne devrait dès lors pas amener d'augmentation substantielle de la résistance; en réalité, le rapport des moments de ruine vaut 1,55. Comme une partie non négligeable de la flexion est reprise par les âmes, ceci surtout pour la poutre A2 qui est fortement dissymétrique à l'état de ruine, il est plus juste de comparer les efforts de compression dans la membrure comprimée ou, ce qui revient au même, les largeurs utiles expérimentales; ce rapport dépasse 1,8.

Pour expliquer le comportement totalement différent des poutres A1 et A2, le plus simple est de comparer l'allure des déformations et des allongements. Dans le sens transversal la poutre A2 a voilé en une seule onde (fig. 4), la poutre A1 par contre en quatre ondes, avec lignes nodales au droit des raidisseurs (fig. 5), bien que la déformation initiale comprenne une seule onde. La figure 6 montre l'allure des déformations le long du raidisseur central, avec de grandes déflexions pour la poutre A2 et des valeurs pratiquement négligeables pour A1. En fonction des charges appliquées, les déformations au droit des raidisseurs et en travée diffèrent également: pour A2 (fig. 7a) toutes les déformations ont la même allure et atteignent rapidement des valeurs considérables, tandis que pour A1 (fig. 7b) les raidisseurs restent pratiquement rectilignes, avec même au début une tendance à des déflexions de sens inverse; de plus, les déformations des panneaux sont de beaucoup inférieures à celles de la poutre A2.

