

FISSURATION DANS DES ÉLÉMENTS EN BÉTON ARMÉ AU TREILLIS SOUDÉ

I. HAMZA

Chaire de Résistance des Matériaux et des Structures Portantes, Université Technique de Budapest, H-1521

(Reçu le 21 avril 1983)

Présenté par le Prof. Dr. György Deák

CRACKING IN REINFORCED CONCRETE UNITS WITH WELDED NETS —

Cracking of, and crack spacing in, concrete units generally differ between those reinforced with welded nets and with tied bars, because of the concentrated bond effect of welded cross-wires. Crack spacings calculated by taking only bond stresses into consideration are reduced for closer cross-ties, enhancing the favourable anchorage effect. Else the crack spacing little differs from that in tied-reinforcement units at most its value will change over a wide range.

The calculation method suggested for determining crack spacings relying on the complex consideration of bond stresses and of the effect of anchorage by cross-ties has been completed by experimental verification.

I. Introduction

Dans la décade passée, en Hongrie, les recherches concernant la reconnaissance plus précise de l'état d'utilisation des structures en béton armé se sont multipliées. Ceci est justifié par les demandes accrues aux structures, manifeste dans la formulation et le contrôle plus exactes des exigences de déformation et d'ouverture des fissures dans des normes hongroises pour le projet et le contrôle de qualité.

Les méthodes pour la détermination de la déformation et de l'ouverture des fissures se prêtent à la description du comportement des éléments en béton armé traditionnel. Pour des treillis, des squelettes etc. formés par soudage au lieu de ligature, les formules connues ne se prêtent pas en général pour l'état limite de fissuration. La nature de la coaction entre béton et armature diffère qualitativement pour les deux types d'armatures, d'un effet indiscutable sur l'écartement entre les fissures influençant leur ouverture.

La généralisation des éléments en béton à l'armature soudée justifie les recherches sur la fissuration, à part du manque de littérature spéciale.

Cette étude va présenter le cours de la fissuration, eu égard aux efforts de jonction entre béton et armature soudée, et la méthode de déterminer l'écartement des fissures pour une armature principale suivant la direction de la traction.

2. Observations expérimentales

Essais sur des structures en béton à l'armature soudée sollicitées à la flexion ont démontré que la connexion de l'armature à deux directions par soudage a un effet significatif sur la fissuration. Les fissures apparaissent souvent aux fils transversaux, parfois à leurs multiples, ou bien entre deux fils transversaux, uniformément réparties [1].

Ceci est attribué à l'effort d'ancrage concentré, ne dépassant pas la résistance au cisaillement de la soudure par points, aux fils transversaux soudés sur les aciers principaux, à part l'adhérence superficielle de ces derniers.

C'est pourquoi aux fissures l'effort de traction dans l'armature n'est pas transmis au béton continuellement mais par paliers, par sauts, conformément à la Fig. 1.

Jusqu'ici la résistance au cisaillement des soudures de l'armature soudée était plutôt examinée au point de vue de la capacité portante, de l'ancrage de l'armature principale complètement exploitée. Selon [2], pour la proportion 1:0,7 habituelle des diamètres de l'acier principal et du fil transversal, un de ce dernier ne suffit pas à ancrer l'armature principale, mais deux ou plus suffisent. La résistance du béton et la longueur du fil transversal n'ont point d'influence sur la résistance au cisaillement (au moins dans les domaines de résistance du béton et des dimensions utilisés dans les essais). Pour un ancrage adéquat au point de vue de la capacité portante, le déplacement du bout sans charge de l'armature principale par rapport au béton était zéro pour trois fils transversaux, et 0,1 mm pour deux. Pour un ancrage à un fil transversal, après un déplacement du bout sans charge de 0,35 à 0,70 mm, la soudure fut cisailée.

