

Zeitschrift: IABSE publications = Mémoires AIPC = IVBH Abhandlungen
Band: 17 (1957)

Artikel: Aciers Tor-60: étude expérimentale
Autor: Saillard, Y.
DOI: <https://doi.org/10.5169/seals-15760>

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: 16.05.2025

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

Aciers Tor-60. Etude expérimentale

Tor-Stahl 60. Praktische Untersuchung

“Tor-60”, Twisted Steel Bars. Experimental Investigation

Y. SAILLARD, Ingénieur Civil de l'Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, Directeur Technique de la Chambre Syndicale des Constructeurs en Ciment Armé de France et de l'Union Française Paris.

Première série d'essais. Choix du profil d'acier Tor-60

Essais comparatifs de 3 séries de poutrelles, armées d'aciers Tor-60 suivant les 3 Profils-prototypes définis dans l'étude théorique

Définition des profils expérimentés

Ces essais, en cours d'exécution, lors de la rédaction du Rapport préliminaire, ont porté sur 6 profils différents, reproduits en fig. 1 (pag. 175), à savoir:

1. Le profil autrichien d'acier Tor-60 (2 nervures seulement, pour un pas de torsion de 10 $\varnothing$).
2. Trois profils prototypes Tor-60, résultant de l'étude théorique, présentée au Rapport préliminaire (p. 815—822):
 - a) 2 nervures seulement, pour un pas de torsion de 5 $\varnothing$;
 - b) 4 nervures seulement, pour un pas de torsion de 7 $\varnothing$;
 - c) 4 nervures et des ergots transversaux, pour un pas de torsion de 10 $\varnothing$.
3. Le profil suédois d'acier crénelé Kam-60.
4. Le profil suisse d'acier Tor-60 (2 nervures seulement, pour un pas de torsion de 9 $\varnothing$).

Mesure des caractéristiques mécaniques

Caractéristiques mécaniques		Limite élastique $n'_{0,2}$ (kg/mm ²)		Limite de rupture n'_r (kg/mm ²)		Allongement de rupture ϵ'_r (%)		Rapport $\frac{n'_{0,2}}{n'_r}$
		Valeur moyen.	Min. Max.	Valeur moyen.	Min. Max.	Valeur moyen.	Min. Max.	Moyenne
Profil autrichien	2 nervures seules (pas de torsion: 10 Ø)	65,4	63,3 67,7	81,7 ₅	77,0 87,6	13,3	11,5 14,4	0,800
Profils prototypes français	a) 2 nervures seules (pas de torsion: 5 Ø)	60,8	59,3 62,3	72,2	70,6 72,9	10,7	9,1 15,0	0,842
	b) 4 nervures seules (pas de torsion: 7 Ø)	62,5	61,5 63,3	77,6	75,7 80,1	11,4	10,7 12,5	0,805
	c) 4 nervures et ergots transversaux (pas de torsion: 10 Ø)	66,8	64,3 71,0	81,6	78,4 89,8	12,6	11,5 13,8	0,819
Profil suisse	2 nervures et segments longitudinaux (pas de torsion: 9 Ø)	62,7	61,9 63,8	73,2	70,9 75,5	10,7	9,8 11,6	0,857
Profil suédois	Acier crénelé type «Kam-60»	70,8	63,2 84,2	99,8 ₅	94,0 103,6	11,8	10,6 17,5	0,709

Pour tous les aciers expérimentés, ces caractéristiques semblent satisfaisantes. Toutefois, il importe de remarquer que le profil prototype a) possède, malgré son écrouissage très poussé (le pas de l'hélice est 5 Ø), une limite élastique relativement peu élevée; dans une moindre mesure, il en est de même du profil prototype b).

En ce qui concerne le profil prototype c), il faut noter que son laminage s'est avéré assez délicat, en raison de la présence des ergots transversaux et de la nécessité d'éviter, à la base de ces ergots, tous risques de criques, qui

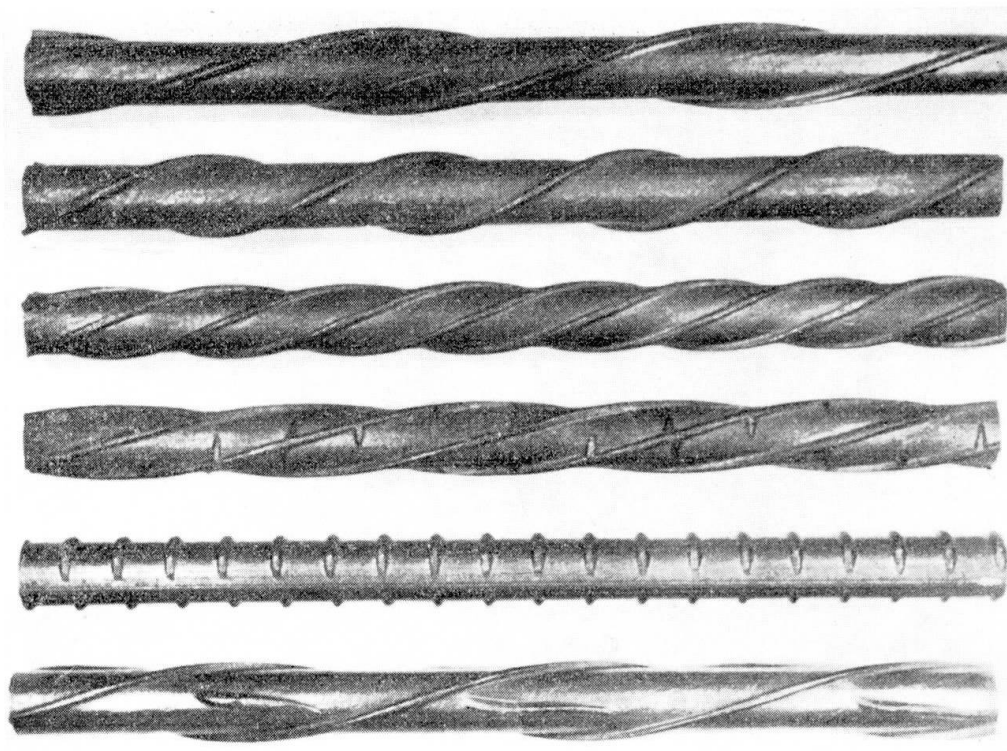


Fig. 1. Profils Tor-60 et Kam-60 ayant fait l'objet d'essais comparatifs de fissuration. Chaque profil a constitué l'armature principale de 3 séries de 2 poutrelles, définies au Rapport préliminaire (p. 823).

tendraient à s'ouvrir sensiblement lors de la torsion des barres et à constituer autant de points faibles de l'armature au voisinage de la rupture de la pièce.

Quant aux profils Tor-60 autrichien et suisse, ils semblent répondre, du point de vue mécanique, à tous les desiderata des constructeurs. Il en est de même de l'acier crénelé Kam-60 suédois.

Détermination du coefficient d'adhérence

Cette détermination a été faite, par application de la théorie de Mr. L. P. BRICE.

Le calcul de la distance moyenne théorique entre fissures voisines a été effectué d'après l'expression:

$$l = \frac{\varnothing}{5,5k} \frac{I_b}{v_b'} \frac{1 + 3 \frac{e_a}{e_b}}{\omega' z}$$

suivant les notations du Rapport préliminaire.

Calcul de l	1re série	2e série	3e série
$\varnothing$ (cm)	0,8	1,2	1,6
$\frac{I_b}{v_b'}$ (cm ³)	1.630	1.880	2.080
$1 + 3 \frac{e_a}{e_b}$	1,75	1,95	1,98
ω' (cm ²)	1,005	2,262	4,021
z (cm)	25,8	24,9	23,5
$l_{\text{théorique}}$ (cm)	$\frac{15,99}{k}$	$\frac{14,20}{k}$	$\frac{12,68}{k}$

Le calcul du coefficient d'adhérence k s'en déduit, par comparaison de la distance moyenne théorique et de la distance moyenne mesurée sur les poutrelles expérimentées.

Calcul de k		Résultats expérimentaux						Valeurs moyennes du coefficient d'adhérence
		1re série		2e série		3e série		
		$l_{\text{mesuré}}$	k	$l_{\text{mesuré}}$	k	$l_{\text{mesuré}}$	k	
Profil autrichien	2 nervures seules (pas de torsion: 10 Ø)	11,0	1,45	8,12	1,75	7,8	1,63	1,61
Profils prototypes français	a) 2 nervures seules (pas de torsion: 5 Ø)	9,8	1,63	7,34	1,94	8,33	1,52	1,70
	b) 4 nervures seules (pas de torsion: 7 Ø)	9,76	1,64	9,12	1,56	8,4	1,51	1,57
	c) 4 nervures et ergots transversaux (pas de torsion: 10 Ø)	10,8	1,48	7,92	1,80	7,04	1,81	1,70
Profil suisse	2 nervures et segments longitudinaux (pas de torsion: 9 Ø)	8,84	1,81	8,97	1,59	7,85	1,62	1,67
Profil suédois	Acier crénelé type «Kam-60»	10,1	1,58	9,31	1,53	8,85	1,43	1,51

Le profil prototype a) bénéficie d'un coefficient d'adhérence très élevé; malheureusement, il ne possède que des caractéristiques mécaniques assez modestes et présente le danger d'un écrouissage excessif. Il ne semble pas devoir être retenu.

En fait, ce sont le profil prototype c) et le profil suisse, qui semblent allier les meilleures caractéristiques mécaniques et le plus grand coefficient d'adhérence. Contrairement aux prévisions théoriques, le supplément d'adhérence, dû à la présence de segments longitudinaux ne semble pas sensiblement inférieur à celui qu'apportent des ergots transversaux; par ailleurs ces ergots sont coûteux (du fait de leur laminage difficile) et risquent d'être dangereux (dans le cas d'un laminage défectueux). Aussi semble-t-il préférable d'adopter le principe de segments longitudinaux.

