

Zeitschrift: Bulletin technique de la Suisse romande
Band: 99 (1973)
Heft: 17

Artikel: Profilés minces formés à froid
Autor: Bergfelt, Allan
DOI: <https://doi.org/10.5169/seals-71695>

Nutzungsbedingungen

Die ETH-Bibliothek ist die Anbieterin der digitalisierten Zeitschriften. 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. [Siehe Rechtliche Hinweise.](#)

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. [Voir Informations légales.](#)

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. [See Legal notice.](#)

Download PDF: 15.03.2025

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

Profilés minces formés à froid

par ALLAN BERGFELT, professeur

Introduction

Les constructions en tôles minces ont été de plus en plus utilisées pendant ces dernières années, notamment pour les toits des bâtiments industriels. L'important problème de la stabilité locale prend donc un intérêt considérable pour l'ingénieur civil. Il lui faut observer la différence entre le voilement élastique (Euler) et la ruine qui se fait voir souvent par un phénomène que nous avons désigné par le terme de plissement dans le domaine plastique. La zone entre ces deux limites est le domaine post-critique. Les théories élaborées depuis le début de ce siècle par H. Wagner (dès 1920) et T. von Kármán (dès 1930) sont devenues tout à fait classiques, ainsi que le sont les essais par G. Winter (dès 1937 — tôles minces) et S. Bergman - G. Wästlund (dès 1947 — poutres à I à âme mince). Leur recherche est concentrée sur la tôle isolée mais les profilés sont constitués par une composition des tôles.

Calculs simplifiés

Pour les profilés, on contrôle généralement l'aile par rapport à la limite d'élasticité (de plastification) σ_Y avec une largeur réduite, dite efficace, et on vérifie l'âme par rapport au cisaillement et voilement. (L'indice Y correspond au mot anglais « yield ».) Cette largeur efficace et le voilement ont rapport aux formules élémentaires de voilement élastique (sans égard aux courbures initiales, contraintes résiduelles, etc.) :

$$(1) \quad \sigma_{t,cr} = \frac{k_t \cdot \pi^2 \cdot E}{12(1-\nu^2)} \cdot \left(\frac{t}{a}\right)^2, \quad \text{avec } k_t = 4 \text{ correspondant à la contrainte dans l'aile.}$$

$$(2) \quad \sigma_{b,cr} = \frac{k_b \cdot \pi^2 \cdot E}{12(1-\nu^2)} \cdot \left(\frac{t}{b}\right)^2, \quad \text{avec } k_b \text{ correspondant à la distribution des contraintes dans l'âme.}$$

ψ	k_b
1	4,0
0	7,8
-0,5	13,4
-1,0	23,9
-1,5	37,5
-2,0	53,8

Une flexion symétrique équivaut à $k_b = 23,9$, alors que pour d'autres distributions, ψ , on a la fonction dont quelques valeurs typiques sont notées dans le tableau adjacent [6, 7]¹.

L'épaisseur de la tôle est nommée « t », la largeur de l'aile « a » et de l'âme « b » (voir fig. 2).

D'après T. von Kármán et al. [8], l'aile totale, de largeur « a », reste efficace jusqu'à une valeur a/t correspondant à $\sigma_{cr} = \sigma_Y$ selon l'équation (1). Pour une largeur plus grande, on réduit « a » jusqu'à une valeur efficace « a_{Ke} » selon

$$a_{Ke} = a \sqrt{\sigma_{cr}/\sigma_e}$$

¹ Les chiffres entre crochets renvoient à la bibliographie en fin d'article.

où σ_e est la contrainte de compression dans cette largeur efficace. Avec les chiffres introduits dans l'équation (1) on obtient :

$$(3) \quad a_{Ke} = 1,90 \cdot t \cdot \sqrt{E/\sigma_e} \text{ pour } \sigma_{cr} < \sigma_e < \sigma_Y$$

D'après les recommandations AISI des Etats-Unis [1], fondées sur les expériences de G. Winter et utilisées comme base de calcul dans plusieurs pays d'Europe, on réduit la largeur même si $\sigma < \sigma_{cr}$, à savoir à partir de $\sigma_e < 0,46 \sigma_{cr}$, soit :

$$(4) \quad a_{Ae} = a \sqrt{\sigma_{cr}/\sigma_e} (1 - 0,218 \sqrt{\sigma_{cr}/\sigma_e})$$

La différence est donc claire :

$$(5) \quad a_{Ae} = a_{Ke} (1 - 0,218 a_{Ke}/a)$$

Lorsque la contrainte σ_e est voisine de σ_Y on doit, comme d'habitude, introduire des corrections si la limite de proportionnalité est sensiblement inférieure à σ_Y . Dans les normes ordinaires, qui ressemblent en général aux recommandations AISI, on utilise la formule (4). Une formule comme (3) ou (4) présume des bords raides, mais pour l'aile on a seulement les âmes. Simultanément on calcule les âmes selon la formule (2) et souvent avec la valeur moyenne de 23,9 et une sécurité très faible. Cette sécurité faible présume des bords raides et un calcul sûr.