Pour des essais en général, on peut observer que les éléments à la sollicitation variable le long de la poutre ont une fissuration plus régulière, par

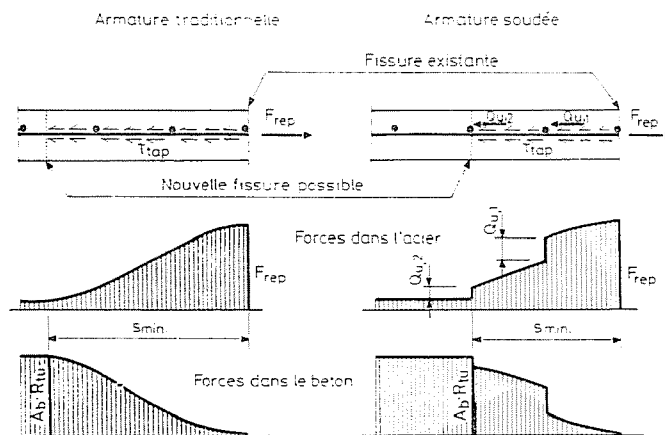


Fig. 1. Coaction entre béton et armature traditionnelle ou soudée

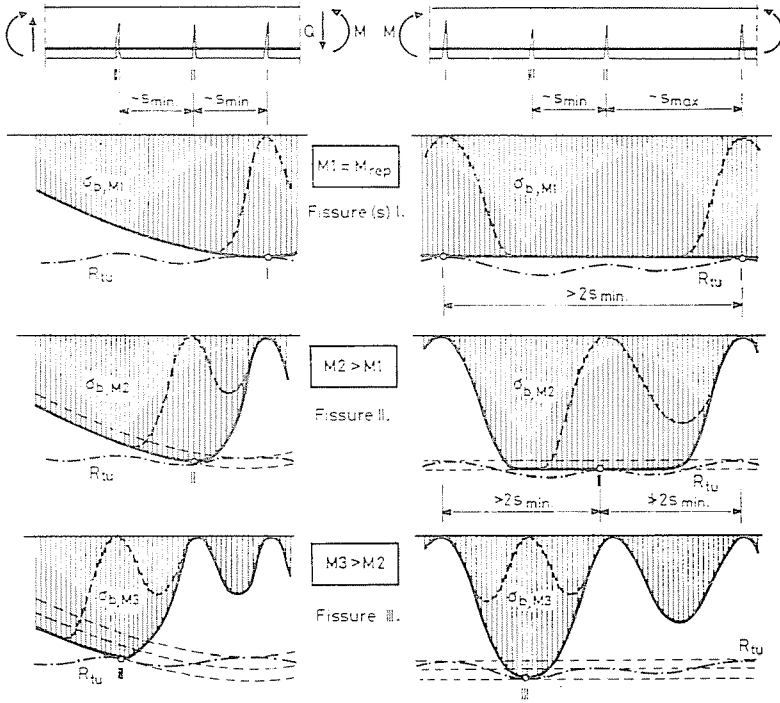


Fig. 2. Fissuration déterministique et stochastique

rapport aux structures à la sollicitation uniforme. (Dans le premier cas, les écartements des fissures ont une dispersion réduite, et dans le deuxième cas, une dispersion accrue.) Ce phénomène est présent tant pour les armatures traditionnelles que celles soudées.

Ceci réside dans le procès de la fissuration [3]. Dans le premier cas, les fissures initiales ont lieu au point de la sollicitation la plus grande, et les suivantes se produisent — avec la croissance de la sollicitation — à la distance minimale nécessaire pour le transfert de l'effort agissant dans l'acier. La fissuration a un caractère déterministique. — Dans le deuxième cas, les premières fissures se présentent au hasard le long de la poutre, et dans ce qui suit, il peut encore développer d'autres entre eux, pourvu que la distance entre les fissures primaires dépasse deux fois la distance minimale nécessaire à l'ancrage de l'armature. En effet, pour une distance moindre, les contraintes de traction dans le béton n'atteignent pas la résistance à la traction du béton. La fissuration a un caractère stochastique où la variation au hasard de la résistance à la traction du béton, ne pas à détailler ici, a un rôle important (Fig. 2).

Dans ce qui suit, un mode de calcul des valeurs extrêmes de l'écartement des fissures, basé sur la fissuration au hasard, sera proposé.