Valeurs expérimentales des ouvertures de fissures

Les diagrammes des fig. 2 à 7 (pag. 178—180) donnent les valeurs des ouvertures maxima mesurées, pour la 3e série des poutrelles expérimentées, dont le pourcentage d'armature de traction est de l'ordre de $0,9 \cdot 10^{-2}$.

Deuxième série d'essais. Etude comparée de la fissuration due aux aciers doux et aux aciers Tor-40, Tor-60 et Tor-80

Essais comparatifs d'éléments d'ouvrages d'art, en vraie grandeur

Notre Rapport préliminaire au Congrès comportait seulement l'interprétation des premiers essais de cette série expérimentale, portant sur des éléments en vraie grandeur, ayant une portée de 7,50 m. Ces éléments, en forme de π étaient constitués par un hourdis associé à deux nervures longitudinales sans talon. Deux éléments avaient été essayés; l'un armé d'acier doux lisse (du type «acier-42») avait supporté une charge de rupture de 4×78 tonnes; l'autre, armé d'acier Tor-40, avait supporté une charge de rupture de 4×96 tonnes (cf. Rapport préliminaire, p. 823—838).

Des éléments identiques devaient être expérimentés, dans le cas de l'acier Tor-60 et de l'acier Tor-80. Mais, en raison des difficultés de transport, de mise en place et d'expérimentation des précédents éléments, il fut décidé de les scinder en deux poutres en T , ne comportant plus qu'une nervure. L'une de ces poutres aurait une nervure rectangulaire, sans talon, tandis que l'autre comporterait une âme élégie, associée à un talon groupant les armatures principales, suivant les dispositifs constructifs généralement adoptés dans les ouvrages d'art. Par ailleurs, en vue de faciliter et de simplifier le ferrailage, les barres relevées seraient supprimées et remplacées, pour leur résistance à

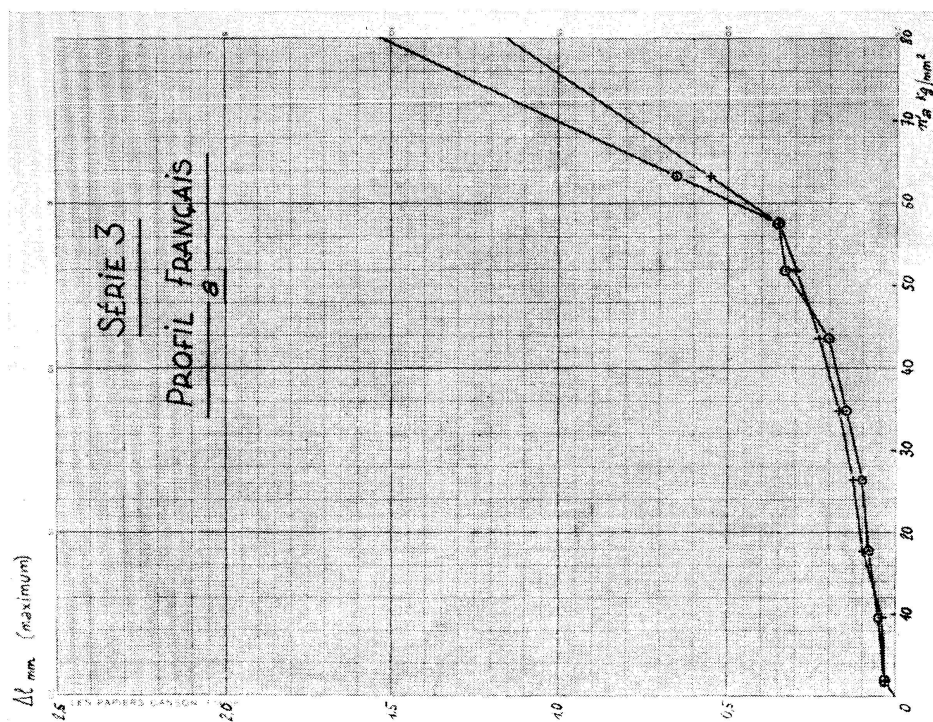


Fig. 3. Diagramme des ouvertures maxima des fissures.
(Acier Tor-60. Profil français a.)

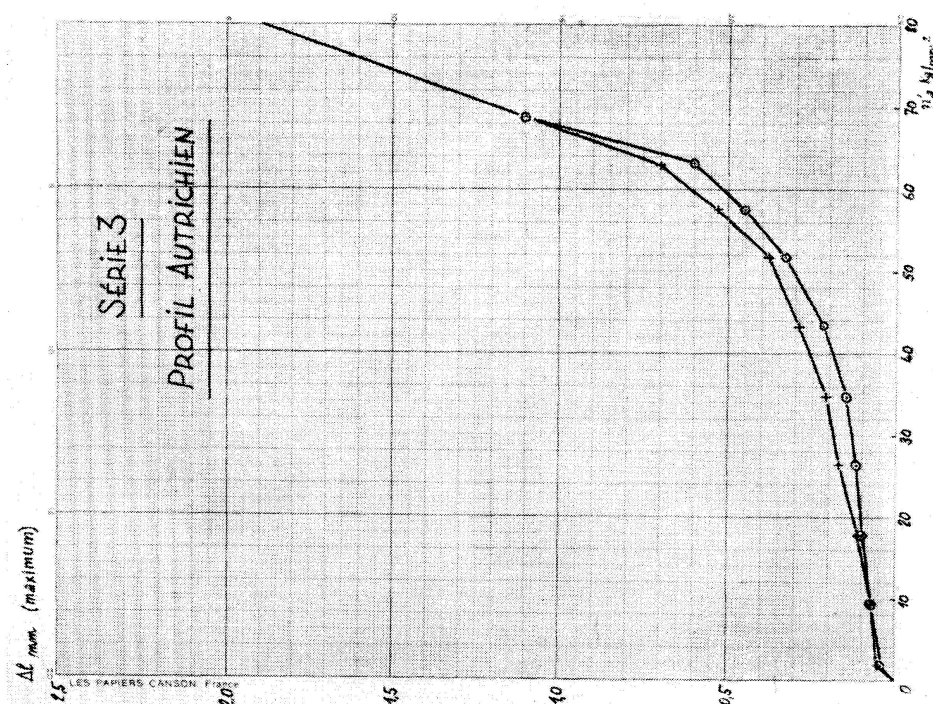


Fig. 2. Diagramme des ouvertures maxima des fissures.
(Acier Tor-60. Profil Autrichien.)

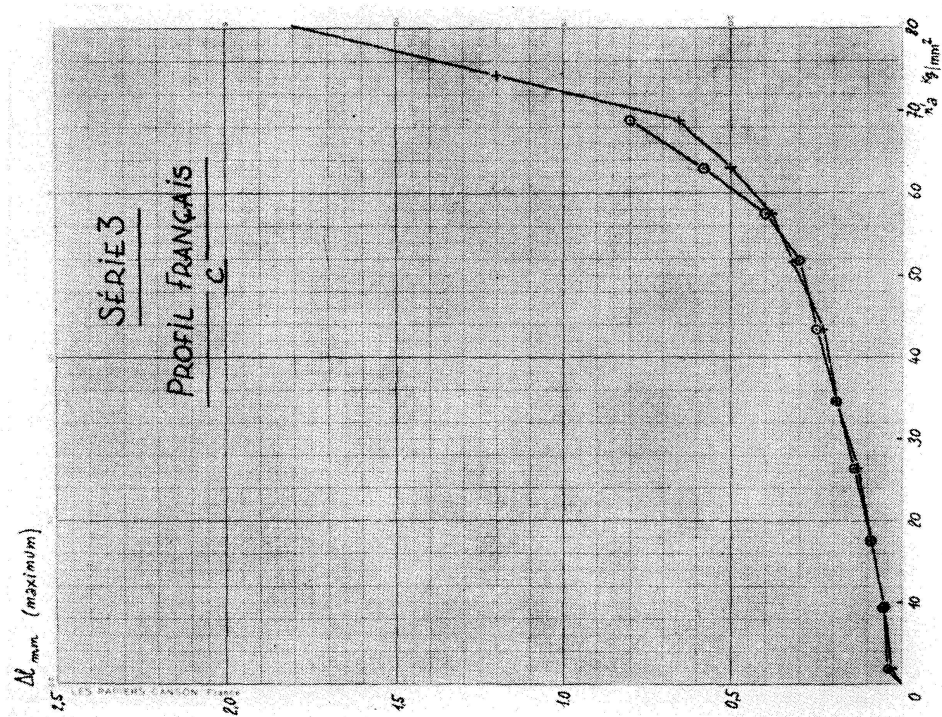


Fig. 5. Diagramme des ouvertures maxima des fissures.
(Acier Tor-60, Profil français c.)

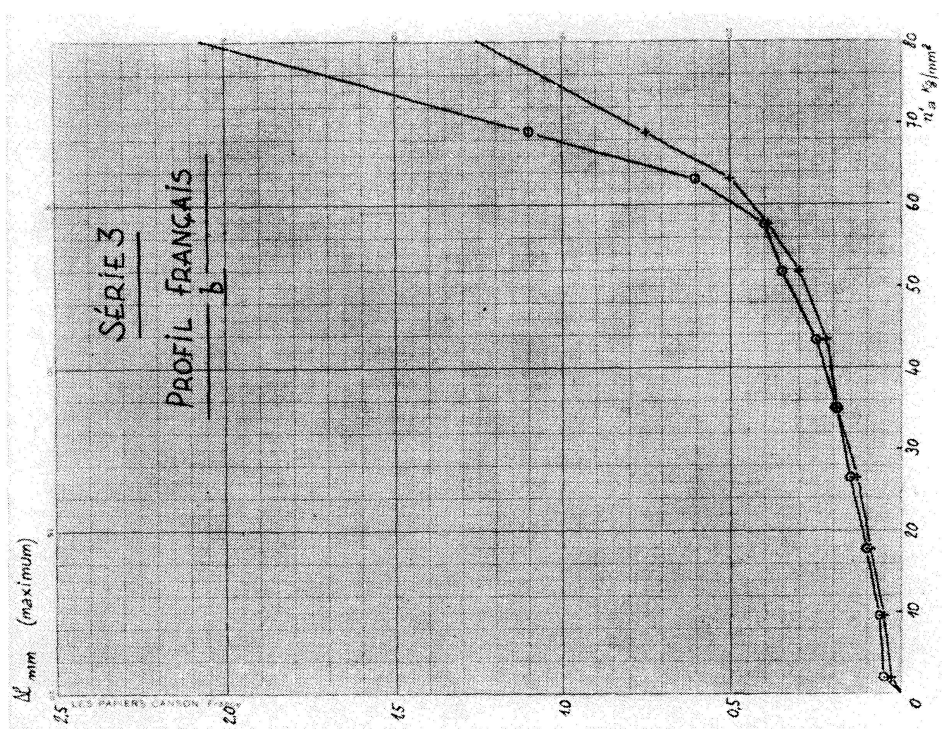


Fig. 4. Diagramme des ouvertures maxima des fissures.
(Acier Tor-60, Profil français b.)