Pour contrôler les calculs et spécialement l'interaction entre l'aile et les âmes, on a fait des expériences décrites dans la partie suivante.

Essais des profilés minces

Exécution des essais

Dans les laboratoires d'essais des constructions en acier de l'Ecole polytechnique de Chalmers, Göteborg, Suède, on a, depuis longtemps déjà, fait des essais [2, 3, 4, 5] pour vérifier les calculs des constructions en tôle mince. Une série d'essais décrits dans l'une des références ci-dessus, publication de H. Larson [5], sont utilisés ici pour souligner ce qui est dit, à savoir la nécessité de contrôler l'interaction et d'assurer la stabilité totale, ainsi que le désir de développer des formules simples, mais pas trop approximatives.

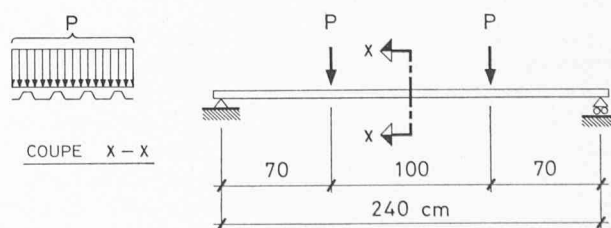


Fig. 1. — Position des charges lors des essais.

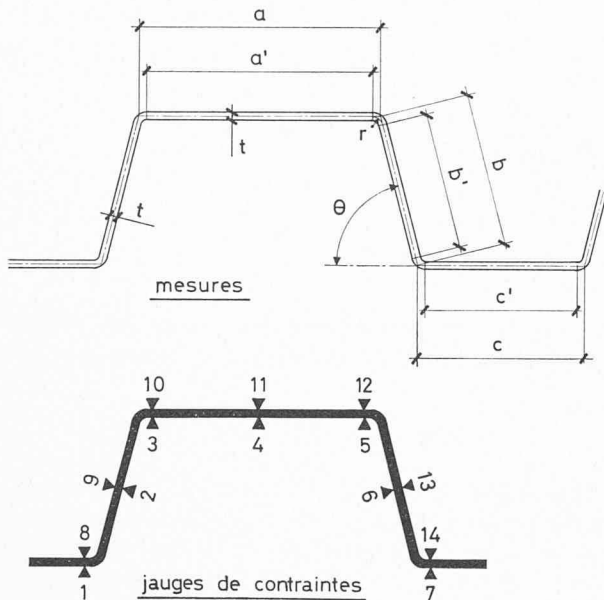


Fig. 2. — Dimensions des profilés et emplacement des jauges de contraintes.

Les essais ont été effectués avec des profilés normaux et spéciaux afin de mieux marquer les tendances. On a procédé à la détermination des charges de voilement et de ruine, ainsi qu'à la recherche de la relation charge-déformation (n'est pas traitée ici). Le principe des essais est décrit dans la figure 1. La détermination *directe* expérimentale de la charge de voilement élastique que l'on calcule en supposant les tôles idéalement planes est certainement impossible si on utilise des tôles normales. Les déformations initiales inévitables sont si grandes que la relation charge-déformation latérale sera assez régulière et on ne peut pas observer d'accroissement soudain. Ces déformations initiales causent aussi des irrégularités du modèle de voilement, de sorte que l'utilisation de la méthode de Southwell devient très discutable. Les deux méthodes traditionnelles découlant des observations des contraintes dans les deux surfaces de la tôle ont aussi donné des résultats incertains. (Cela concerne la méthode « strain-reversal » et la méthode « top of the knee ».)

Une des principales difficultés est de savoir où se trouvera la bosse de voilement.

G. Winter [1] avait déjà mesuré la position de l'axe neutre pour déterminer la largeur efficace de l'aile comprimée. Lorsqu'un voilement local commence à se manifester, la partie correspondante est un peu faible, ce qui entraîne une légère diminution de la largeur efficace et l'axe neutre commence à se déplacer. H. Larson [5] a défini le commencement de voilement local de la même manière, en utilisant des jauges placées aux points 1, 8, 3, 10, 5, 12, 7 et 14 (cf. fig. 2).

Résultats d'essais

Les valeurs expérimentales des charges critiques de voilement élastique P_{cr}^{exp} données dans le tableau I et reproduites à la figure 3 sont déterminées par cette « méthode de Larson ». La même figure 3 montre également les valeurs expérimentales des charges de ruine P_r^{exp} .