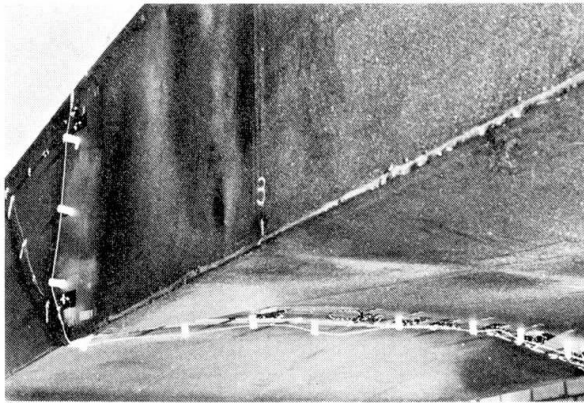


fig. 4 Poutre A2

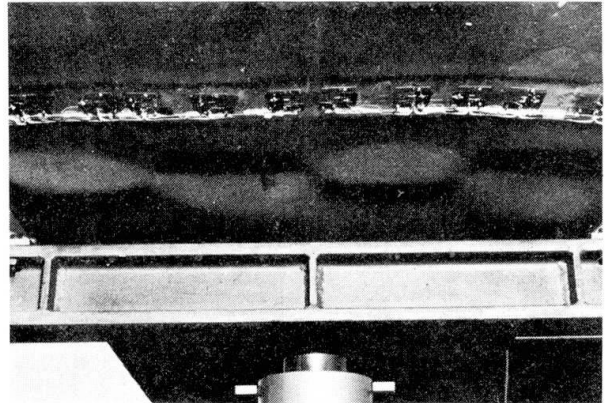


fig. 5 Poutre A1

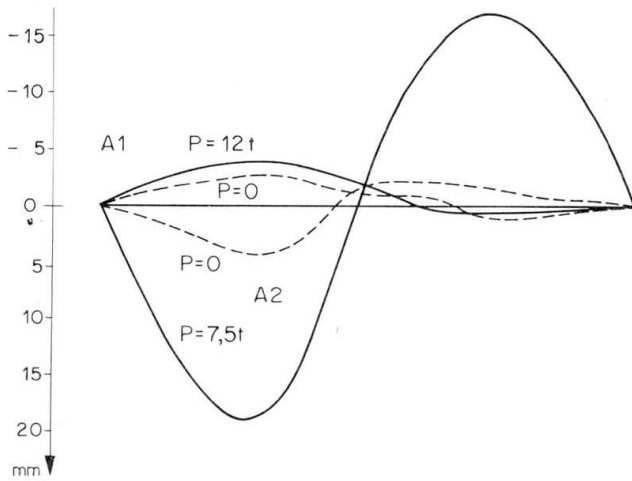
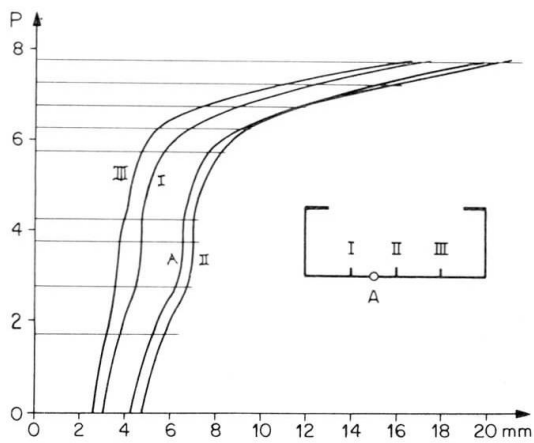
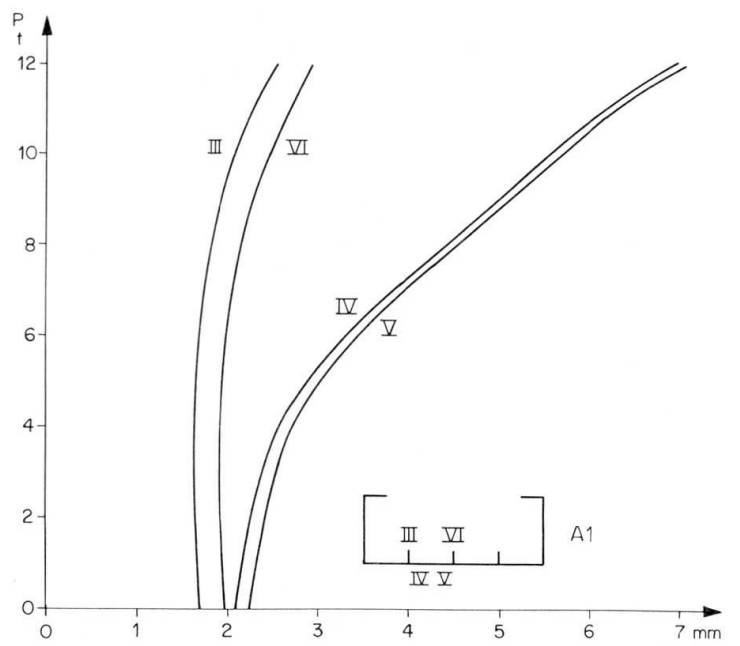


fig. 6  
Déformations le long  
du raidisseur central

fig. 7  
Progression des déformations dans la section médiane en fonction de P

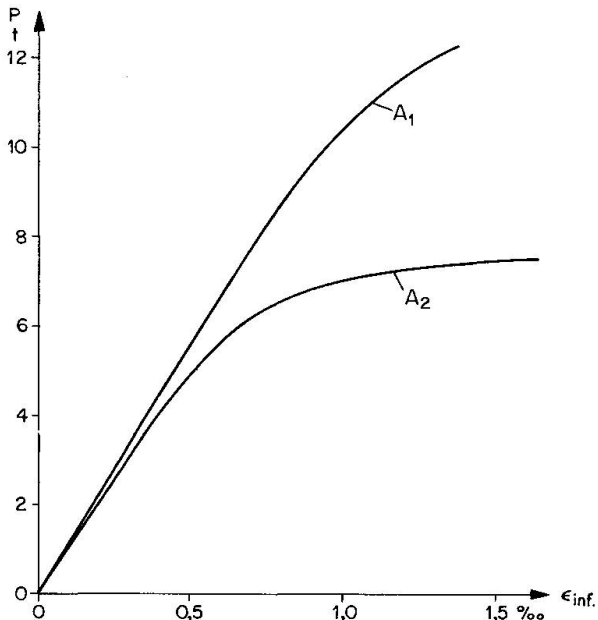


a) Poutre A2



b) Poutre A1

Pour les allongements au bord de la semelle comprimée (fig. 8a) resp. tendue (fig. 8b) en fonction de la charge, l'allure est en principe la même, mais le diagramme A2 s'incurve déjà à partir de 5 t pour arriver rapidement à la limite élastique.