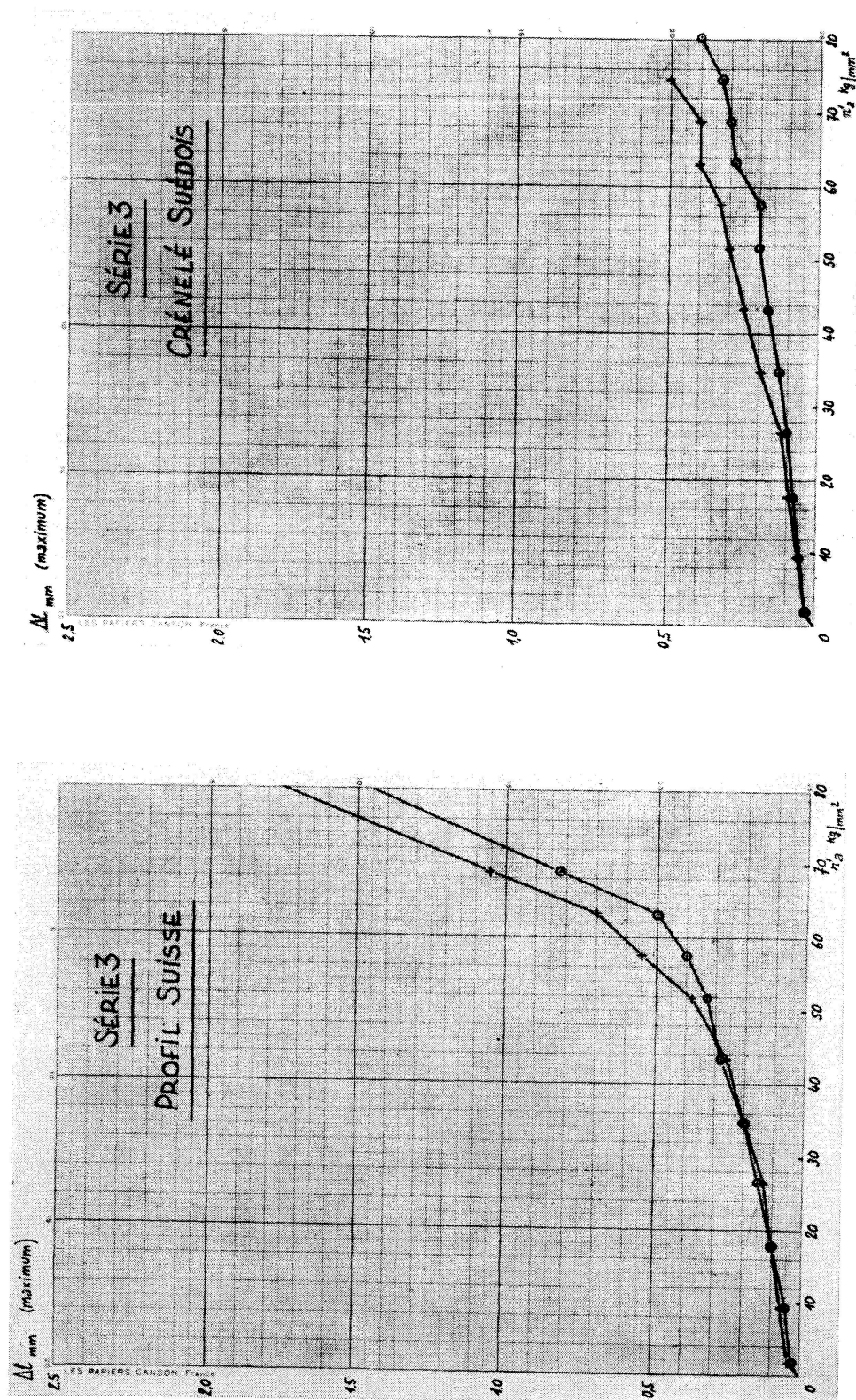


Fig. 6. Diagramme des ouvertures maxima des fissures.
(Acier Tor-60, Profil Suisse.)

Fig. 7. Diagramme des ouvertures maxima des fissures.
(Acier Kam-60, Profil Suédois.)

l'effort tranchant, par des cadres et étriers verticaux en acier Tor-40. Enfin, tous les ancrages seraient constitués par des scellements droits (fig. 8 et 9).

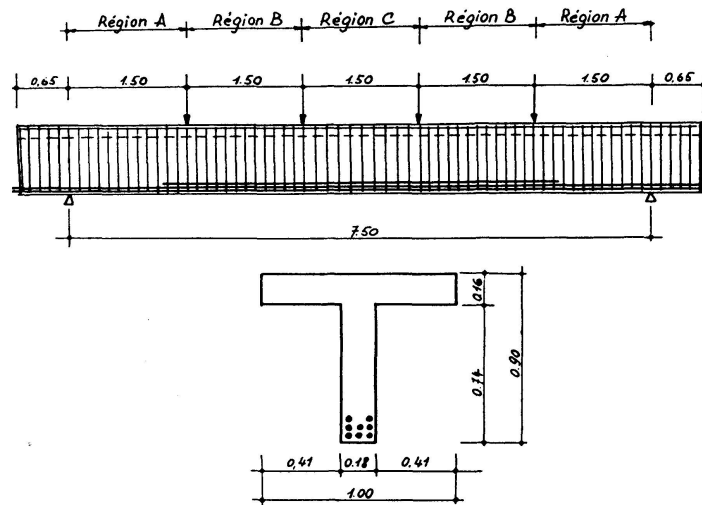


Fig. 8. Poutre sans talon armée longitudinalement d'acier Tor-60 (ou Tor-80) coupes longitudinale et transversale.

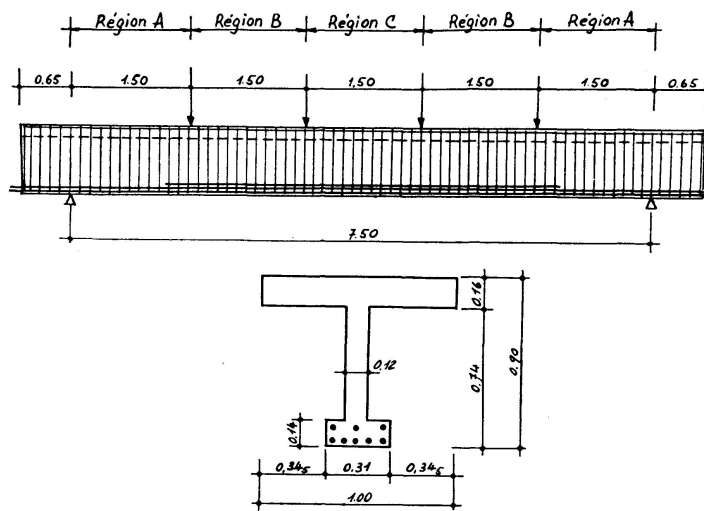


Fig. 9. Poutre à talon, armée longitudinalement d'acier Tor-60 (ou Tor-80). Coupes longitudinale et transversale.

Détermination expérimentale du coefficient d'adhérence

1. *Poutres sans talon*: Dans le cas d'une poutre fléchie, la distance moyenne l entre fissures est donnée, suivant la théorie de Mr. L. P. BRICE, par la formule:

$$l_{\text{moyen}} = \frac{\varnothing}{5,5 k} \frac{I_b}{v_b'} \frac{1 + 3 \frac{e_a}{e_b}}{\omega' z} \quad (1)$$

(cf. notations au Rapport préliminaire).

La mesure expérimentale de la distance moyenne entre fissures permet la détermination du coefficient d'adhérence k , pour chaque catégorie d'aciers.

Ce calcul donne, pour les régions centrales:

Calcul de k (en flexion)	Acier AC 42	Acier Tor-40	Acier Tor-60	Acier Tor-80
$1 + 3 \frac{e_a}{e_b}$	3,3	2,7	2,7	2,4
$\varnothing$ (cm)	3,2	2,6	2,2	1,8
$\frac{I_b}{v_b'} (cm^3)$	81.348	81.348	34.329	34.329
ω' (cm ²): Régions A	10 $\varnothing$ 32 = 80,4	10 $\varnothing$ 26 = 52,3		
„ „ B	—	—	8 $\varnothing$ 22 = 29,04	8 $\varnothing$ 18 = 21,92
„ „ C	—	—	8 $\varnothing$ 22 = 29,04	8 $\varnothing$ 18 = 21,92
„ „ D	—	—	—	—
„ „ E	20 $\varnothing$ 32 = 160,8	20 $\varnothing$ 26 = 104,6	—	—
z (cm)	0,70	0,73 ₅	74,70	76,23
$l_{théorique}$ (cm)	$\frac{12,60}{k}$	$\frac{12,00}{k}$	$\frac{17,00}{k}$	$\frac{16,10}{k}$
$l_{mesuré}$ (cm)	9,60	6,82	7,50	7,2
k	1,3	1,8	2,3	2,2

Ces valeurs du coefficient d'adhérence paraissent élevées, en comparaison de celles qui sont mesurées généralement pour les pièces à plus faible pourcentage d'acier et qui sont de l'ordre de 1 (dans le cas des aciers lisses) et de 1,6 (dans le cas des aciers crénelés et torsadés courants).