Les essais ont été effectués sur trois (nos 9-21) ou sur quatre ondes (nos 1-8). Dans les résultats notés dans le tableau I et la figure 3, les charges sont exprimées en kg/m. Il va de soi que cette transformation est purement formelle.

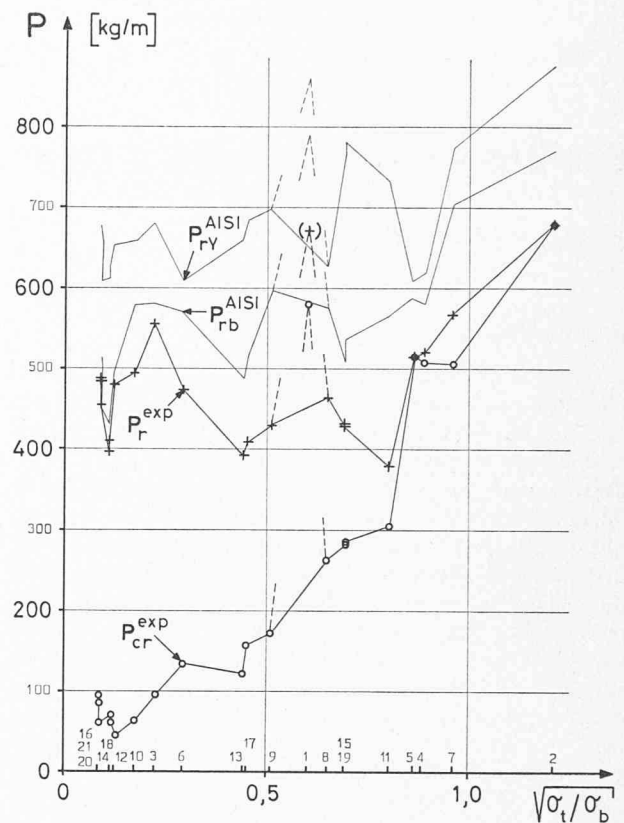


Fig. 3. — Valeurs des charges critiques et de ruine des essais et représentation des valeurs des charges de ruine calculées selon AISI. Les chiffres au-dessus de l'axe horizontal sont les numéros des essais (kg = kilogramme = kilopond = 9,81 Newton).

Elle correspond de 2,9 à 7,7 ondes et les écarts entre les valeurs des charges sont naturellement grands.

Il est évident que P_{cr} dépend du voilement des tôles considérées individuellement mais aussi de l'influence de la tôle voisine. Quant à P_r , on le calcule également, mais assez approximativement, par contrôle des diverses parties de l'élément et cette fois vis-à-vis de la ruine.

Les résultats des calculs ont alors rapport avec $\sigma_{t,cr}$ et $\sigma_{b,cr}$, selon les équations (1) et (2). C'est la raison pour laquelle, dans les figures 3 et 4, on a reporté en axe horizontal le rapport $\sigma_{t,cr}/\sigma_{b,cr}$ (ou plus exactement $\sqrt{\sigma_t/\sigma_b} = \frac{b}{a} \sqrt{k_t/k_b}$). Un exemple des résultats d'un calcul de P_r est représenté à la figure 3 pour comparer avec les résultats des essais. Le calcul est fait selon les règles de l'AISI [1]:

P_{rY}^{AISI} = charge de ruine calculée pour défaut de résistance de l'aile [σ_Y en utilisant l'équation (4)];

P_{rb}^{AISI} = charge de limite (ruine) calculée pour voilement de l'âme [en utilisant l'équation (2) et le coefficient de sécurité selon AISI].

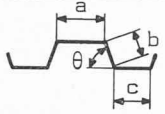
La figure 3 montre que les calculs de P_r^{AISI} donnent des valeurs trop hautes, ce qui a pour effet de faire descendre la sécurité en dessous de 1,66, qui était la valeur présumée. Ce résultat regrettable dépend de l'interaction entre l'aile et les âmes assez minces dans ces essais.

Dans la figure 4, pour éviter les trop grands écarts de la figure 3, on a reporté les valeurs relatives de P .