3. Détermination de l'écartement des fissures

3.1. Légende

A_b	— aire de la section de béton tendu;
$\varnothing_x, \varnothing_y, \varnothing_{\min}$	— diamètres des aciers en direction x ou y , ainsi que du moindre des deux;
u	— espacement des fils transversaux;
s_{\min}, s_{\max}	— minimum et maximum de l'écartement des fissures;
m	— nombre des fils transversaux participant dans l'ancrage de l'armature principale;
F_{rep}	— effort de fissuration;
Q_u	— capacité portante à la cisaillement des soudures des fils transversaux;
R_{tu}	— résistance limite du béton à la traction;
R_{su}	— résistance limite de l'acier;
$\alpha = \tau_{top}/R_{tu}$	— rapport des résistances à l'adhérence et à la traction, dépendant des qualités de surface de l'acier;
β	— coefficient de réduction de la capacité portante en cisaillement de la soudure;
μ_x	— pourcentage de l'armature principale par rapport à la zone de béton tendu.

3.2. Suppositions théoriques

- Dans le modèle de calcul la possibilité d'action simultanée des contraintes d'adhérence sur la surface de l'armature principale et des efforts d'ancrage concentrés aux fils transversaux est supposée.
- Il est supposé que les efforts d'ancrage sur les fils transversaux sont égaux.
- Selon les spécifications hongroises en vigueur, les contraintes d'adhérence de répartition uniforme $\tau_{top} = \alpha \cdot R_{tu}$, et les efforts d'ancrage concentrés sont supposés égaux à la capacité portante de cisaillement de la soudure,

$$Q_u = \beta \cdot \frac{\pi}{4} \varnothing_{\min}^2 \cdot R_{su}.$$

- La variation au hasard de la résistance du béton à la traction le long de la poutre sera ignorée.

En ce qui concerne la validité des ces suppositions, les deux premières demandent être expliquées, l'application des deux dernières est d'habitude.

Pour ce but, examinons le mécanisme de l'ancrage de l'armature soudée sur la Fig. 3, supposant le domaine élastique. Pour la simplicité, les contraintes d'adhérence seront ignorées, et l'essai se bornera à deux fils transversaux.

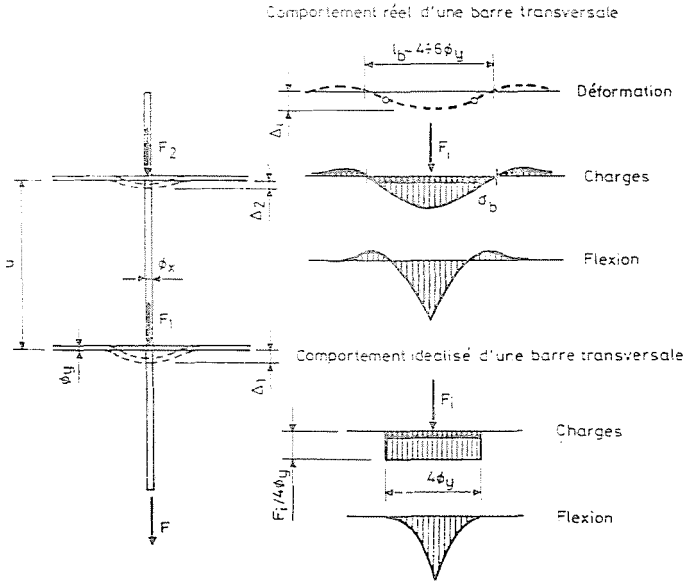


Fig. 3. Mécanisme d'ancrage de l'armature soudée

L'effort de traction F agissant sur l'armature principale est réparti entre deux fils transversaux. Sur l'effet des efforts F_1, F_2 , les fils transversaux s'enfoncent dans le béton et se courbent. Leur déformation peut être estimée conformément au modèle statique simplifié esquissé en Fig. 3. La limite supérieure de la longueur d'emboîtement du fil transversal l_b résulte des essais et des considérations théoriques à quatre à six fois du diamètre. Conformément au modèle idéalisé dans la figure, le déplacement Δ_i du i -ième fil transversal d'une longueur d'emboîtement de quatre \varnothing est :

$$\Delta_i = \frac{F_i}{4\varnothing_y} \cdot \frac{(2\varnothing_y)^4}{8 \cdot E_s \cdot I_{s,y}} = \frac{32 F_i}{E_s \cdot \varnothing_y \cdot \pi}$$