En fait, il importe de remarquer que la totalité des armatures principales se trouve concentrée dans la zone la plus tendue de la nervure. Il en résulte une discontinuité très sensible entre le pourcentage d'acier de cette zone d'armatures et celui des zones voisines moins tendues. Les efforts longitudinaux de cisaillement, qui en résultent, tendent à découper un «tirant».

Suivant les conseils qu'a bien voulu nous donner Mr. L. P. BRICE, nous avons appliqué à ce «tirant» le calcul de fissuration, valable dans le cas de la traction simple, suivant l'expression:

$$l_{moyen} = \frac{\varnothing}{5,5 k} \frac{100}{\mu'} \left(1 + 3 \frac{e_a}{e_b} \right) \quad (2)$$

dans laquelle μ' désigne le pourcentage d'armatures, dans le «tirant» fictif, c'est-à-dire dans la zone d'enrobage des armatures principales.

Ce calcul donne, pour les régions centrales:

Calcul de k (en traction)	Acier doux	Acier Tor-40	Acier Tor-60	Acier Tor-80
$1 + 3 \frac{e_a}{e_b}$	3,3	2,7	2,7	2,4
$\varnothing$ (cm)	3,2	2,6	2,2	1,8
μ' %: Régions A	7,95	5,66	—	—
„ „ B	—	—	8,96	7,8
„ „ C	—	—	8,96	7,8
„ „ D	—	—	—	—
„ „ E	15,89	11,32	—	—
$l_{\text{théorique}}$ (cm)	$\frac{11,90}{k}$	$\frac{11,28}{k}$	$\frac{12,05}{k}$	$\frac{10,10}{k}$
$l_{\text{mesuré}}$ (cm)	9,60	6,82	7,50	7,20
k	1,2	1,65	1,6	1,4

2. *Poutres à talon*: Le même calcul est applicable aux poutres à talon et donne, pour les régions centrales:

Calcul de k (en traction)	Acier Tor-60	Acier Tor-80
$1 + 3 \frac{e_a}{e_b}$	2,5	2,1
$\varnothing$ (cm)	2,2	1,8
Régions B et C $\left\{ \begin{array}{l} \omega' \text{ (cm}^2\text{)} \\ \mu' \text{ \%} \end{array} \right.$	$8 \varnothing 22 = 29,04$ 6,69	$8 \varnothing 18 = 20,3$ 4,81
$l_{\text{théorique}}$ (cm)	$\frac{14,95}{k}$	$\frac{14,3}{k}$
$l_{\text{mesuré}}$ (cm)	9,57	8,04
k	1,6	1,8

Comparaison des valeurs théoriques et des valeurs expérimentales des ouvertures de fissures

L'ouverture maximum Δl des fissures est donnée, suivant la théorie de Mr. L. P. BRICE, par la formule suivante établie dans le cas du «tirant»:

$$\Delta l = 1,375 l_{\text{moyen}} \frac{1}{E_a} \left(n_a' - \frac{n_b'}{2\mu'} \right) \quad (3)$$

(cf. notations du rapport préliminaire).

1. *Acier doux (poutre en π)*: Dans le cadre du calcul en traction, la formule précédente est appliquée (fig. 10) en adoptant les valeurs numériques suivantes:

Région E:

$$\begin{aligned} l_{\text{moyen}} &= 96 \text{ mm} \\ E_a &= 2,1 \times 10^4 \text{ kg/mm}^2 \\ n_b' &= 0,6 \times 49 \times 10^{-2} \text{ kg/mm}^2 \\ \mu' &= 0,159 \end{aligned}$$

Région A:

$$\begin{aligned} l_{\text{moyen}} &= 165 \text{ mm} \\ E_a &= 2,1 \times 10^4 \text{ kg/mm}^2 \\ n_b' &= 0,6 \times 49 \times 10^{-2} \text{ kg/mm}^2 \\ \mu' &= 0,080 \end{aligned}$$

ce qui donne:

Région E:

$$\Delta l_{\text{maximum}} (\text{mm}) = \frac{62,86}{10^4} (n_a' \text{ kg/mm}^2 - 0,92)$$

Région A:

$$\Delta l_{\text{maximum}} (\text{mm}) = \frac{108,0}{10^4} (n_a' \text{ kg/mm}^2 - 1,84)$$

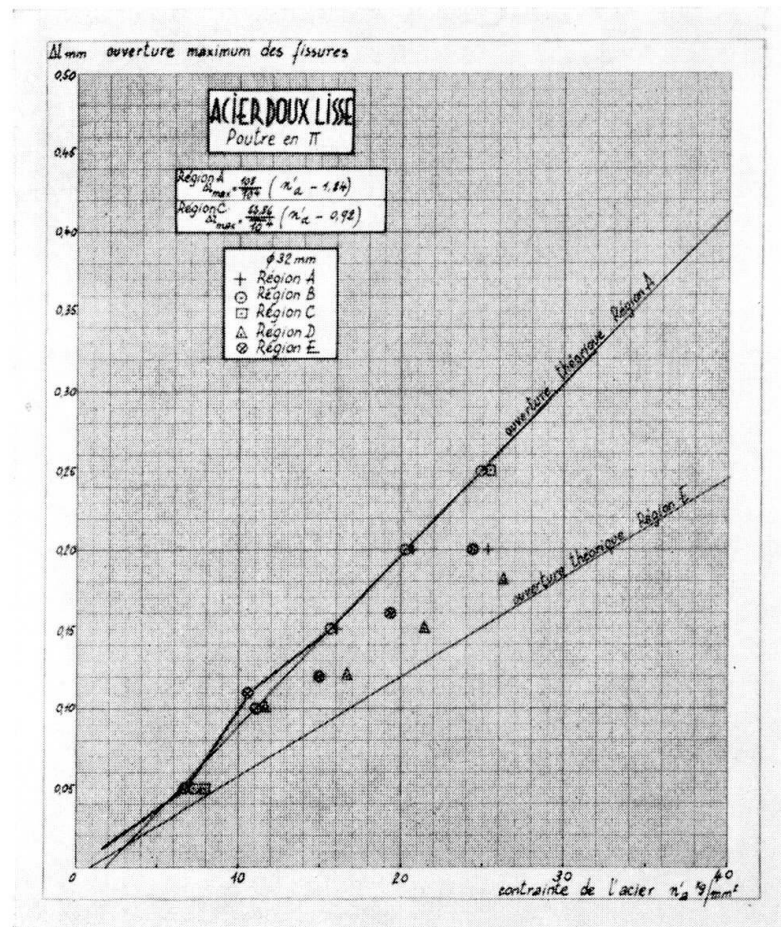


Fig. 10. Diagramme des ouvertures maxima des fissures. (Acier Doux lisse. Poutre en π .)

2. *Acier Tor-40 (poutre en π)*: Dans le cadre du calcul en traction, la formule précédente est appliquée (fig. 11) en adoptant les valeurs numériques suivantes:

Région A:

$$\begin{aligned} l_{\text{moyen}} &= 126 \text{ mm} \\ E_a &= 2,1 \times 10^4 \text{ kg/mm}^2 \\ n_b' &= 0,6 \times 54,3 \times 10^{-2} \text{ kg/mm}^2 \\ \mu' &= 0,057 \end{aligned}$$

Région E:

$$\begin{aligned} l_{\text{moyen}} &= 68,2 \text{ mm} \\ E_a &= 2,1 \times 10^4 \text{ kg/mm}^2 \\ n_b' &= 0,6 \times 54,3 \times 10^{-2} \text{ kg/mm}^2 \\ \mu' &= 0,113 \end{aligned}$$

ce qui donne:

Région E:

$$\Delta l_{\text{maximum}} (\text{mm}) = \frac{44,65}{10^4} (n_a' \text{ kg/mm}^2 - 1,43)$$

Région A:

$$\Delta l_{\text{maximum}} (\text{mm}) = \frac{82,5}{10^4} (n_a' \text{ kg/mm}^2 - 2,86)$$

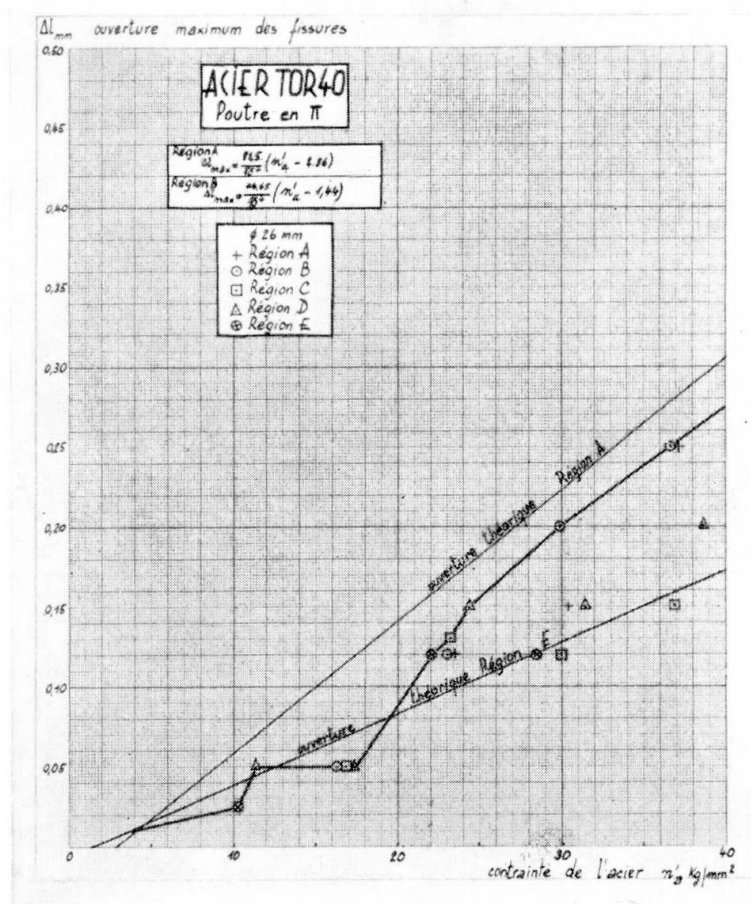


Fig. 11. Diagramme des ouvertures maxima des fissures. (Acier Tor-40. Poutre en π .)