Le voilement de l'aile est illustré par les rapports $P_{cr}^{exp}/P_{cr}^{calc}$ des valeurs expérimentales aux valeurs calculées. On voit que le résultat est souvent voisin de 1. La

TABLEAU I

Dimensions des profilés, coefficients de voilement, charges critiques et charge de ruine des essais

		a	b	c	t	θ	I	W _a	W _c	ψ = W _a /W _c	k _t	σ _t /σ _b	P _{cr}	P _r
		mm	mm	mm	mm	°	cm ⁴ /m	cm ³ /m	cm ³ /m				kg/m	kg/m
1		44	71	26	0,62	65	56,6	19,2	16,7	-1,19	29,0	0,60	581	673
2		26	71	43	0,61	65	56,4	16,1	19,0	-0,85	20,3	1,21	678 *	680
3		102	71	39	0,60	72	63,6	24,3	15,3	-1,58	40,0	0,22	97	555
4		33	71	35	0,62	51	34,3	12,3	12,6	-0,98	23,6	0,88	506 **	523
5		34	71	36	0,63	50	33,6	12,3	12,5	-0,98	23,6	0,86	516 *	516
6		88	71	52	0,64	60	53,0	19,6	15,1	-1,30	31,6	0,29	132	474
7		38	71	102	0,63	72	67,2	16,1	25,7	-0,63	15,4	0,96	504 **	569
8		52	71	88	0,63	60	52,1	14,9	19,3	-0,77	18,5	0,65	264	466
9		80	82	161	0,71	65	85,9	19,4	29,2	-0,66	16,3	0,51	171	429
10		160	81	81	0,71	64	87,7	29,0	19,4	-1,49	37,2	0,17	64	496
11		55	81	188	0,66	76	90,3	17,2	34,3	-0,50	13,6	0,80	303	377
12		186	81	57	0,65	76	88,9	33,6	17,2	-1,95	52,0	0,12	47	479
13		96	81	222	0,69	67	85,7	18,2	31,0	-0,59	14,8	0,44	122	392
14		219	82	97	0,68	67	86,1	30,7	18,2	-1,69	43,0	0,11	61	397
15		68	83	251	0,68	79	96,6	17,2	38,4	-0,45	12,6	0,69	289	431
16		251	82	67	0,70	77	94,6	38,3	17,1	-2,24	60,0	0,08	95	486
17		96	82	222	0,70	67	88,3	18,6	31,8	-0,58	14,8	0,45	158	409
18		219	82	97	0,68	67	86,4	30,7	18,3	-1,68	43,0	0,11	71	409
19		67	82	251	0,67	79	93,6	16,7	37,5	-0,45	12,5	0,69	284	429
20		251	81	67	0,67	78	90,3	36,9	16,4	-2,25	60,0	0,08	60	454
21		251	82	67	0,70	79	96,4	39,0	17,3	-2,25	60,0	0,08	85	483

* = P_{cr} voisin de P_r.* et ** = P_{br}^{cal} correspondant à σ supérieur à σ_{prop}.Les limites élastiques σ_Y étaient pour les essais nos 1-8 : 36,5 kg/mm² ; pour 9-12 : 37,6 ; pour 13-19 : 43,4 et pour 20-21 : 40,5 kg/mm². — Le module d'élasticité E était égal à 20 000 kg/mm².

Ces valeurs sont calculées avec l'aire totale d'acier et zinc. Lorsqu'on calcule seulement avec l'aire d'acier, on aura les valeurs 9 % plus élevées.

formule (1) avec $k_t = 4$ présume que la tôle est bi-articulée. Cela doit être le cas pour l'aile si les âmes sont hautes en comparaison de l'aile ou si les contraintes résiduelles après pliage sont élevées.

L'expression $\sqrt{\sigma_t/\sigma_b}$ est en partie proportionnelle au rapport de la largeur de l'âme à celle de l'aile et constitue donc une mesure approximative de l'encastrement de l'aile. Pour des valeurs très petites de $\sqrt{\sigma_t/\sigma_b}$ on doit avoir un encastrement presque total. Les rapports $P_{cr}^{exp}/P_{cr}^{calc}$ doivent donc être égaux à 1,75, c'est-à-dire 6,98/4, rapport des

coefficients k_t de voilement. Cette tendance apparaît nettement sur le diagramme.

L'autre groupe de valeurs de la figure 4 exprime le rapport P_r^{exp}/P_{cr}^{exp} , qui illustre alors le domaine postcritique. Pour les valeurs de P_{cr} beaucoup plus faibles que P_Y , le rapport P_r^{exp}/P_{cr}^{exp} atteint ici des valeurs allant de 5 à 10. Si, au contraire, les supports ne sont pas raides ou si P_{cr} est près de P_Y , le domaine postcritique n'existe pas, comme lorsque $\sqrt{\sigma_t/\sigma_b}$ est égal à 1 et que l'âme se voile en même temps que l'aile.