Progression des allongements dans la section de P  
fig. 8a Semelle comprimée

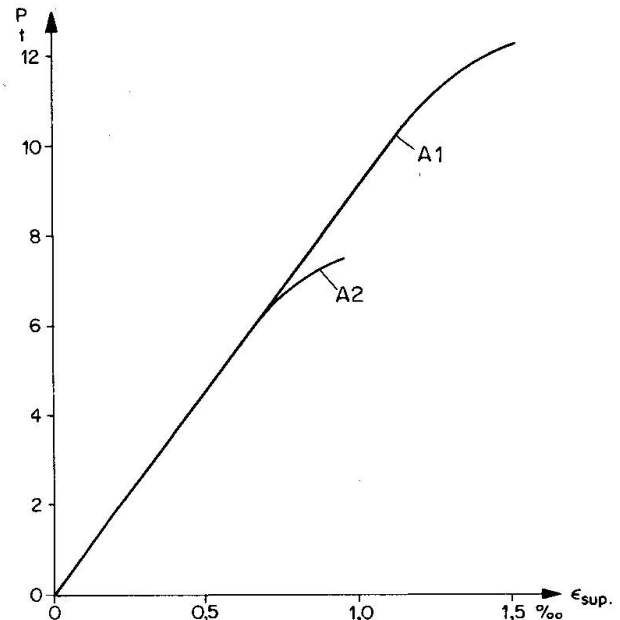
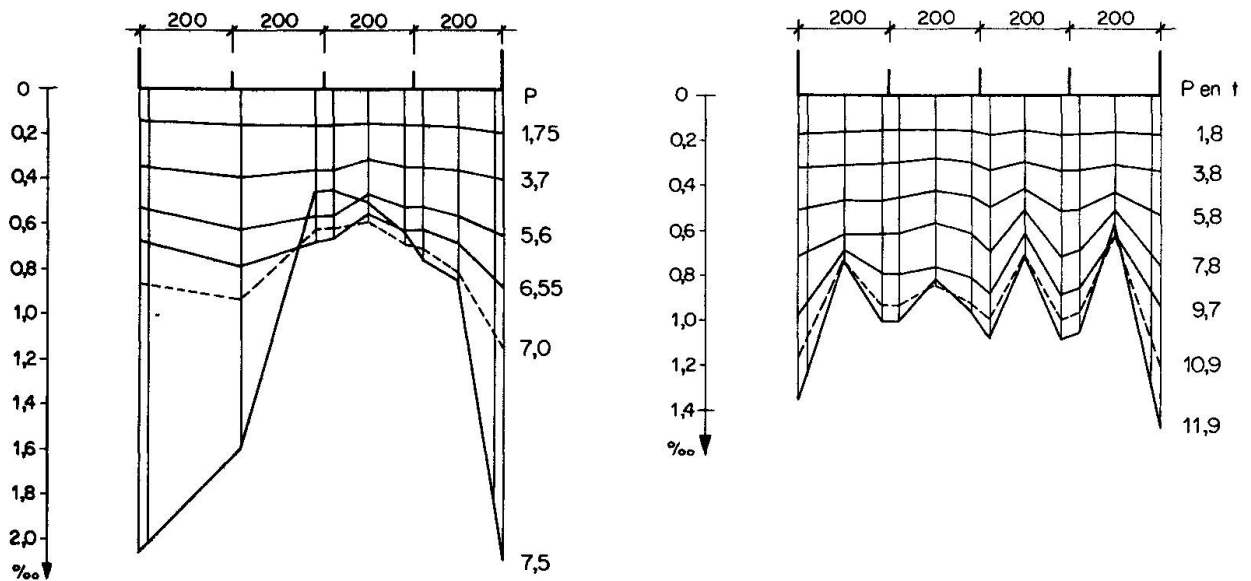


fig. 8b Semelle tendue

Les diagrammes les plus instructifs sont certainement ceux donnant la répartition des allongements dans une section transversale, avec les charges en paramètres. Pour A2 (fig. 9a) on remarquera la poche centrale qui se creuse de plus en plus, avec des allongements qui finissent même par décroître; à la ruine les efforts de compression sont concentrés le long des âmes et le panneau se comporte donc dans l'ensemble comme une plaque non raidie (voir par exemple [9]), ce qui montre bien que la rigidité des nervures est insuffisante dans le domaine post-critique. Pour la poutre A1, par contre, la répartition est beaucoup plus régulière (fig. 9b) et les poches se forment ici entre les raidisseurs; même pour une tôle parfaitement soutenue tous les 200 mm, le rapport de la largeur à l'épaisseur est en effet tel que la largeur utile à la ruine serait inférieure à 1, de l'ordre de 0,85. De plus, comme les raidisseurs n'ont pas tout-à-fait la rigidité optimum, compte tenu du facteur de majoration  $m$  d'environ 5 ( $k = 46$  au lieu de 64, voir tableau), il existe également une poche générale, d'ailleurs assez peu marquée. La figure semble aussi montrer que les déformations initiales (de l'ordre de l'épaisseur), n'influent guère sur l'allure des répartitions à la ruine et ne devraient donc pas jouer un rôle important.