3. *Acier Tor-60 (poutre sans talon)*: Pour cette poutre, on peut adopter les valeurs suivantes:

Régions B et C:

$$\begin{aligned}
 l_{\text{moyen}} &= 75,0 \text{ mm} \\
 E_a &= 2,1 \times 10^4 \text{ kg/mm}^2 \\
 n_b' &= 0,6 \times 39,6 \times 10^{-2} \text{ kg/mm}^2 \\
 \mu' &= 0,09
 \end{aligned}$$

ce qui donne:

$$\Delta l_{\text{maximum}} (\text{mm}) = \frac{49,10}{10^4} (n_a' \text{ kg/mm}^2 - 1,3)$$

Ainsi se trouve déterminée la valeur théorique de l'ouverture maximum des fissures, Δl , en fonction de la contrainte de traction n_a' (fig. 12 et 14).

Région C 8 Ø 22		Moment fléchis- sant M t · m	Contrainte de l'acier n_a' kg/mm ²	Ouverture moyenne		Ouverture maximum	
				Calculée mm	Mesurée mm	Calculée mm	Mesurée mm
Stades de charge- ment	$P = 10,8 \text{ t}$	53,7	24,8	0,07 ₅	0,10	0,11 ₅	0,10
	$P = 16,2 \text{ t}$	77,9	35,9	0,11 ₅	0,10	0,17	0,10
	$P = 21,6 \text{ t}$	102,2	47,1	0,15	0,11 ₅	0,22 ₅	0,18
	$P = 26,6 \text{ t}$	124,8	57,5	0,18 ₅	0,22	0,27 ₅	0,30
	$P = 32,3 \text{ t}$	150,4	69,3	0,22	0,29	0,33 ₅	0,50
	$P = 34,3 \text{ t}$	159,2	73,4	0,23 ₅	0,37 ₅	0,35 ₅	0,50

Région B 8 Ø 22		Moment fléchis- sant M t · m	Contrainte de l'acier n_a' kg/mm ²	Ouverture moyenne		Ouverture maximum	
				Calculée mm	Mesurée mm	Calculée mm	Mesurée mm
Stades de charge- ment	$P = 5,6 \text{ t}$	27,2	12,5	0,03 ₅	0,05	0,05 ₅	0,05
	$P = 10,8 \text{ t}$	44,8	20,7	0,06 ₅	—	0,09 ₅	—
	$P = 16,2 \text{ t}$	71,4	32,9	0,10 ₅	0,11	0,15 ₅	0,12
	$P = 21,6 \text{ t}$	86,3	39,8	0,12 ₅	0,12 ₅	0,19	0,15
	$P = 26,6 \text{ t}$	105,5	48,6	0,15 ₅	0,17 ₅	0,23	0,20
	$P = 32,3 \text{ t}$	127,1	58,6	0,18 ₅	0,30	0,28	0,30
	$P = 34,3 \text{ t}$	133,0	61,3	0,19 ₅	—	0,29 ₅	—

4. *Acier Tor-60 (poutre à talon)*: Pour cette poutre, on peut adopter les valeurs suivantes:

Régions B et C:

$$\begin{aligned}
 l_{\text{moyen}} &= 95,7 \text{ mm} \\
 E_a &= 2,1 \times 10^4 \text{ kg/mm}^2 \\
 n_b' &= 0,6 \times 35,2 \times 10^{-2} \text{ kg/mm}^2 \\
 \mu' &= 0,067
 \end{aligned}$$

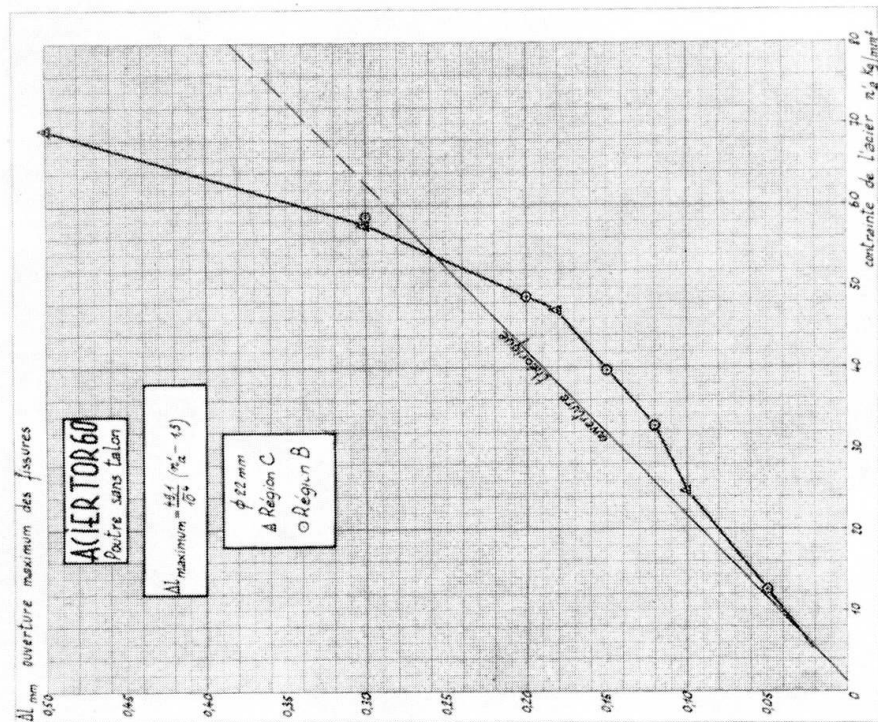


Fig. 12. Diagramme des ouvertures maxima des fissures, (Acier Tor-60, Poutre sans talon.)

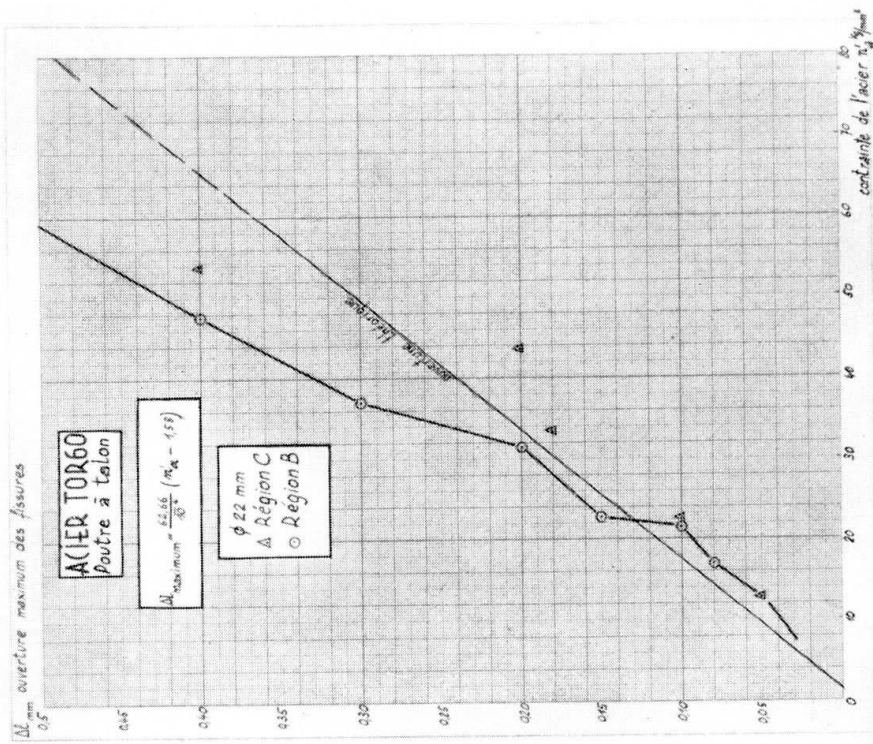


Fig. 13. Diagramme des ouvertures maxima des fissures, (Acier Tor-60, Poutre avec talon.)

Poutre armée d'aciers Tor-60

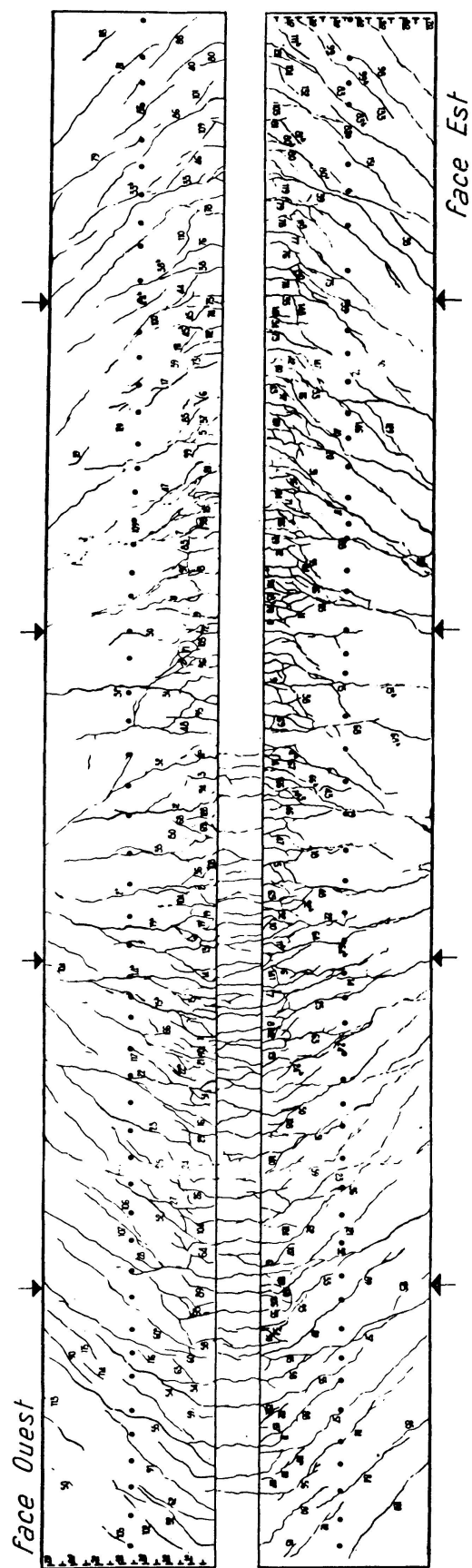


Fig. 14. Schéma général de fissuration. (Acier Tor-60. Poutre sans talon.)