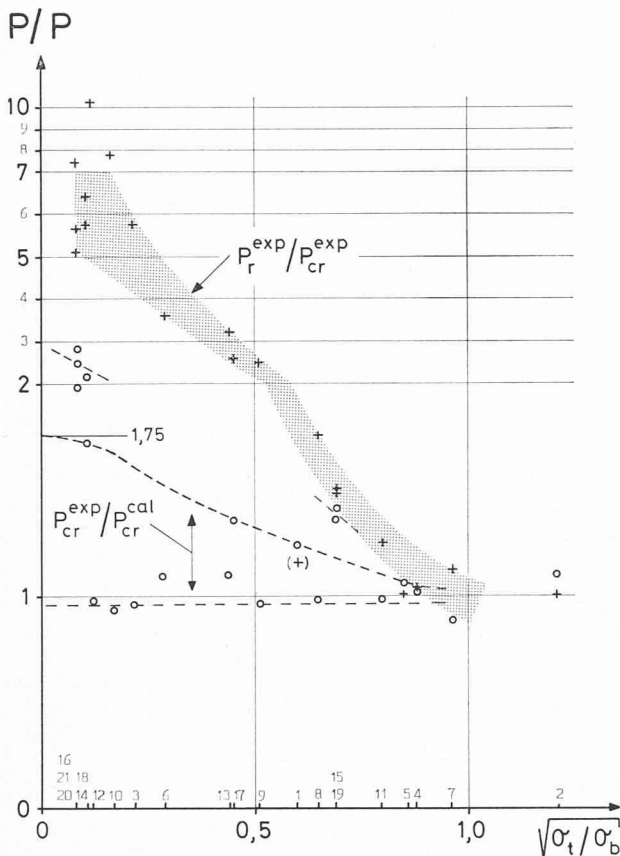


Fig. 4. — a. Valeurs des charges critiques des essais rapportées aux valeurs calculées.

— b. Valeurs des charges de ruine rapportées aux valeurs des charges critiques des essais.

Comparaison avec des calculs simplifiés différents

a) Charge de ruine de l'élément, calculée séparément pour l'aile et l'âme

— Dans la figure 5a₂, les valeurs de P_r^{exp} (cf. fig. 3) sont indiquées en valeurs relatives $P_r^{\text{exp}}/P_{\text{adm}}^{\text{AISI}}$. Selon les règles AISI, on a calculé $P_{\text{adm}}^{\text{AISI}}$ à partir de P_{rY}^{AISI} avec un coefficient de sécurité de 1,66 par rapport à la plastification ou à partir de P_{rb}^{AISI} avec un coefficient formaliste de sécurité de 1,23 par rapport au voilement de l'âme. L'intention est que ce coefficient formaliste, lui aussi, devrait correspondre à une sécurité réelle de 1,66. La figure 5a₂ montre que la sécurité réelle est de 1,4 et 0,9, donc inférieure à la sécurité voulue.

Il est frappant de remarquer que dans les règles AISI on calcule le voilement de l'âme avec le coefficient $k_b=23,9$, correspondant à la flexion symétrique, alors que dans l'équation (2) k_b est fortement dépendant de la distribution des contraintes de compression et de traction. C'est pourquoi la figure 5 comporte, en axe horizontal, le rapport ψ des contraintes de compression et de traction (calculé pour la section effective totale). Pour $-\psi = 1,0$, on a exactement la valeur 23,9.

Il apparaît que pour des valeurs situées à gauche de $-\psi = 1,0$, le coefficient de sécurité est de moins en moins bon et qu'il est même inférieur à 1.

— Lorsque l'âme a une minceur telle que le voilement se produit naturellement, il est évidemment convenable de faire les calculs avec une formule moins approximative. Le diagramme de la figure 5a₁ a pour but de montrer la charge

de ruine calculée pour la plastification de l'aile (équation 3) ou le voilement de l'âme (équation 2). Il convient de remarquer que l'on a calculé la largeur efficace avec l'équation (3) de T. von Kármán [8, 9] au lieu de l'équation (4) de l'AISI, ou, pour être précis, avec une réduction due aux contraintes supérieures à la limite de proportionnalité mais en excluant toute influence d'une excentricité initiale et des contraintes résiduelles.

On constate à la figure 5a₁ que le résultat $P_r^{\text{exp}}/P_{rK}^{\text{calc}}$ est voisin de 1,0. Ce résultat est juste, parce que c'est la ruine que l'on a calculé. La dispersion est cependant assez grande et la cause doit être l'interaction entre l'âme et l'aile.

b) Charge de ruine de l'élément, calculée en considérant l'influence réciproque âme-aile

Dans la partie a), on a calculé P_{rY} et P_{rb} indépendamment l'un de l'autre. Il est normal d'essayer de trouver une influence réciproque par addition en « ellipse ». Travaillant avec les valeurs dépareillées de P_{rY} calculées pour l'aile et P_{rb} pour le voilement dans l'âme, il faut un coefficient de correspondance. Pour les minceurs b/t et les rapports E/σ_Y des essais en question, on a trouvé le coefficient 1,5.

