

MEDZNÝ STAV PRETVORENIA PODĽA EN 1992-1-1 S UPLATNENÍM VPLYVU NORMÁLOVEJ SILY V ŽELEZOBETÓNOVÝCH PRVKOCH

SERIÁL
EN 1992

SERVICEABILITY LIMIT STATE OF DEFLECTION CONTROL ACCORDING TO EN 1992-1-1 WITH NORMAL FORCE EFFECT IN REINFORCED CONCRETE MEMBERS

IVAN HARVAN

Výpočet priebyhu železobetónových prvkov s vplyvom trhlin a dotvarovaním betónu a prípadným účinkom bezsúdržného predpätia. Kritéria pre posúdenie priebyhu prvkov. Riešenie priebyhu spojitého nosníkového prvku, resp. spojitých dosky. Moment na medzi vzniku trhlin. Ohybová tuhosť v priereze bez trhliny a s trhlinou. Priemerná ohybová tuhosť v úseku prvku s trhlinami. Príspevok bezprostredne nadväzuje na príspevok [1].
Calculation of deflection in reinforced concrete members with cracking and creep effect and potential partial prestress effect of unbonded tendons. Criteria for deflection control. Calculation of continuous member and continuous slab deflection respectively. Cracking moment. Bending stiffness of uncracked and cracked section. Mean bending stiffness in the part of cracked section. This report directly referring to report [1].

Od účinku priamo pôsobiacich zaťažení (stále a premenné zaťaženia, predpätie) alebo nepriamo pôsobiacich zaťažení (zmršťovanie betónu, teplota) dochádza ku deformáciám nosného prvku. Nadmerné deformácie vo všeobecnosti nepriaznivo ovplyvňujú najmä použiteľnosť nosných konštrukcií.

Problematiku výpočtu deformácií predpä-

tých železobetónových konštrukcií s bezsúdržnou výstužou výrazne ovplyvňujú dva javy. Jednak je to **vznik trhlin**, ktorý má za následok výrazný pokles najmä ohybovej tuhosti prvku. Druhým javom je **dotvarovanie betónu**, ktoré je príčinou zväčšovania deformácií bez prírastku zaťaženia počas užívania konštrukcie.

MOMENT NA MEDZI VZNIKU TRHLÍN V PRVKOCH PREDPÄTÝCH LANAMI BEZ SÚDRŽNOSTI

Na určenie ohybovej tuhosti úseku čiastočne predpätého prvku s lanami bez súdržnosti potrebujeme poznať, či v tomto úseku vzniknú trhliny od charakteristickej kombinácie celkového vonkajšieho zaťaženia $f_k = g_{1k} + g_{2k} + q_k$. Toto overujeme na výpočtovom modeli podľa obr. 1 porovnaním momentu $(\pm)M_{Ek}$ od vonkajšieho zaťaženia f_k s ohybovým momentom M_{cr} na medzi vzniku trhlin pri predpokladanej hladine namáhania prierezu normálovou silou $(\pm)N_E$. Pri kladnej hodnote $(+)M_{Ek}$ očakávame vznik prvej trhliny na dolnom okraji prierezu v prípade, ak napätie σ_{cd} v betóne prekročí priemernú pevnosť betónu v ťahu f_{ctm} . Potom ohybový moment M_{cr} na medzi vzniku trhlin určíme z podmienky, aby na ťahanom okraji prierezu bolo práve napätie $\sigma_{cd} = f_{ctm}$. Označenie použitých ideálnych prierezových veličín (s pracovným súčiniteľom $\alpha_e = E_s/E_{cm}$), kombinácií zaťaženia a silových veličín

bolo podrobne urobené v článku [1].

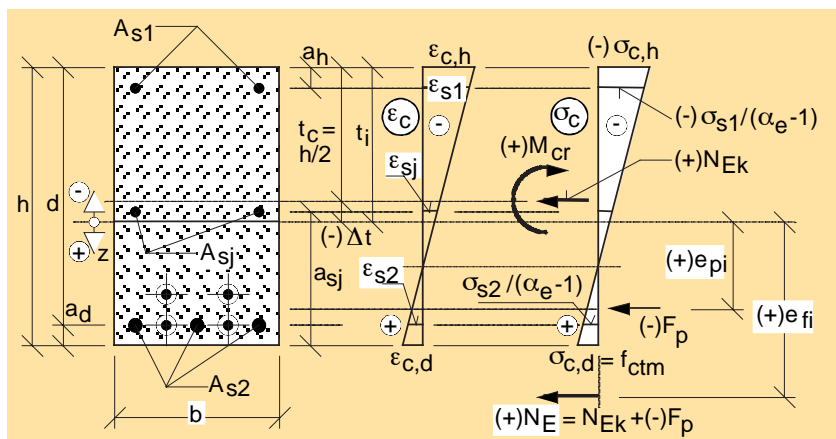
Pri výpočte spojitéch prvkov nahradíme ohybový účinok predpätia $(-)F_p$ $(\pm)e_{pi}$ ohybovým momentom $(\pm)M_{ptc}$ určeným vo vyšetrovanom reze k ťažisku betónového prierezu od účinkov priamych a zakrivených predpínacích jednotiek. V prierezoch bez trhliny počítame s najmenšou hodnotou predpínacej sily $(-)F_p = -r_{inf} \sigma_{pm} A_{pr}$, kde $r_{inf} = 0,9$.