Comme il est prévu de publier ailleurs un compte-rendu plus détaillé des essais, nous renonçons à analyser les résultats des poutres B, la comparaison étant semblable à celle des poutres A.



Répartition des allongements dans la section médiane du panneau comprimé (feuillelet moyen), pour div. valeurs des charges appliquées  
 fig. 9a Poutre A2 fig. 9b Poutre A1

### CONCLUSIONS GÉNÉRALES

#### a) Valeur expérimentale du coefficient $m = \gamma_{\text{post-cr.}} / \gamma_{\text{linéaire}}$

La comparaison des valeurs calculées aux valeurs expérimentales des moments de flexion montre une concordance satisfaisante lorsque l'on donne au coefficient  $m$  une valeur moyenne de 5. Le nombre d'essais réalisés est évidemment insuffisant pour généraliser ce résultat. On peut toutefois remarquer que les quatre poutres étudiées couvrent un domaine assez vaste, tant pour ce qui concerne la géométrie des panneaux que pour la rigidité relative des raidisseurs. Pour calculer la résistance à la ruine d'un panneau raidi comprimé, nous proposons donc, dans l'attente de résultats plus nombreux, de diviser par 5 la rigidité effective des raidisseurs et de calculer la contrainte de voilement  $\sigma_{cr}$  à partir de cette valeur  $\gamma$  réduite. La formule précitée de von Kármán donnera alors la largeur effective du panneau et fixera ainsi la grandeur du moment limite.

Pour dimensionner les raidisseurs dans une construction nouvelle, on procédera de façon analogue, c'est-à-dire qu'on multipliera par 5 les rigidités théoriques données par la théorie linéaire; ceci vaut aussi bien pour la rigidité optimale  $\gamma^*$  correspondant à  $k_{\text{max}}$  que pour des rigidités plus faibles, conduisant à des coefficients de voilement  $k$  inférieurs à celui du voilement en ondes transversales juxtaposées.

#### b) Contrôle au voilement habituel, sans réduction des rigidités

Pour les poutres A2 et B2, à raidisseurs non renforcés, les moments expérimentaux à la ruine sont inférieurs aux moments critiques de

la théorie linéaire; pour A2 le rapport  $M_{\text{ruine}}/M_{\text{cr th}}$  est inférieur à 0,8. Même le moment admissible, pour une sécurité au voilement de 1,35 (DIN 4114, 17.4), atteint pratiquement la valeur à la ruine! Le contrôle au voilement habituel conduit dès lors dans ce cas à une sécurité effective à la ruine de l'ordre de 1, alors que l'on devrait avoir de l'ordre de 1,7. Il est donc urgent de modifier certains règlements dangereux lorsqu'on les applique à des tôles raidies comprimées.

Si, par contre, l'on tient compte du facteur  $m = 5$ , une sécurité de 1,35 par rapport à  $\sigma_{\text{cr}}$  paraît suffisante, puisque l'on dispose de la réserve post-critique donnée par le rapport  $\sqrt{\sigma_{\text{F}}/\sigma_{\text{cr}}}$ . Pour un raidissage très serré, conduisant à des valeurs  $\sigma_{\text{cr}}$  proches de  $\sigma_{\text{F}}$ , cette réserve devient cependant insuffisante; dans ce domaine, il paraît prudent d'augmenter quelque peu le facteur de sécurité.

### c) Dimensionnement des raidisseurs au flambement

Un dimensionnement des raidisseurs longitudinaux au flambement, comme cela a été proposé en 1916 déjà par Rode, n'est pas en accord avec les résultats expérimentaux. Avec une largeur utile de 20 t, comme proposé par divers auteurs, on obtient les élancements suivants:

A1	A2	B1	B2
46	78	36	84

Les rapports des contraintes critiques au flambement correspondantes, données par la droite de Tetmajer, la parabole de Johnson etc., ne correspondent pas aux valeurs expérimentales et surestiment la résistance. Pour les poutres A2 et B2, on remarque même que l'élancement est inférieur pour A2, c'est-à-dire que la résistance devrait être ici plus grande, alors que c'est le contraire qui s'est produit. Le calcul des raidisseurs au flambement, qui ne tient compte ni du nombre de raidisseurs, ni de leur disposition dans le panneau, ni du rapport  $a/b$ , ne saurait résoudre correctement le problème du dimensionnement de ces raidisseurs.