La formule est alors

$$(6) \quad \left(\frac{P}{P_Y}\right)^2 + \left(\frac{P}{1,5 P_b}\right)^2 = 1 \quad \text{ou} \quad \frac{1}{P^2} = \frac{1}{P_Y^2} + \frac{1}{(1,5 P_b)^2}$$

Les valeurs d'essais et l'addition théorique, courbe P_i , sont représentées dans la figure 6.

Dans la figure 5b, le résultat est marqué sur le même axe que dans la figure 5a et en valeur $\frac{P_r^{\text{exp}}}{P_b} / \frac{P_i}{P_b} = \frac{P_r^{\text{exp}}}{P_{bi}}$.

La dispersion est faible.

c) Charge de ruine de l'élément calculée avec une zone efficace de l'aile et de la partie comprimée de l'âme

La ruine se manifeste comme un plissement dans les angles qui forment l'aile comprimée et les âmes. Il est clair que la meilleure méthode de calcul est de chercher la charge lorsque σ_Y est atteint dans ces angles. Les contraintes communes sont calculées ici en se servant des largeurs efficaces. Pour l'aile, on peut les exprimer par les équations (3) ou (4). Concernant l'âme, il y a différentes théories et les expériences publiées ont donné les valeurs variant de 15 à 60 t pour les profils en I.

Une hypothèse assez simple, pour définir les valeurs théoriques de la largeur efficace de la partie comprimée de l'âme, est d'utiliser la même hypothèse que T. von Kármán concernant l'aile, soit $\sigma_r = \sqrt{\sigma_{cr}} \cdot \sigma_Y$. Cela est sûrement très incertain mais conduit toutefois, après avoir effectué d'autres simplifications, à la formule suivante :

$$(7) \quad \frac{b_{eY}}{b_{\text{compr}}} = 1 - \sqrt[3]{1 - \sqrt{\sigma_{cr}/\sigma_Y}}$$

Cette formule donne manifestement des valeurs trop grandes pour les deux âmes d'une aile. En divisant par 2 l'équation (7) et en introduisant encore des approximations, on arrive à la partie simple de la formule (8), qui donne les valeurs $b_{eY} = 10$ à 20 t pour les éléments d'essai en question.

$$(8) \quad \sigma_Y \text{ avec } \begin{cases} a_{Ke} = 1,90 \sqrt{E/\sigma_Y} \text{ ou } a_{Ae} = a_{Ke} \left(1 - 0,22 \frac{a_{Ke}}{a}\right) \\ b_{eY} = \frac{t}{25} (k_b E/\sigma_Y)^{2/3} \end{cases}$$