Poutre à talon armée d'aciers Tor-60

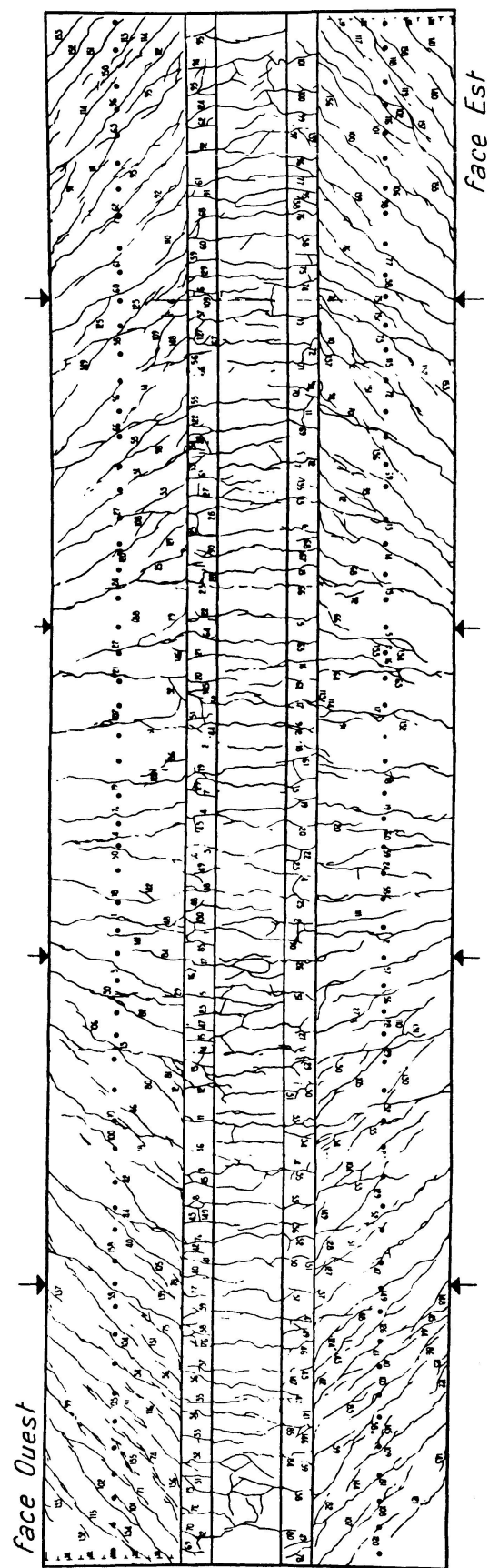


Fig. 15. Schéma général de fissuration. (Acier Tor-60. Poutre avec talon.)

ce qui donne:

$$\Delta l_{\text{maximum}} (\text{mm}) = \frac{62,66}{10^4} (n_a' \text{ kg/mm}^2 - 1,58)$$

Ainsi se trouve déterminée la valeur théorique de l'ouverture maximum des fissures, Δl , en fonction de la contrainte de traction n_a' (fig. 13 et 15).

Région C 8 Ø 22		Moment fléchis- sant M t · m	Contrainte de l'acier n_a' kg/mm ²	Ouverture moyenne		Ouverture maximum	
				Calculée mm	Mesurée mm	Calculée mm	Mesurée mm
Stades de charge- ment	$P = 5,3 \text{ t}$	28,5	12,7	0,04 ₅	0,02 ₅	0,07	0,05
	$P = 10,3 \text{ t}$	51,0	22,7	0,08 ₅	0,06 ₅	0,13	0,10
	$P = 15,5 \text{ t}$	74,6	33,3	0,13 ₅	0,11	0,20	0,18
	$P = 20,7 \text{ t}$	97,8	43,6	0,17 ₅	0,16 ₅	0,26	0,20
	$P = 25,8 \text{ t}$	121,0	53,9	0,22	0,20	0,33	0,40
	$P = 30,4 \text{ t}$	141,4	63,1	0,25 ₅	0,31 ₅	0,38 ₅	0,38
	$P = 32,1 \text{ t}$	149,3	66,6	0,25	0,33 ₅	0,41	0,40
	$P = 39,4 \text{ t}$	181,9	81,1	0,27 ₅	0,85	0,50	1,00

Région B 8 Ø 22		Moment fléchis- sant M t · m	Contrainte de l'acier n_a' kg/mm ²	Ouverture moyenne		Ouverture maximum	
				Calculée mm	Mesurée mm	Calculée mm	Mesurée mm
Stades de charge- ment	$P = 5,3 \text{ t}$	26,9	12,0	0,04 ₅	0,01 ₅	0,06 ₅	0,01
	$P = 10,3 \text{ t}$	38,2	17,0	0,07 ₅	0,06	0,09 ₅	0,08
		48,5	21,6			0,12 ₅	0,10
	$P = 15,5 \text{ t}$	51,1	22,8	0,11	0,10 ₅	0,13 ₅	0,15
		71,0	31,7			0,19	0,20
	$P = 20,7 \text{ t}$	85,4	38,1	0,15 ₅	0,15	0,23	0,18
	$P = 25,8 \text{ t}$	83,0	37,0	0,17 ₅	0,20	0,22	0,30
		115,2	51,4			0,31	0,40
	$P = 30,4 \text{ t}$	123,5	55,1	0,22	0,28 ₅	0,33 ₅	0,34
	$P = 32,1 \text{ t}$	107,1	47,8	0,195	0,32 ₅	0,29	0,40
	$P = 39,4 \text{ t}$	158,9	70,9	0,31	0,77 ₅	0,43 ₅	0,60
		180,9	80,7			0,49 ₅	1,00

5. Acier Tor-80 (poutre sans talon): Pour cette poutre, on peut adopter les valeurs numériques suivantes:

Régions B et C:

$$l_{\text{moyen}} = 72 \text{ mm}$$

$$E_a = 2,1 \times 10^4 \text{ kg/mm}^2$$

$$n_b' = 0,6 \times 39,8 \times 10^{-2} \text{ kg/mm}^2$$

$$\mu' = 0,078$$

ce qui donne:
$$\Delta l_{\text{maximum}} (\text{mm}) = \frac{47,14}{10^4} (n_a' \text{ kg/mm}^2 - 1,53)$$

Ainsi se trouve déterminée la valeur théorique de l'ouverture maximum des fissures, Δl , en fonction de la contrainte de traction n_a' (fig. 16 et 18).

Région C 8 Ø 18		Moment fléchis- sant M t·m	Contrainte de l'acier n_a' kg/mm ²	Ouverture moyenne		Ouverture maximum	
				Calculée mm	Mesurée mm	Calculée mm	Mesurée mm
Stades de charge- ment	$P = 5,0 \text{ t}$	27,7	16,5	0,04 ₅	0,04 ₅	0,07	0,05
	$P = 9,9 \text{ t}$	49,5	29,6	0,08 ₅	0,09 ₅	0,13	0,10
	$P = 14,6 \text{ t}$	70,9	42,4	0,12 ₅	0,12	0,19	0,20
	$P = 19,0 \text{ t}$	90,6	54,2	0,16 ₅	0,17 ₅	0,24 ₅	0,20
	$P = 24,0 \text{ t}$	113,4	67,8	0,20 ₅	0,33	0,31	0,50

Région B 8 Ø 18		Moment fléchis- sant M t·m	Contrainte de l'acier n_a' kg/mm ²	Ouverture moyenne		Ouverture maximum	
				Calculée mm	Mesurée mm	Calculée mm	Mesurée mm
Stades de charge- ment	$P = 3,5 \text{ t}$	18,5	11,1	0,03	0,03	0,04 ₅	0,03
	$P = 5,0 \text{ t}$	20,8	12,4	0,03 ₅	0,04 ₅	0,05	0,05
	$P = 9,9 \text{ t}$	37,2	22,2	0,06 ₅	0,06 ₅	0,09 ₅	0,08
		40,0	24,0			0,10 ₅	0,10
	$P = 14,6 \text{ t}$	57,4	34,3	0,10	0,11	0,15 ₅	0,15
	$P = 19,0 \text{ t}$	77,3	46,2	0,14	0,13	0,21	0,20
	$P = 24,0 \text{ t}$	102,5	61,3	0,18 ₅	0,18	0,28	0,30
	$P = 28,8 \text{ t}$	134,2	80,2	0,24	0,35	0,37	0,50

6. *Acier Tor-80 (poutre à talon)*: Pour cette poutre, on peut adopter les valeurs numériques suivantes:

Régions B et C:

$$\begin{aligned}
 l_{\text{moyen}} &= 80,4 \text{ mm} \\
 E_a &= 2,1 \times 10^4 \text{ kg/mm}^2 \\
 n_b' &= 0,6 \times 44,15 \times 10^{-2} \text{ kg/mm}^2 \\
 \mu' &= 0,048
 \end{aligned}$$

ce qui donne:
$$\Delta l_{\text{maximum}} (\text{mm}) = \frac{52,64}{10^4} (n_a' \text{ kg/mm}^2 - 2,76)$$