BIBLIOGRAPHIE

1. MASSONNET, CH.: Essais de voilement sur poutres à âmes raidies, Mémoires AIPC, Vol. 14, pp. 125-186, Zurich 1954.
2. MASSONNET, CH., MAS, E., MAUS, H.: Essais de voilement sur deux poutres à membrures et raidisseurs tubulaires, Mémoires AIPC, Vol. 22, pp. 183-228, Zurich 1962.
3. D'APICE, M.A., COOPER, P.B.: Static Bending Tests on Longitudinally Stiffened Plate Girders; Fritz Engineering Lab. Report No 304.5, Lehigh University 1965.
4. COOPER, P.B.: Bending and Shear Strength of Longitudinally Stiffened Plate Girders; Fritz Engineering Lab. Report No 304.6, Lehigh University 1965.
5. ROCKEY, K.C.: Aluminium Plate Girders; Proceedings of Symposium "Aluminium in Structural Engineering", Institution of Structural Engineers 1964.
6. OWEN, D.R.J., ROCKEY, K.C., ŠKALOUD, M.: Ultimate Load Behaviour of Longitudinally Reinforced Webplates Subjected to Pure Bending; Mémoires AIPC, Vol. 18, pp. 113-148, Zurich 1970.
7. STÜSSI, F., DUBAS, CH., DUBAS, P.: Le voilement de l'âme des poutres fléchies, avec raidisseur au cinquième supérieur; Mémoires AIPC, Vol. 17, pp. 217-240, Zurich 1957; Etude complémentaire, Mémoires AIPC, Vol. 18, pp. 215-248, Zurich 1958.
8. ŠKALOUD, M.: Comportement post-critique des âmes comprimées uniformément et renforcées par des raidisseurs longitudinaux; Acier/Stahl/Steel 1964, pp. 193-198.
9. WINTER, G.: Performance of Thin Steel Compression Flanges; 3ème Congrès de l'AIPC, Liège 1948, Publication Préliminaire, pp. 137-148.
10. V. KÁRMÁN, TH., SECHLER, E.E., DONNEL, L.H.: The Strength of Thin Plates in Compression; Trans. Americ. Soc. Mech. Eng., Vol. 54, 1932.
11. STÜSSI, F.: Grundlagen des Stahlbaues, 2. Auflage, Springer 1971, S. 445.

## RESUME

Pour les semelles comprimées de poutres-caissons, les rigidités de la théorie linéaire sont nettement insuffisantes dans le domaine post-critique. Pour les conditions des quatre essais réalisés, le coefficient  $m = \gamma_{\text{post-cr.}} / \gamma_{\text{linéaire}}$  est de l'ordre de 5. Un dimensionnement des raidisseurs longitudinaux partant de leur résistance au flambement n'est par contre pas en accord avec les résultats expérimentaux.

## ZUSAMMENFASSUNG

Für gedrückte Gurtbleche von Kastenträgern genügen die sich aus der linearen Beultheorie ergebenden Steifigkeitswerte im überkritischen Bereich bei weitem nicht mehr. Unter den Bedingungen der vier durchgeführten Versuche beträgt der einzuführende Vergrößerungsfaktor  $m = \gamma_{\text{überkr.}} / \gamma_{\text{linear}}$  rund 5. Eine Bemessung der Längssteifen aufgrund ihrer Knickfestigkeit steht dagegen mit den Versuchsergebnissen nicht im Einklang.

## SUMMARY

For stiffened compression flanges of box-girders the required longitudinal stiffness based on the linear theory of plate buckling is by much insufficient in the post-critical range. Under the conditions of the four performed tests the factor  $m = \gamma_{\text{post-cr.}} / \gamma_{\text{linear}}$  reaches about 5. On the other hand, proportioning requirements of the longitudinal stiffeners based on their buckling loads do not seem to agree with the test results.

Leere Seite  
Blank page  
Page vide