Ak očakávame **ťah pri dolnom okraji prierezu** podľa obr. 1, môžeme napísať vzťah pre hodnotu ťahového napätia v betóne (1) a (2).

Ak očakávame **ťah pri hornom okraji prierezu**, bude (3).

OHYBOVÁ TUHOSŤ V PRVKOCH PREDPÄTÝCH LANAMI BEZ SÚDRŽNOSTI

Ohybová tuhosť (EJ) vyjadruje vzťah medzi ohybovým momentom M a krivosťou prierezu ($1/r$), ktorá definuje deformáciu (priebyh) časti prvku prostredníctvom polomeru krivosti r . **Závislosť medzi priemernou krivosťou $(1/r)_m$ a ohybovým momentom M** vyjadruje pracovný diagram na obr. 2. Závislosť je takmer lineárna do vzniku prvej ohybovej trhliny. Ak ohybový moment M prekročí hodnotu momentu M_{cr} na medzi vzniku trhlin, vznikajú trhliny. Tento jav je sprevádzaný výrazným poklesom ohybovej tuhosti časti prvku. Spolupôsobenie betónu a betonárskej výstuže medzi trhlinami spôsobuje, že výsledná ohybová tuhosť (EJ), vyšetrovanej časti prvku bude priemerom tuhostí $(EJ)_{II}$ prierezov v trhlina a tuhosti



Obr. 1 Model na výpočet momentu $(+)M_{cr}$ na medzi vzniku trhlin pri pôsobení bezsúdržného predpätia a normálovej sily $(\pm)N_{Ek}$ od vonkajšieho zaťaženia

Fig. 1 Model for cracking moment calculation $(+)M_{cr}$ with prestress effect of unbonded tendons and normal force $(\pm)N_{Ek}$ due to external loading

$(EJ)_I$ medzi trhlinami podľa obr. 3. Tuhostné parametre v diagrame na obr. 2, ktorými popisujeme deformácie, sú tieto **ohybové tuhosti úseku prvku**:

- ohybová tuhosť $(EJ)_I$ v priereze bez trhliny,
- ohybová tuhosť $(EJ)_{II}$ v priereze s trhlinou a
- priemerná ohybová tuhosť $(EJ)_r$ časti prvku.

Ak sa bude celkový ohybový moment od vonkajšieho zaťaženia a predpätia M_E na obr. 2 blížiť k hodnote M_{y_1} , pri ktorej napätie v krajnom rade betonárskej výstuže v trhline dosiahne medzi kľzu f_{y_1} , tým viac bude klesať priaznivý vplyv tuhosti $(EJ)_I$ prierezov medzi trhlinami na výslednú priemernú tuhosť $(EJ)_r$ a vplyv spolupôsobenia ťahaného betónu medzi trhlinami sa zmenší na minimum. Potom priemerná ohybová tuhosť $(EJ)_r$ úseku prvku sa blíži k ohybovej tuhosti $(EJ)_{II}$ v priereze s trhlinou. Kritériom porušenia úseku prvku pri ohybovej odolnosti M_R je dosiahnutie medzného stlačenia betónu ϵ_{cu} na tlačenej strane prierezu alebo medzného predĺženia najviac ťahaného radu betonárskej výstuže ϵ_u .

Ak v časti betónového prvku vzniknú trhliny (obr. 3), nebude ohybová tuhosť (EJ) na tejto časti konštantná. V úseku "A", kde medzi trhlinami spolupôsobí

Obr. 2 Pracovný diagram ohýbanej časti prvku vyjadrujúci závislosť medzi priemernou krivosťou $(1/r)_m$ a ohybovým momentom M

Fig. 2 Mean value of curvature $(1/r)_m$ – bending moment M diagram of bending part of cross-section

Obr. 3 Vznik trhlin na časti čiastočne predpätého prvku od účinkov ohybového momentu M_E a bezsúdržnej predpínacej sily N_p . Napätia σ_c v betóne v úseku "A" medzi trhlinami a v priereze "B" s trhlinou. Skutočná a priemerná ohybová tuhosť. 1 – ťažisko betónového prierezu, 2 – priemerná poloha neutrálnej osi