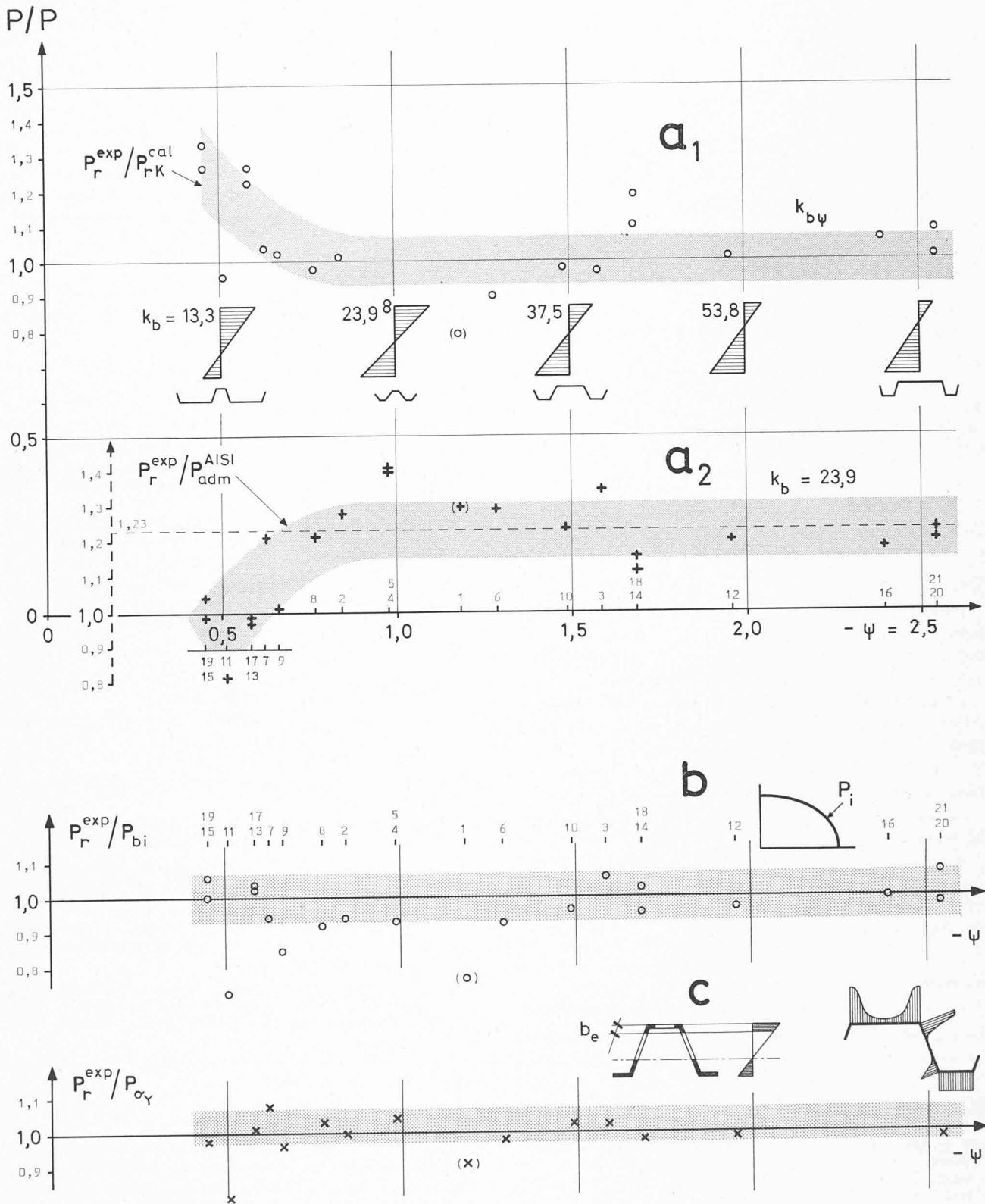


Fig. 5. — Valeurs des charges de ruine des essais rapportées aux valeurs calculées différentes.

5 a₁. — Valeurs de ruine rapportées aux valeurs calculées avec une largeur efficace selon T. von Kármán et avec voilement de l'âme.

5 a₂. — Coefficients de sécurité obtenus avec les charges admissibles calculées selon AISI.

5 b. — Valeurs de ruine rapportées aux valeurs calculées en considérant l'influence réciproque de l'aile et l'âme (éq. 161 et fig. 6).

5 c. — Valeurs de ruine rapportées aux valeurs calculées avec une zone efficace commune de l'aile et de la partie comprimée de l'âme (éq. 181).

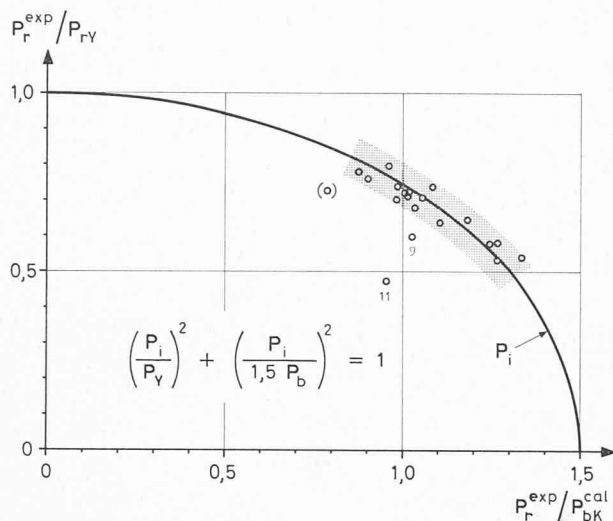


Fig. 6. — Valeurs des charges de ruine des essais rapportées aux valeurs calculées de la plastification de l'aile P_{rYK}^{cal} et du voilement de l'âme P_{bK}^{cal} . Charge P_i pour l'influence réciproque.

Les résultats d'un tel calcul (avec a_{Ae}) sont illustrés à la figure 5c et montrent que la dispersion est très faible.

Conclusions

Pour une poutre à I à âme mince, le voilement de l'âme a peu d'influence sur la capacité portante. Pour les profils minces, le voilement des « âmes » annonce l'effondrement si les « ailes » sont déjà dans l'état postcritique.

— Les calculs selon les règles traditionnelles (par ex. AISI) peuvent amener à des constructions dangereuses à cause de certaines minceurs « modernes » (cf. fig. 5a₂).

— Une amélioration de la formule du voilement de l'âme conduit à un résultat satisfaisant (cf. fig. 5a₁).

— Un calcul considérant l'influence réciproque âme-aile est préférable (cf. fig. 5b).

— Le meilleur résultat est obtenu en calculant avec les zones efficaces de l'aile et de la partie comprimée des âmes (cf. fig. 5c). Pour la largeur efficace de l'âme, il faut trouver une formule plus exacte.