Les équations d'équilibre et de déformation :

$$F = F_1 + F_2$$

$$\Delta_1 - \Delta_2 = \Delta l_{1-2} = \frac{4 \cdot F_2 \cdot u}{E_s \varnothing_x^2 \cdot \pi}$$

d'où les efforts recherchés sont :

$$F_1 = F \cdot \left(1 - \frac{8}{16 + \frac{\varnothing_y \cdot u}{\varnothing_x^2}} \right),$$

$$F_2 = F \cdot \frac{8}{16 + \frac{\varnothing_y \cdot u}{\varnothing_x^2}}$$

Pour le rapport usuel des diamètres de 0,7, ainsi que celui de l'espacement du fil transversal et le diamètre des aciers longitudinaux de 10 à 40, le premier fil transversal supportera une partie importante, 65 à 82%, de l'effort de traction total. Pourvu que cette valeur atteigne la capacité portante en cisaillement de la soudure du fil transversal, le déplacement Δ_1 de ce dernier par rapport au béton sera à peu près 0,01 \varnothing_y , c'est à dire 0,05 à 0,08 mm pour un diamètre du fil transversal de 5 à 8 mm. Pour des déplacements pareils, l'adhérence entre le béton et l'armature ne cesse pas encore. En même temps, des déformations 5 à 10 fois plus grandes obtenues dans des essais d'arrachement permettent à conclure à la nature plastique de la connexion.

Donc, les efforts résultant de l'adhérence se peuvent superposer à la capacité portante de cisaillement de la soudure du fil transversal — confirmé par des essais. D'autre part, si la capacité portante en cisaillement de la soudure du premier fil transversal est insuffisante à l'ancrage contre la traction agissant dans l'armature, on peut se confier à la nature plastique de la connexion, entraînant la participation plus efficace du fil transversal suivant dans le jeu des forces.

3.3. *Modèle théorique du calcul de l'écartement des fissures*

Les remarques préalables suivantes sont à faire en ce qui concerne la supposition du modèle de calcul.

Pour une armature soudée, l'écartement des fissures dépend aussi de la position relative du fil transversal et la (les) fissure(s) primaire(s). L'écartement maximal entre les fissures est obtenu en supposant, à part la supposition usuelle du modèle de calcul (c'est à dire qu'entre deux fissures primaires il ne se forme point d'autre si la traction entre eux, transmise de l'armature au béton, est moins que la sollicitation de fissuration) qu'il y a un fil transversal soudé exactement à la bissectrice de l'écartement des fissures existantes. En effet, celui-ci ne prend plus part à l'ancrage de l'armature principale. Pour un écartement quelque peu plus grand des fissures primaires, une autre fissure peut développer au fil transversal, bissectant l'écartement maximale des fissures. Ainsi la valeur de l'écartement de la fissure voisine la plus près du fil transversal — considéré comme écartement minimal des fissures pour l'armature traditionnelle — est obtenue. Pour des armatures soudées, cependant, un écartement entre les fissures moins que celle-ci peut aussi se produire, une longueur réduite de transfert d'efforts peut suffire si la fissure ne se situe pas près du fil transversal. Dans un cas extrême, si l'effort de fissuration est moins que

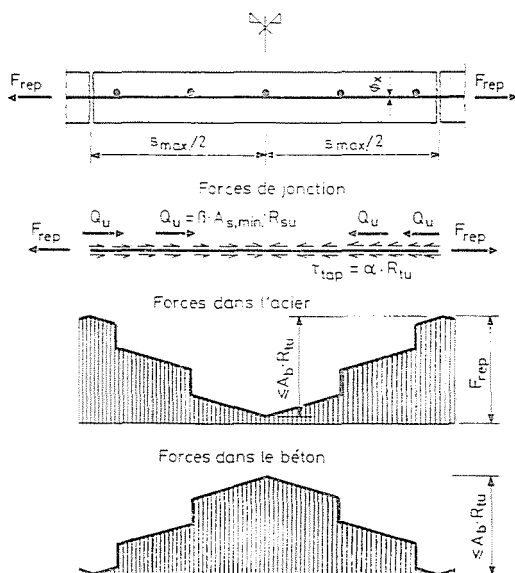


Fig. 4. Modèle de calcul de l'écartement maximal des fissures

la capacité portante en cisaillement de la soudure du fil transversal, l'écartement minimal des fissures tend au zéro comme valeur extrême (Fig. 4).