Fig. 3 Cracking on the part of partial prestressed member due to bending moment M_E and unbonded prestressing force N_p . Compressive stress σ_c in the concrete at the part "A" between cracks and in the cracked section "B". Effective and mean value of bending stiffness. 1 – is the centre of gravity of the concrete section, 2 – is the mean value of depth of the neutral axis

$$\sigma_{c,d} = f_{ctm} = \frac{(\pm)N_E}{A_i} + \frac{(\pm)N_{Ek}(\pm)\Delta_t}{(+)W_{id}} + \frac{(-)F_p(\pm)e_{pi}}{(+)W_d} + \frac{(+M_{cr}}{(+)W_{id}} \quad [MPa] \quad (1)$$

$$\begin{aligned} (+)M_{cr} &= (+)f_{ctm} (+)W_{id} - \frac{(\pm)N_E}{A_i} (+)W_{id} - (\pm)N_{Ek}(\pm)\Delta_t - (-)F_p(\pm)e_{pi} = \\ &= (+)f_{ctm} (+)W_{id} - \frac{(\pm)N_E}{A_i} (+)W_{id} - (\pm)N_{Ek}(\pm)\Delta_t - (\pm)M_{p,tc} - (-)F_p(\pm)\Delta_t \quad (2) \end{aligned}$$

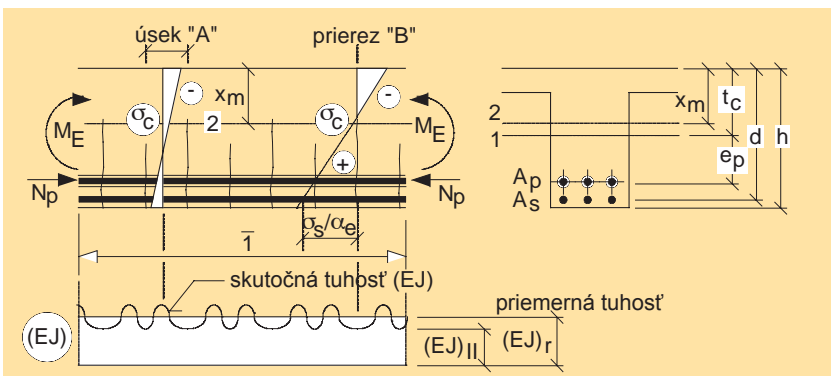
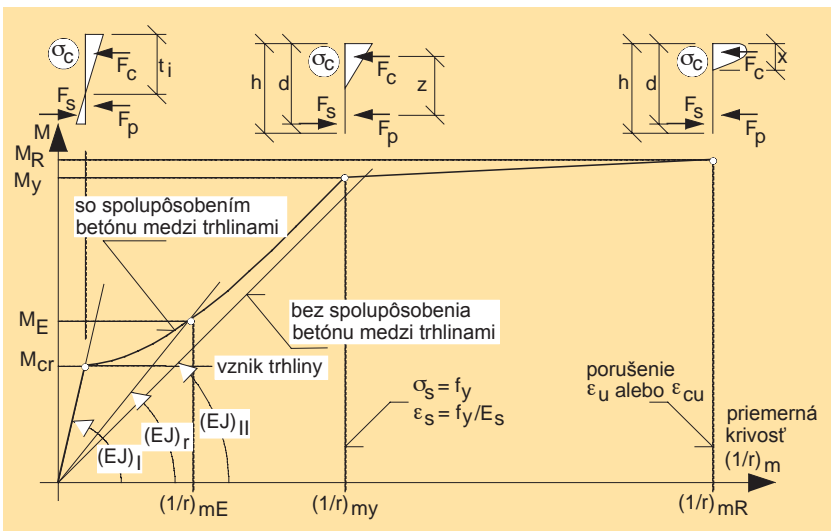
$$\begin{aligned} (-)M_{cr} &= (+)f_{ctm} (\pm)W_{ih} - \frac{(\pm)N_E}{A_i} (-)W_{ih} - (\pm)N_{Ek}(\pm)\Delta_t - (-)F_p(\pm)e_{pi} = \\ &= (+)f_{ctm} (-)W_{ih} - \frac{(\pm)N_E}{A_i} (-)W_{ih} - (\pm)N_{Ek}(\pm)\Delta_t - (\pm)M_{p,tc} - (-)F_p(\pm)\Delta_t \quad (3) \end{aligned}$$

ťahanej betón s betonárskou výstužou, bude ohybová tuhosť (EJ) bez trhlín väčšia ako najmenšia tuhosť $(EJ)_{II}$ v priereze "B" s trhlinou. Pri výpočte pretvorenia časti prvku s trhlinami použijeme **priemernú ohybovú tuhosť $(EJ)_r$** , ktorá zohľadňuje spolupôsobenie betónu medzi trhlinami s ťahanou betonárskou výstužou. Za predpokladu rovinnosti pomerných pretvorení ϵ_c môžeme pomocou vzťahov (4) vyjadriť závislosť

tuhosti (EJ) , na priemernej krivosťi $(1/r)_{mE}$ a na veľkosti ohybového momentu M_E od vonkajšieho zaťaženia.

Vo vzťahu (4) značí ϵ_{sm} priemerné pretvorenie krajného najviac ťahaného radu betonárskej výstuže medzi dvomi trhlinami, ktorý má vzdialenosť d od tlačenej strany prierezu a $(-)\epsilon_{cm}$ priemerné pomerné pretvorenie tlačenej strany prierezu.