Remerciements

Pendant une période sabbatique de l'école CTH, Göteborg, passée à l'École polytechnique fédérale de Lausanne

à l'Institut de la construction métallique, dirigé par M. le professeur J.-C. Badoux, j'ai eu la possibilité de revoir les résultats de quelques expériences. Les essais décrits ici ont été réalisés par Hans Larson [5] et constituent une partie de son examen technique de licence à la CTH. Les compléments qui sont donnés ici, illustrés par les figures 4 et 5, et en particulier 5b et 5c, sont l'aboutissement de ces réflexions.

Le présent article est un résumé des exposés présentés à l'EPFL [10]. Que M. le professeur J.-C. Badoux et son institut trouvent ici l'expression de mes sincères remerciements.

Adresse de l'auteur :

Allan Bergfelt, professeur à l'École polytechnique Chalmers, Göteborg (Suède)
p. ad. ICOM, ch. des Délices 9
1006 Lausanne

BIBLIOGRAPHIE

- [1] AISI : *Specification for the design of cold-formed steel structural members*, 1968 Edition. New York 1968 etc. (cf. aussi G. WINTER : *Thin-Walled structures*, IABSE 1968 Prel. Publ., p. 101).
- [2] C. A. GRANHOLM : *Provning av balkar med extremt tunt liv* (Les poutres à âme pleine, mince). Rapport 202, Inst. byggnadsteknik, CTH Göteborg 1960-61.
- [3] B. MELLSTRÖM : *Experimentella undersökningar av korrugerad galvaniserad plåt* (Les expériences en tôle mince ondulée). Inst. byggnadsteknik, CTH, Göteborg 1965.
- [4] A. BERGFELT, J. HÖVIK : *Thin-walled deep plate girders under static loads*. IABSE 8th Congr. p. 465 New York 1968. (Compl. : Bergfelt discussion, IABSE 9th Congr. Final Report p. 83. Amsterdam 1972.)
- [5] H. LARSON : *Trapetsprofilerad stålplåt vid böjning* (Les profilés soumis à la flexion). Int. skr. S 72 : 2, Inst. Konstruktionsteknik, CTH, Göteborg 1972.
- [6] K. KLÖPPEL, J. SCHEER : *Beulwerte ausgesteifter Rechteckplatten I*. Berlin 1960.
- [7] K. THOMSON : *Stålkonstruktioner ; Massive dragere* (Constructions en acier ; Poutres), p. 101. København 1970.
- [8] T. VON KÁRMÁN, E. SECHLER, L. H. DONNELL : *The strength of thin plates in compression*. Trans. ASME Vol. 54, p. 53, 1932.
- [9] N. C. LIND, M. K. RAVINDRA, J. POWER : *A review of the effective width formula*. Techn. Note No 6 Solid Mechanics Div., Univ. of Waterloo 1971.
- [10] A. BERGFELT : *Profilés minces formés à froid*. Partie de cours 68/1973 EPFL. Inst. Stål- och Träbyggnad, CTH, Int. skr. S 73 : 9, Göteborg 1973 (Adress : Fack, S-40220 Göteborg 5).

Bibliographie

Les condensateurs. Caractéristiques, fiabilité, applications, par V. Mehta, C. Eng. M.I.E.R.E. Traduit et adapté par Michel Braguier, ingénieur au C.N.E.T. « Monographies Dunod ». Paris, Dunod, 1971. — Un volume 12 × 17 cm, xv + 162 pages, 61 figures.

Ce livre traite des nouveautés dans la technologie des condensateurs, mais il commence par exposer les caractéristiques fondamentales de tous les types de condensateurs actuellement connus.

L'accent est plus particulièrement mis sur l'utilisation économique des condensateurs et sur les caractéristiques se rapportant à la sélection d'un condensateur en vue d'une application déterminée d'un circuit. Les facteurs dominants sont les caractéristiques opérationnelles et la fiabilité opérationnelle.

L'un des avantages directs de la miniaturisation est l'accroissement gagné dans la densité d'occupation des circuits. Par ailleurs, depuis l'introduction des circuits intégrés, la miniaturisation est devenue la préoccupation principale des électroniciens. Il faut cependant veiller à ce que la miniaturisation ne se fasse pas au détriment de la fiabilité.

Sommaire :

1. Introduction. — 2. Définitions. — 3. Condensateurs non électrolytiques. — 4. Développement des condensateurs pour leur application aux microcircuits hybrides et intégrés. — 5. Condensateurs électrolytiques. — 6. Le condensateur, dispositif de stockage d'énergie. — 7. Essais accélérés et prévision de la durée de vie des condensateurs. — 8. Nature et origine des défaillances. — 9. Utilisation des condensateurs électrolytiques pour le démarrage des moteurs monophasés. — 10. Conclusion.