A part cela il faut mentionner qu'évidemment le modèle de calcul de l'écartement des fissures doit refléter le changement brusque du système des forces de connexion. L'écartement des fissures peut donc s'exprimer sous forme de conditions.

Pour une barre à la traction axiale, l'inégalité suivante peut s'écrire en conformité avec la Fig. 4:

$$\frac{s_{max}}{2} \varnothing_x \cdot \pi \cdot \tau_{lap} + m \cdot Q_u \leq A_b \cdot R_{tu}$$

d'où, après des substitutions:

$$s_{max} \leq \frac{\varnothing_x}{2\mu_x \cdot z} - m \cdot \frac{\beta \cdot \varnothing_{min}^2 R_{su}}{2z \cdot \varnothing_x \cdot R_{tu}} \leq 2 \cdot m \cdot u$$

où $m = 0, 1, 2, \dots$, nombre des fils transversaux participant à l'ancrage sur une longueur $s_{max}/2$. Sa valeur s'obtient par itération, stipulant une différence minimale entre les valeurs de s_{max} déterminées partant des deux conditions précédentes.

Si aucun fil transversal soudé ne prend part à l'ancrage de l'armature principale (cas de $m = 0$), le mécanisme de la fissuration est essentiellement le même que pour des éléments à l'armature traditionnelle, et aussi l'expression ci-dessus passe à celle connue y relative.

La distance minimale nécessaire pour le transfert de l'effort agissant dans l'armature principale est, eu égard à la remarque initiale:

$$s_{\min} \leq \frac{s_{\max}}{2} .$$

4. Contrôle expérimental de la théorie

Pour justifier des considérations théoriques, une série d'essais a été faite sur des éléments à un pourcentage d'aciers de $\mu_x = 2\%$. L'armature a été conçue de façon que la capacité portante en cisaillement de soudure d'un fil transversal soit suffisante à l'ancrage de l'armature principale. L'espacement des fils transversaux différait pour chaque élément — 5, 10, 15 cm. Pour comparaison des éléments avec des fils transversaux ligaturés ou sans fils transversaux ont été faits également.

Les valeurs calculées des écartements maximum et minimum des fissures étaient de 10/5 cm pour des éléments à l'armature soudée, et pour l'espacement des fils transversaux de 5 cm, et de 16/8 cm pour l'espacement des fils transversaux de 10 et 15 cm, ainsi que pour chaque élément à l'armature traditionnelle (déterminée par l'adhérence).

La fissuration des éléments à l'armature soudée ou traditionnelle, ainsi que des histogrammes sur la répartition de l'écartement des fissures sont montrés en Fig. 5. Les diagrammes montrent le développement de l'écartement entre les fissures conforme à l'anticipation. En ce qui concerne la fissuration des éléments à l'armature soudée (aux écartements de 15 cm des fils transversaux) les écartements entre les fissures ont une dispersion accrue, en conformité avec les remarques sous 3.

On peut également observer que pour l'espacement des fils transversaux proche de l'écartement des fissures calculé, les fissures développent auprès des fils transversaux — leur effet important de réduire les sections transversales les fait «attirer» les fissures.

5. Conclusions

La fissuration des éléments à l'armature soudée, l'écartement des fissures diffèrent de ceux aux armatures traditionnelles si les fils transversaux attachés par soudure par points à l'armature principale sont d'une répartition dense. Si l'espacement des fils transversaux dépasse la longueur du transfert des efforts calculée de l'adhérence seule, la valeur maximale de l'écartement des fissures se calcule par l'expression connue, élaborée pour des éléments à l'armature traditionnelle.