Priemerné pomerné pretvorenie ϵ_{sm}



$$\left(\frac{1}{r}\right)_{mE} = -\frac{M_E}{(EJ)_r} \left(\frac{1}{r}\right)_{mE} = \frac{\varepsilon_{sm} - (-)\varepsilon_{cm}}{d}$$

potom bude

$$\left| -\frac{M_E}{(EJ)_r} \right| = \frac{\varepsilon_{sm} - (-)\varepsilon_{cm}}{d}$$

$$(EJ)_r = M_E \frac{d}{\varepsilon_{sm} - (-)\varepsilon_{cm}} \quad (4)$$

$$\frac{B}{A} = \beta \frac{\sigma_{sr}}{\sigma_s} \quad \text{z čoho bude} \quad B = A \beta \frac{\sigma_{sr}}{\sigma_s} \quad A = (\varepsilon_{sr} - \varepsilon_{sri}) \quad B = (\varepsilon_s - \varepsilon_{sm})$$

$$(\varepsilon_s - \varepsilon_{sm}) = (\varepsilon_{sr} - \varepsilon_{sri}) \beta \frac{\sigma_{sr}}{\sigma_s} \quad (6)$$

$$\varepsilon_{sm} = \varepsilon_s - \beta \frac{\sigma_{sr}}{\sigma_s} (\varepsilon_{sr} - \varepsilon_{sri}) = \frac{\sigma_s}{E_s} - \beta \frac{\sigma_{sr}}{\sigma_s} \frac{(\sigma_{sr} - \sigma_{sri})}{E_s} =$$

$$\frac{\sigma_s}{E_s} - \beta \frac{\sigma_{sr}^2}{\sigma_s E_s} + \beta \frac{\sigma_{sr} \sigma_{sri}}{\sigma_s E_s} = \frac{\sigma_s}{E_s} - \beta \frac{\sigma_{sr}}{\varepsilon_s} \frac{\sigma_{sr}^2}{\sigma_s E_s} + \beta \frac{\sigma_{sr}}{\sigma_s} \varepsilon_{sri} =$$

$$\varepsilon_s - \beta \varepsilon_s \left(\frac{\sigma_{sr}}{\sigma_s}\right)^2 + \beta \frac{\sigma_{sr}}{\sigma_s} \varepsilon_{sri} = \left[1 - \beta \left(\frac{\sigma_{sr}}{\sigma_s}\right)^2\right] \varepsilon_s + \beta_t \varepsilon_{sri}$$

$$\text{označme} \quad \beta_t = \beta \frac{\sigma_{sr}}{\sigma_s} \quad \zeta = 1 - \beta \left(\frac{\sigma_{sr}}{\sigma_s}\right)^2$$

$$\varepsilon_{sm} = \zeta \varepsilon_s + \beta_t \varepsilon_{sri} = \zeta \frac{\sigma_s}{E_s} + \beta_t \frac{\sigma_{sri}}{E_s} \quad (8)$$

betonárskej výstuže medzi dvomi trhlinami určíme na modelovom pracovnom diagrame na obr. 4. Pred vznikom trhliny plnohodnotne spolupôsobí betón s betonárskou výstužou až po napätie σ_{sr} pri

tie σ_{sr} . Čím je hodnota σ_s vyššia, tým sa rozdiel pretvorení B znižuje v porovnaní s rozdielom A . Túto nepriamu úmernosť medzi napätiami a rozdielmi pretvorení výstuže ovplyvňuje dĺžka trvania von-

kajšieho zaťaženia, čo zohľadníme pomocou empirického súčiniteľa β . Potom môžeme napísať (6) a (8).

Priemerné pomerné pretvorenie ε_{cm} betónu na tlačnom okraji prierezu medzi dvomi trhlinami určíme z dôvodu zjednodušenia výpočtu s rovnakými distribučnými súčinitelmi ζ a β_t ako pre výstuž. Potom bude

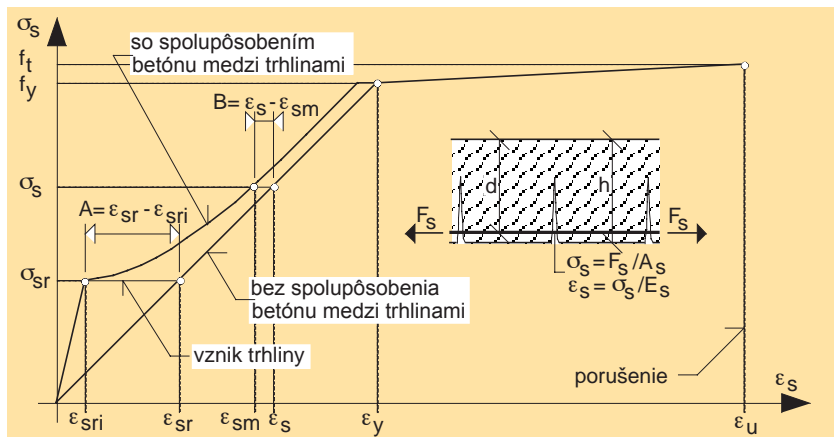
$$\varepsilon_{cm} = \zeta \varepsilon_c + \beta_t \varepsilon_{crl} \quad (10)$$