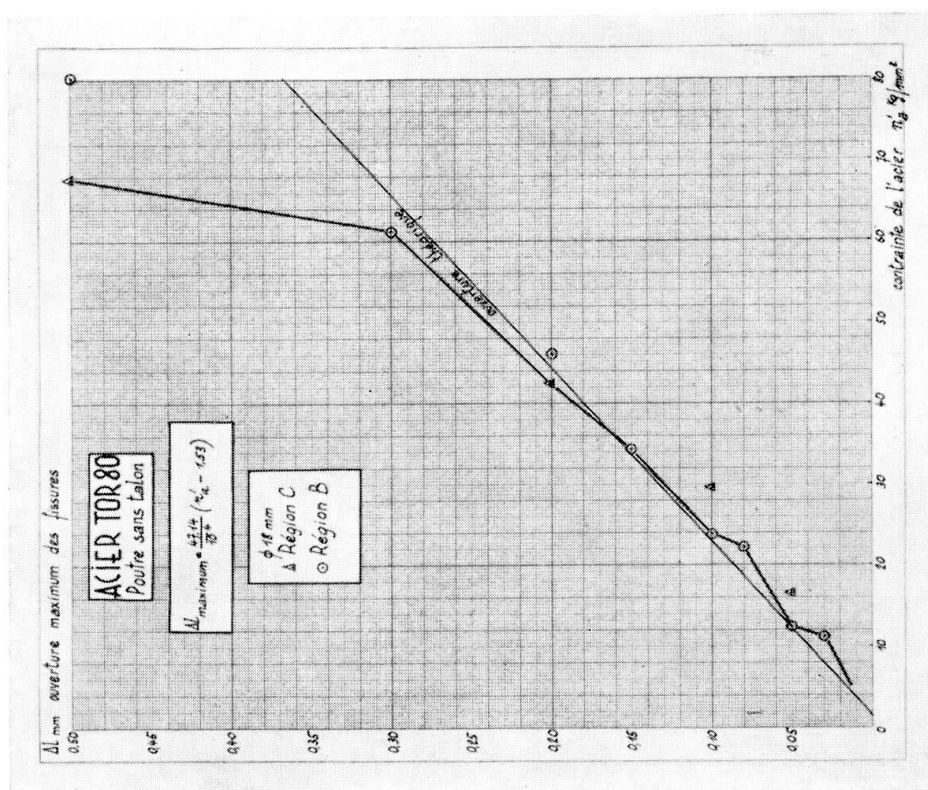


Fig. 16. Diagramme des ouvertures maxima des fissures. (Acier Tor-80, Poutre sans talon.)

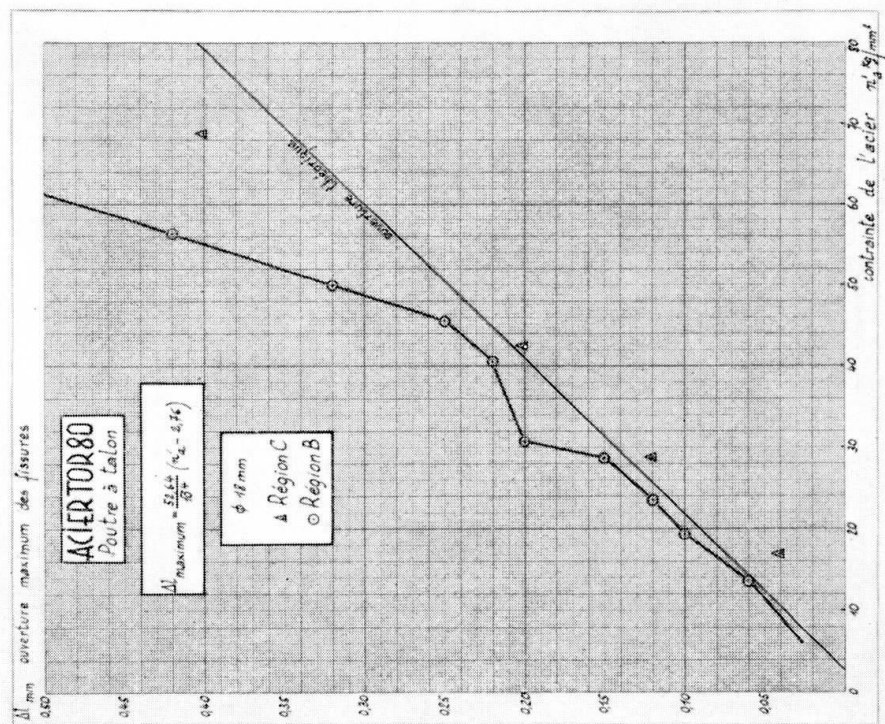


Fig. 17. Diagramme des ouvertures maxima des fissures. (Acier Tor-80, Poutre avec talon.)

Poutre armée d'aciers Tor-80

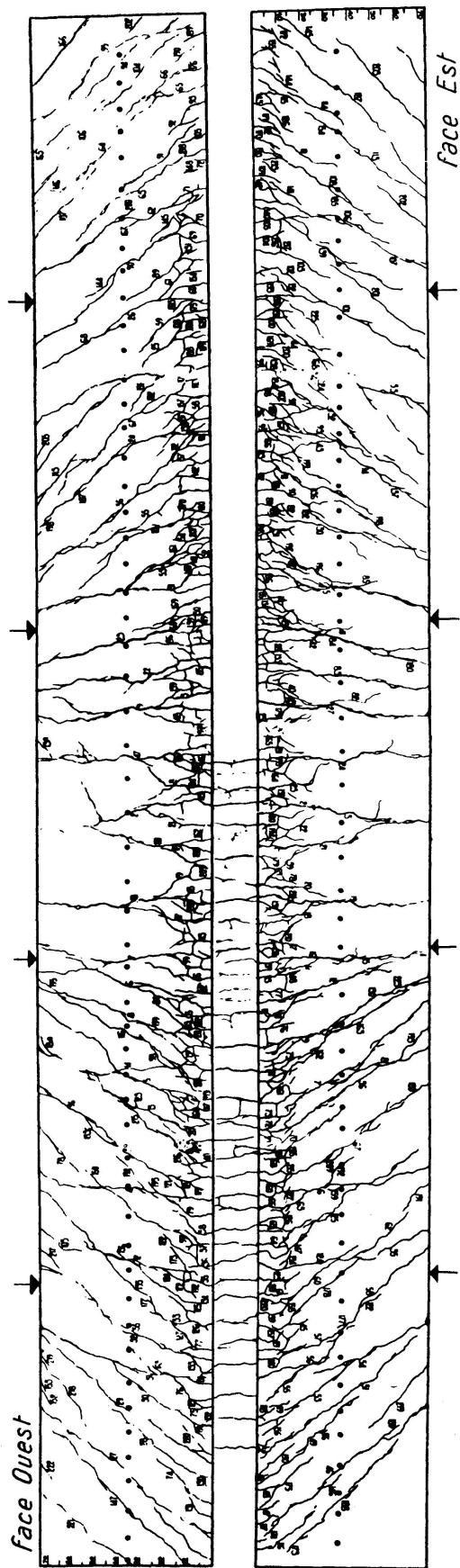


Fig. 18. Schéma général de fissuration. (Acier Tor-80. Poutre sans talon.)

Poutre à talon armée d'acier Tor-80

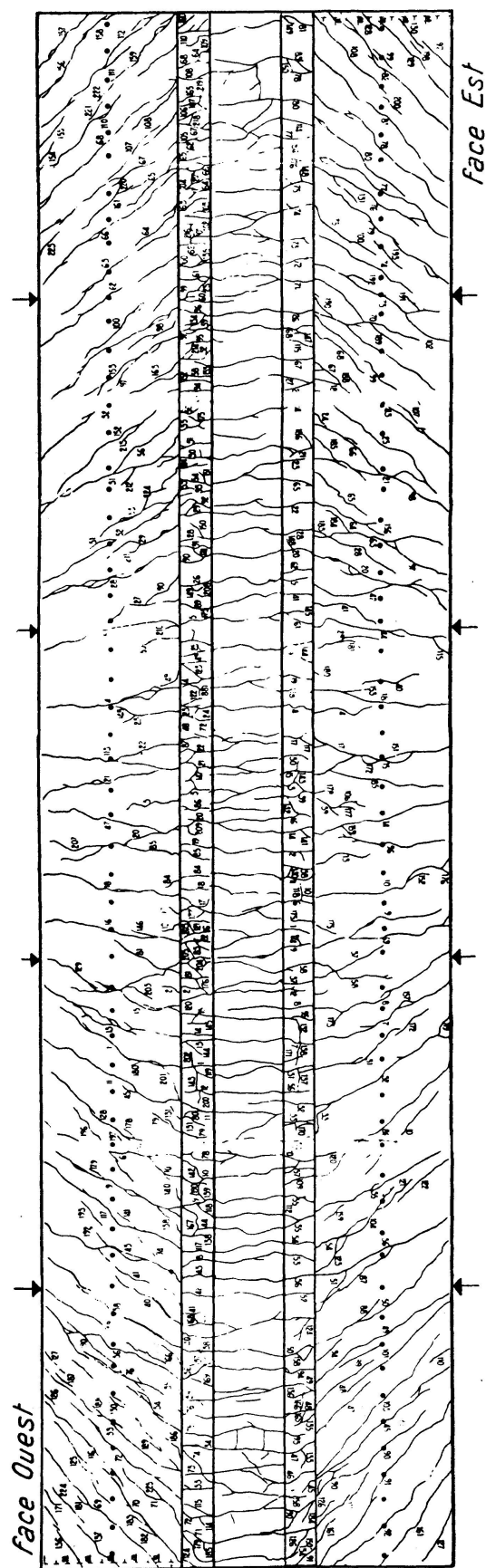


Fig. 19. Schéma général de fissuration. (Acier Tor-80. Poutre avec talon.)

Ainsi se trouve déterminée la valeur théorique de l'ouverture maximum des fissures, Δl , en fonction de la contrainte de traction n_a' (fig. 17 et 19).