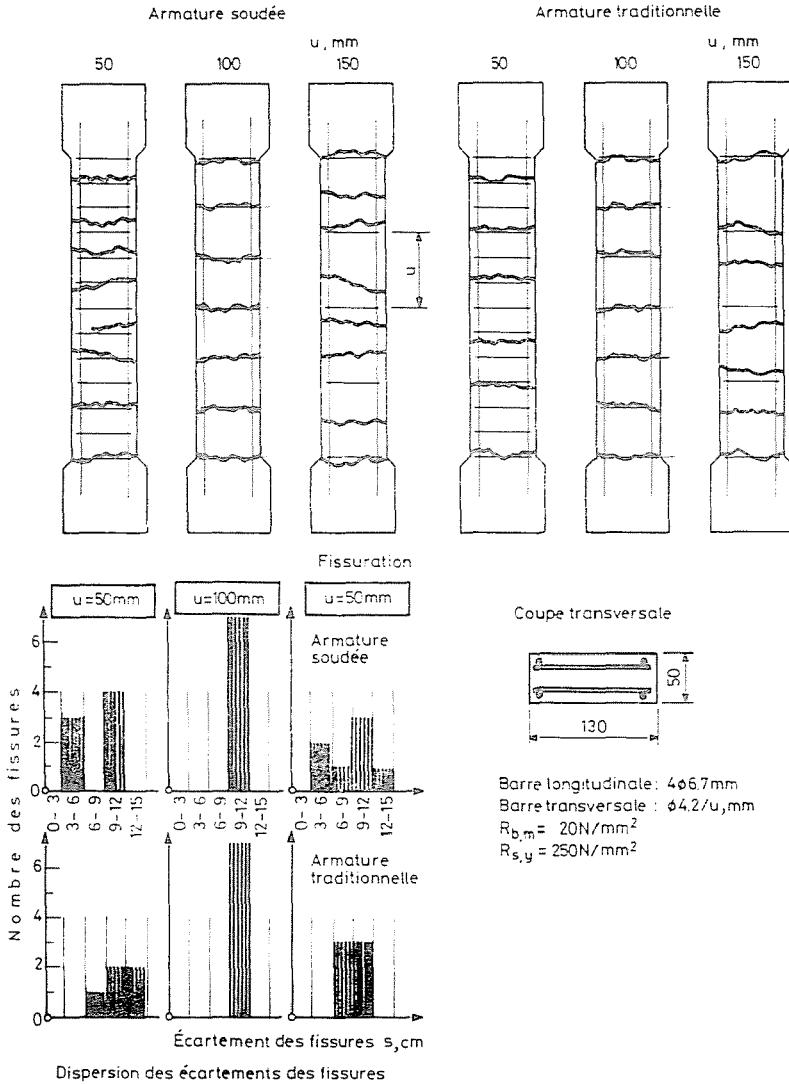


Fig. 5. Fissuration des barres en b.a. à la traction axiale

Au cours de la révision de la norme de calcul des structures en béton armé, ce principe était à la base de la détermination de l'écartement des fissures dans des éléments à l'armature soudée [4].

Résumé

La fissuration des éléments en béton armé au treillis soudé et l'écartement des fissures sont généralement différents de ceux des structures à l'armature traditionnelle, à cause de l'effet d'ancrage concentré des fils transversaux soudés. Si l'espacement des fils transversaux

est inférieur à l'écartement des fissures calculé partant des contraintes d'adhérence, l'écartement réel sera inférieur à la valeur calculée. Autrement l'écartement entre les fissures ne serait guère différent de ceux pour les armatures traditionnelles, tout au plus il changera dans des limites plus étendues.

La méthode de calcul proposée pour la détermination de la distance entre les fissures, avec prise en considération simultanée des contraintes d'adhérence et de l'effet d'ancrage des fils transversaux est complétée par une vérification expérimentelle.

Bibliographie

1. FOGARASI, Gy. — ADAMIK, M.: Squelettes d'armature soudée.* Műszaki K.. Budapest, 1976.
2. FAUCHART, J. — HOANG LONG HUNG: Ancrage des treillis soudés formés de fils bruts de tréfilage de forme cylindrique, Annales de l'ITBTP, 4, 1973.
3. HAMZA, I.: Jeu des forces dans des structures de panneaux en béton armé fissurés, armés de treillis soudés.* Thèse de Doctorat à l'Université Technique de Budapest, 1981.
4. Calcul statique des structures en béton armé.* Tentative. Norme hongroise MSz 15022/1 -- 1983.

Dr. István HAMZA

collaborateur scientifique, H-1521 Budapest

* En langue hongroise.