Vo vzťahoch značí ζ distribučný súčiniteľ, $\zeta = 1 - \beta (\sigma_{sr}/\sigma_s)^2$ musí byť $(\sigma_{sr}/\sigma_s) \leq 1$; β_t interpolačný súčiniteľ, $\beta_t = \beta (\sigma_{sr}/\sigma_s)$; β empirický súčiniteľ na vyjadrenie vplyvu dĺžky trvania zaťaženia, $\beta = 1,0$ pre krátkodobé a okamžité účinky zaťaženia, $\beta = 0,5$ pre dlhodobé a cyklicky pôsobiace účinky zaťaženia; σ_{sri} napätie v krajnom najviac ťahanom rade betonárskej výstuže, ktoré sa vypočíta v priereze bez trhliny (obr. 1) od účinkov momentu M_{cr} na medzi vzniku trhlín a normálovej sily N_{Ei} ; σ_{sr} napätie v krajnom najviac ťahanom rade betonárskej výstuže, ktoré sa vypočíta v priereze s trhlinou [1] od účinkov momentu M_{cr} na medzi vzniku trhlín a normálovej sily N_{Ei} ; σ_s napätie v krajnom najviac ťahanom rade betonárskej výstuže, ktoré sa vypočíta v priereze s trhlinou [1] od účinkov vonkajšieho zaťaženia (od ohybového momentu M_E a normálovej sily N_E).

Vzhľadom na premennú hodnotu napätia σ_{pmt} v predpínacej výstuži v časovom intervale t_0 až t_{∞} , je potrebné túto skutočnosť zohľadniť pri výpočte priebyhu od účinkov predpínacej sily F_p . **Vplyv predpätia pri určovaní napätí v betonárskej výstuži σ_{sri} , σ_{sr} a σ_s** môžeme pre zjednodušenie výpočtov približne uvažovať týmito bezpečnými hodnotami ($r_{inf} = 0,9$):

- v prierezoch s trhlinou počítame s priemernou hodnotou predpínacej sily $(-)F_p = -r_{inf} 1/2 (\sigma_{pmo} + \sigma_{p\infty}) A_p$,
- v prierezoch bez trhliny počítame s najmenšou hodnotou predpínacej sily $(-)F_p = -r_{inf} \sigma_{p\infty} A_p$.

Priemerná krivosť $(1/r)_{mE}$ v časti prvku s trhlinami sa určí podobne s rov-



Obr. 4 Model na určenie priemerného pomerného pretvorenia ε_{sm} betonárskej výstuže medzi dvomi trhlinami, tzv. ťahové stuhzenie (tension stiffening)

Fig. 4 Model for definition of the mean strain ε_{sm} in reinforcing steel between two cracks, called tension stiffening

nakými distribučnými súčinitelmi ζ a β_t ako priemerné pretvorenia ε_{sm} vo výstuži a ε_{cm} v betóne (11).

Po nahradení krivostí $1/r$ pomermi ohybového momentu a tuhosti $M/(EI)$ môžeme určiť **priemernú ohybovú tuhosť** $(EI)_r$ (obr. 2) pomocou ohybovej tuhosti $(EI)_I$ v priereze bez trhliny a ohybovej tuhosti $(EI)_{II}$ v priereze s trhlinou (12).

VÝPOČET OHYBOVÝCH TUHOSTÍ V JEDNOTLIVÝCH ČIASTKOVÝCH ÚSEKoch PRVKU

V bežných prípadoch posudzujeme prieťah od kvázistálnej kombinácie zvislého zaťaženia $f_{qp} = g_{1k} + g_{2k} + \psi_2 q_k$ pôsobiaceho na prvku s bezsúdržným predpätím. Potom pri výpočte ohybových tuhostí je potrebné uvažovať tiež vplyv dotvarovania betónu. Pre zjednodušenie výpočtu môžeme predpokladať jednotný začiatok pôsobenia všetkých zložiek kvázistálnej kombinácie zvislého zaťaženia i bezsúdržného predpätia v čase $t_0 = 30$ dní (doba oddebenenia prvku) a ukončenie ich pôsobenia v čase $t = \infty$. V tomto časovom intervale narastie okamžitý prieťah vplyvom dotvarovania betónu, čo vystihneme pomocou súčiniteľa dotvarovania betónu $\varphi(\infty, t_0)$.