Région C 8 Ø 18		Moment fléchis- sant M t·m	Contrainte de l'acier n_a' kg/mm ²	Ouverture moyenne		Ouverture maximum	
				Calculée mm	Mesurée mm	Calculée mm	Mesurée mm
Stades de charge- ment	$P = 4,8 \text{ t}$	26,4	16,9	0,05	0,02 ₅	0,07 ₅	0,04
	$P = 9,0 \text{ t}$	45,1	28,9	0,09	0,04 ₅	0,13 ₅	0,12
	$P = 13,7 \text{ t}$	66,3	42,4	0,14	0,09 ₅	0,21	0,20
	$P = 18,3 \text{ t}$	87,1	55,7	0,18 ₅	0,12 ₅	0,28	0,20
	$P = 22,8 \text{ t}$	107,4	68,8	0,23 ₅	0,18	0,35	0,40

Région B 8 Ø 18		Moment fléchis- sant M t·m	Contrainte de l'acier n_a' kg/mm ²	Ouverture moyenne		Ouverture maximum	
				Calculée mm	Mesurée mm	Calculée mm	Mesurée mm
Stades de charge- ment	$P = 4,8 \text{ t}$	21,54	13,79	0,04	0,03	0,06	0,06
	$P = 9,0 \text{ t}$	30,58	19,57	0,06 ₅	0,06 ₅	0,09	0,10
		36,93	23,64			0,11	0,12
	$P = 13,7 \text{ t}$	44,96	28,77	0,09 ₅	0,10	0,13 ₅	0,15
		48,13	30,80			0,14 ₅	0,20
	$P = 18,3 \text{ t}$	63,25	40,48	0,14	0,13	0,20	0,22
		71,24	45,59			0,22 ₅	0,25
	$P = 22,8 \text{ t}$	78,05 87,89	49,95 56,25	0,17 ₅	0,16 ₅	0,25 0,28	0,32 0,42

Conclusion

Dans la généralité des cas, la concordance entre les mesures de fissuration et les prévisions théoriques paraît satisfaisante.

Toutefois, il importe de préciser que ces recherches expérimentales n'ont porté, jusqu'à présent, que sur l'étude des fissures de flexion dans la zone la plus tendue des armatures principales de traction, à l'exclusion des fissures d'âme. Or, les quelques mesures fragmentaires concernant les ouvertures de ces fissures d'âme, ont montré que, dans de nombreux cas, elles pouvaient présenter un réel danger et conditionner le mode de ferrailage et la répartition des armatures.

Une étude systématique de cette question semble présenter un caractère primordial.

Avant de conclure, nous voudrions pouvoir adresser nos respectueux remerciements à Mr. L. P. BRICE, vice-président de la Commission d'études techniques de la Chambre syndicale des Constructeurs en ciment armé de France et de l'Union française, qui nous a apporté, tout au long de nos recherches, le précieux appui de sa haute compétence et de sa grande expérience.

Résumé

Depuis plusieurs années, la Chambre Syndicale des Constructeurs en Ciment Armé de France poursuit des recherches, tendant à une comparaison des qualités d'adhérence et de fissuration des divers profils d'aciers d'armatures, ainsi qu'à la détermination d'un profil optimum d'acier, pouvant atteindre une limite élastique de 60 kg/mm^2 .

Une étude théorique de ces problèmes a fait l'objet d'une précédente communication au 5e Congrès de l'Association Internationale des Ponts et Charpentes à Lisbonne, en 1956 (cf. Publication Préliminaire — Va 8 — p. 815 à 840). Cette étude se trouve complétée, dans le présent «Mémoire», par l'exposé des essais correspondants.

Une première série d'essais a permis la comparaison des 3 profils-prototypes français d'aciers Tor-60, déterminés a priori, suivant des considérations théoriques, et des profils actuellement utilisés pour l'acier Tor-60 autrichien, pour l'acier Tor-60 suisse et pour l'acier Crénelé Kam-60 suédois. Ces essais, effectués sur 3 séries de 12 poutrelles, suivant divers pourcentages d'armatures, permettent de constater l'équivalence du profil-prototype comportant des ergots transversaux et du profil suisse comportant des segments longitudinaux. Toutefois, ce dernier profil, bénéficiant d'un laminage plus aisé et moins dangereux, semble, en définitive, le plus satisfaisant.

Une seconde série d'essais a permis la comparaison de la fissuration d'éléments d'ouvrages d'art en vraie grandeur, armés d'acier lisse, d'acier Tor-40, d'acier Tor-60 et d'acier Tor-80, avec ou sans talon. L'interprétation de ces essais, suivant la théorie de Mr. PIERRE BRICE, témoigne d'une concordance très satisfaisante avec les résultats expérimentaux.

En conclusion, il semble bien que les coefficients de forme, applicables au calcul de la fissuration en flexion et en traction pour les divers profils d'acier, soient sensiblement inférieurs aux coefficients de forme correspondants, applicables au calcul de l'ancrage et du scellement droit. Pour le calcul de la fissuration, les coefficients de forme, tels qu'ils ont été mesurés expérimentalement, ne paraissent guère dépasser une valeur de 1,00 à 1,20 pour les aciers lisses ordinaires, et de 1,60 à 1,70 pour les divers aciers à haute adhérence. D'ailleurs, des essais comparatifs complémentaires, exécutés ultérieurement, nous ont confirmé dans ces valeurs et dans cette opinion.

Zusammenfassung

Seit mehreren Jahren führt die französische Kammer der Eisenbeton-Konstrukteure (Chambre Syndicale des Constructeurs en Ciment Armé de France) Versuche zum Vergleich der Haftfestigkeit und der Rissebildung bei verschiedenen Armierungsstählen und zur Ermittlung eines optimalen Stahlprofils mit einer Elastizitätsgrenze von 60 kg/mm^2 durch.

Eine theoretische Studie dieser Probleme wurde anlässlich des 5. Kongresses der IVBH in Lissabon 1956 veröffentlicht (siehe «Vorbericht» — Va 8 — S. 815 bis 840). Die vorliegende «Abhandlung» ergänzt jene Studie durch die Darstellung der entsprechenden Versuche.

Eine erste Versuchsserie gestattete den Vergleich der drei französischen Profilprototypen für Torstahl 60, welche zum voraus nach theoretischen Überlegungen festgelegt wurden und der gegenwärtig gebräuchlichen Profiltypen für Torstahl 60 in Österreich und der Schweiz sowie für den schwedischen Kam-60-Formstahl. Diese Versuche wurden an drei Serien zu zwölf Balken mit verschiedenem Armierungsgehalt durchgeführt und ergaben die Gleichwertigkeit des Profilprototyps mit Transversalzungen und des schweizerischen Profils mit Längssegmenten. Immerhin ist im gesamten betrachtet das letztere Profil dank seinem einfachern und weniger gefährlichen Walzvorgang vorzuziehen.

Eine zweite Versuchsreihe gestattete den Vergleich der Rissebildung bei Bauteilen in wirklicher Größe, welche mit gewöhnlichem Rundeisen, Torstahl 40, Torstahl 60 und Torstahl 80, mit und ohne Absatz armiert waren. Die Deutung dieser Versuche nach der Theorie von Herrn PIERRE BRICE ergab eine sehr befriedigende Übereinstimmung mit den experimentellen Resultaten.

Zusammenfassend erscheint als sehr wahrscheinlich, daß die zur Berechnung der Rissebildung bei Biegung und Zug benötigten Formkoeffizienten wesentlich kleiner sind als die entsprechenden Formkoeffizienten zur Berechnung der Verankerung mit und ohne Haken.

Für die Berechnung der Rissebildung scheinen die Formkoeffizienten, so wie sie experimentell gemessen wurden, Werte von 1,00 bis 1,20 für gewöhnliche Rundstähle und von 1,60 bis 1,70 für die verschiedenen Stähle mit hoher Haftfestigkeit kaum zu überschreiten. Im übrigen haben uns zusätzliche, nachträglich durchgeführte Vergleichsversuche diese Werte und diese Ansicht bestätigt.

Summary

For several years past, the Chambre Syndicale des Constructeurs en Ciment Armé de France (French Association of Reinforced Concrete Constructors) has been undertaking research work for the purpose of comparing the properties in regard to bonding and cracking of reinforcement bars with various

profiles, and of determining the optimum profile for steel bars having a tensile strength of 60 kg/mm².

A theoretical analysis of these problems was given in a previous paper presented to the 5th Congress of the International Association for Bridge and Structural Engineering held at Lisbon in 1956 (cf. Preliminary Publication, Va 8 - pp. 815—840). This analysis is completed by a report on the corresponding tests given in the present Publication.

The first series of tests enabled a comparison to be made between 3 French prototypes of twisted steel bars with profiles determined a priori, on theoretical grounds, and the profiles employed at the present time for Austrian twisted steel bars (Tor-60), Swiss twisted steel bars (Tor-60), and Swedish indented steel bars (Kam-60). These tests, which were carried out on 3 series of 12 beams, with various percentages of reinforcement, demonstrated the equivalence of the prototype profile, with transverse lugs, and the Swiss profile with longitudinal ribs. However, this latter profile, which has the advantage of being rolled more easily and with less damage to the steel, appears, finally, to be the most satisfactory.

A second series of tests enabled a comparison to be made of cracking in full-size elements of engineering structures reinforced with smooth steel bars and with Tor-40, Tor-60, and Tor-80 twisted steel bars, with or without ribs. The interpretation of these tests, in accordance with the theory of Mr. PETER BRICE, shows very satisfactory agreement with the experimental results.

In conclusion, it would seem that the form coefficients applicable to the calculation of cracking under bending or tensile stresses, for the various profiles of steel bars, are appreciably lower than corresponding form coefficients applicable for the calculation of anchorage and bedding. For the calculation of cracking, the form coefficients determined experimentally, hardly appear to exceed a value of 1.00 to 1.20 for ordinary smooth steel bars, and a value of 1.60 to 1.70 for the various steel bars with high bonding power. Furthermore, additional comparative tests, carried out subsequently, have confirmed these values and support our opinion.