Ohybová tuhosť $(EI)_I$ v priereze bez trhliny

V úseku prvku, kde pri ľubovoľnej zaťažovacej zostave charakteristickej kombinácie zaťaženia f_k a predpätia budú momenty M_{Ek} menšie ako moment na medzi vzniku trhlín M_{cr} , bude ohybová tuhosť bez trhliny $(EI)_I$ určená v priereze prvku za stavu I (prierez prvku bez trhliny s vplyvom dotvarovania betónu). Moment M_{Ek} sa uplatní svojou najväčšou hodnotou, aká v priereze môže vzniknúť pri ľubovoľnej možnej zostave premených zložiek zaťaženia f_k . Ak raz v priereze vznikne trhlina, táto sa pri znížení jej ohybového namáhania môže uzavrieť, pričom sa ale „nezlepi“ a stále bude znižovať ohybovú tuhosť vyšetrovanej časti prvku smerom k hodnote

$$\left(\frac{1}{r}\right)_{mE} = \frac{\varepsilon_{sm} - (-)\varepsilon_{cm}}{d} = \zeta \frac{\varepsilon_s - \varepsilon_c}{d} + \beta_t \frac{\varepsilon_{sr} - \varepsilon_{cr}}{d} = \zeta \frac{1}{r_{II}} + \beta_t \frac{1}{r_I} = \zeta \frac{1}{r_{II}} + (1-\zeta) \frac{1}{r_I} \quad \text{keď označíme } \beta_t = \beta \frac{\sigma_{sr}}{\sigma_s} \approx (1-\zeta) \quad (11)$$

$$\frac{M_E}{(EI)_r} = \zeta \frac{M_E}{(EI)_{II}} + (1-\zeta) \frac{M_E}{(EI)_I} \quad \text{po úprave bude } (EI)_r = \frac{1}{\frac{\zeta}{(EI)_{II}} + \frac{1-\zeta}{(EI)_I}} \quad (12)$$

$(EI)_{II}$. Na výpočet ideálneho obdĺžnikového prierezu použijeme za stavu I výpočtový model podľa obr. 1 (neobmedzujeme ale ťahové napätie f_{ctm} na dolnom okraji prierezu) na určenie týchto veličín:

- efektívny modul pružnosti s vplyvom dotvarovania betónu $E_{c,eff} = E_{cm} / [1 + \varphi(\infty, t_0)]$
- pomer modulov pružnosti výstuže a betónu $\alpha_{eff} = E_s / E_{c,eff}$
- plocha ideálneho prierezu [m²] $A_{iI} = b h + (\alpha_{eff} - 1) \Sigma A_{sI}$
- statický moment ideálnej plochy k hornému okraju prierezu [m³] $S_I = b h^2 / 2 + (\alpha_{eff} - 1) \Sigma A_{sI} (h - a_{sI})$
- vzdialenosť ťažiska ideálneho prierezu od horného okraja prierezu [m] $t_I = S_I / A_{iI}$
- ideálny moment zotrvačnosti k ťažisku ideálneho prierezu [m⁴] $J_{iI} = 1/12 b h^3 + b h (1/2 h - t_I)^2 + (\alpha_{eff} - 1) \Sigma A_{sI} (h - a_{sI} - t_I)^2$

Ohybová tuhosť v priereze bez trhliny $(EI)_I$, potom bude $(EI)_I = E_{c,eff} J_{iI}$ [kNm²] len tam, kde platí $|M_{Ek}| \leq |M_{cr}|$.

Poznámka: Ak by sme mali určiť okamžitú deformáciu prvku od vonkajšieho zaťaženia, potom ohybové tuhosť $(EI)_I$, $(EI)_{II}$ a tiež pracovný súčiniteľ α_{eff} určíme bez súčiniteľa dotvarovania betónu $\varphi(\infty, t_0)$, t. j. bude $\alpha_{eff} = \alpha_e$.

Ohybová tuhosť $(EI)_{II}$ v priereze s trhlinou

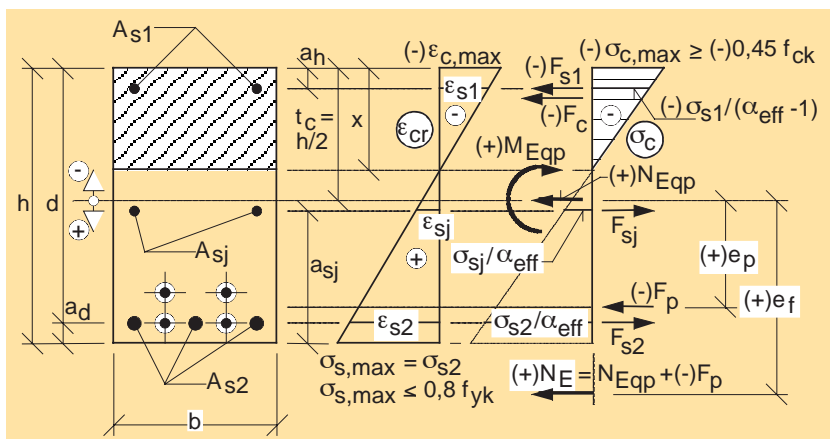
V časti prvku, kde pri ľubovoľnej zaťažovacej zostave charakteristickej kombinácie zaťaženia f_k a predpätia budú momenty M_{Ek} väčšie ako moment na medzi vzniku trhlín M_{cr} , bude ohybová tuhosť s trhlinou $(EI)_{II}$ určená v priereze prvku za stavu II (prierez prvku s trhlinou s vplyvom dotvarovania betónu, ťahaná časť betónového prierezu podľa modelu obdĺžnikového prierezu na obr. 5 sa neuvažuje). Ohybovú tuhosť $(EI)_{II}$ určujeme podľa obr. 2 pri pôsobení kvázistálnej kombinácie zvislého zaťaženia $f_{qp} = g_{1k} + g_{2k} + \psi_2 q_k$ a bezsúdržného predpätia v prvku. Znamená to, že pri výpočte ohybovej tuhosti je potrebné uvažovať tiež vplyv dotvarovania betónu vyjadrený súčiniteľom $\varphi(\infty, t_0)$. Vzhľadom na pôsobenie celkovej normálovej sily N_E vo vyšetrovanom priereze, hodnota ohybovej tuhosti $(EI)_{II}$ závisí od veľkosti celkového ohybového momentu M_E (14).

$$(EI)_{II} = \left| M_E \frac{d}{\varepsilon_{s2} - (-)\varepsilon_{c,max}} \right| \quad (14)$$

Vo vzťahu (14) sme použili označenia podľa obr. 5. Pri výpočte ohybovej tuhosti $(EI)_{II}$ použijeme nasledujúce veličiny:

Obr. 5 Model pre výpočet napätí v priereze s trhlinou pri pôsobení ohybového momentu a normálovej sily na výpočet ohybovej tuhosti $(EI)_{II}$ v obdĺžnikovom priereze

Fig. 5 Stress analysis model of cracked section subjected to a combination of bending moment and normal force to bending stiffness calculation $(EI)_{II}$ in rectangular cross-section



M_{Eqp} je ohybový moment od účinkov kvázistálnej kombinácie vonkajšieho zaťaženia $f_{qp} = g_{1k} + g_{2k} + \psi_2 q_k$ v mieste, kde počítame tuhosť $(EJ)_{II}$. N_{Eqp} je normálová sila od účinkov kvázistálnej kombinácie vonkajšieho zaťaženia f_{qp} v mieste, kde počítame tuhosť $(EJ)_{II}$. Bežne pri ohybaných prvkoch bude normálová sila N_{Eqp} rovná nule.

$(-)F_p$ je celková tlaková sila od účinku bezsúdržnej predpínacej výstuže pôsobiaca na excentricite $(\pm)e_p$ k ťažisku betónového prierezu v mieste, kde počítame ohybovú tuhosť $(EJ)_{II}$. Hodnotu sily určíme v prierezoch s trhlinou ako jej priemernú hodnotu s uvážením súčiniteľa $r_{inf} = 0,9$.

$$(-)F_p = -0,9 \cdot 1/2 (\sigma_{pmo} + \sigma_{pm\infty}) A_p$$

Pri výpočte spojitých staticky neurčitých prvkov nahradíme ohybový účinok predpínacej sily $(-)F_p$ $(\pm)e_p$ ohybovým momentom $(\pm)M_{p,tc}$ určeným vo vyšetrovanom reze k ťažisku betónového prierezu od účinkov priamych a zakrivených predpínacích jednotiek. N_E je celkový účinok normálových síl od kvázistálnej kom-

binácie zvislého zaťaženia f_{qp} a bezsúdržného predpätia vo vyšetrovanom priereze. V predpätých prvkoch je táto sila obvyčajne tlaková $(-)N_E = (\pm)N_{Eqp} + (-)F_p$; M_E je celkový účinok ohybových momentov od kvázistálnej kombinácie zvislého zaťaženia f_{qp} a bezsúdržného predpätia vo vyšetrovanom priereze.

$$M_E = (\pm)M_{Eqp} + (\pm)M_{p,tc} = (\pm)M_{Eqp} + (-)F_p (\pm)e_p = (\pm)N_E (\pm)e_f$$

Excentricita $(\pm)e_f$ výslednej normálovej sily $(\pm)N_E$ k ťažiskovej osi betónového prierezu, ktorá má vzdialenosť t_c od tlačenej okraja prierezu na obr. 5, bude (15).

Poznámka: Momentový účinok normálovej sily pôsobiacej na jej excentricite k ťažiskovej osi betónového prierezu je kladný, ak namáha dolný okraj prierezu ťahom.

ε_{s2} je pomerné pretvorenie krajného (najviac ťahaného) radu betonárskej výstuže pri ťahanom okraji prierezu v trhlíne. Krajný rad výstuže má vzdialenosť d od tlačenej okraja betónového prierezu, $\varepsilon_{s2} = \sigma_{s,max} / E_s$; $(-) \varepsilon_{c,max}$ pomerné pretvorenie

tlačenej okraja betónového prierezu, $(-) \varepsilon_{c,max} = (-) \sigma_{c,max} / E_{c,eff}$, $E_{c,eff} = E_{cm} / [1 + \varphi(\infty, t_0)]$.

Napätia $(-) \sigma_{c,max}$, $\sigma_{s,max}$ na výpočet pomerných pretvorení $(-) \varepsilon_{c,max}$, ε_{s2} určíme výpočtovým postupom popisujúcim riešenie modelu prierezu s trhlinou v [1]. V popisovanom postupe nahradíme modul pružnosti betónu E_{cm} efektívnym modulom pružnosti $E_{c,eff}$ s vplyvom dotvarovania betónu. Potom aj pracovný súčiniteľ α_e je potrebné nahradiť súčiniteľom $\alpha_{eff} = E_s / E_{c,eff}$

Premennosť ohybovej tuhosti (EJ) po dĺžke prvku

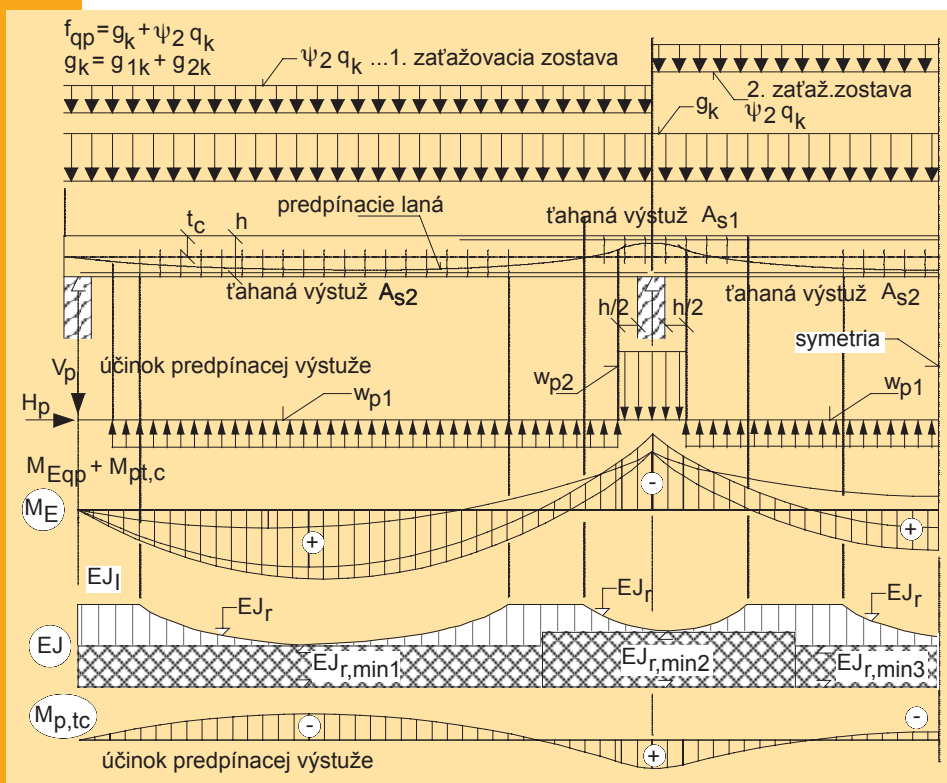
Z pracovného diagramu ohybaného prvku na obr. 2 vyjadrujúceho závislosť medzi krivosťou $(1/r)_m$ a ohybovým momentom M je zrejmé, že tuhosť (EJ) jednotlivých úsekov prvku závisí aj od veľkosti namáhania prierezov momentom M_E . Preto **ohybová tuhosť (EJ) po dĺžke prvku** bude premenná podľa obr. 6 a bude sa meniť v závislosti od priebehu ohybového momentu M_E :

- V úsekoch prvku, kde platí $M_{cr} \geq M_E$, bude mať prvok ohybovú tuhosť bez trhliny $(EJ)_i$. Hodnota tuhosti $(EJ)_i$ závisí od spôsobu vystuženia prvku betonárskou výstužou.

- V ostatných úsekoch prvku, kde platí $M_E > M_{cr}$, bude mať prvok priemernú ohybovú tuhosť s trhlinou $(EJ)_r$. Hodnota tuhosti $(EJ)_r$ závisí jednak od spôsobu vystuženia prvku betonárskou výstužou, tak i od hodnoty ohybového momentu M_E v jednotlivých prierezoch prvku a od hladiny namáhania prvku tlakovou normálovou silou $(-)N_E$.

Určenie úsekov prvku s trhlinami robíme s charakteristickou kombináciou vonkajšieho zaťaženia $f_k = g_{1k} + g_{2k} + q_k$ (s najväčšími okamžitými účinkami celkového zaťaženia) a s najmenšími konečnými účinkami bezsúdržného predpätia (s uvážením celkových strát predpätia) vyjadreného celkovou predpínacou silou $(-)F_p = -0,9 \sigma_{pm\infty} A_p$. Výsledný priebeh ohybo-

$$(\pm)e_f = \frac{(\pm)M_{Eqp} + (-)F_p (\pm)e_p}{(\pm)N_{Eqp} + (-)F_p} = \frac{(\pm)M_{Eqp} + (\pm)M_{p,tc}}{(\pm)N_{Eqp} + (-)F_p} [m] \quad (15)$$



Obr. 6 Určenie hodnôt tuhostí (EJ) po dĺžke prvku od účinkov kvázistálnej kombinácie zaťaženia a čiastočného bezsúdržného predpätia

Fig. 6 Longwise definition of bending stiffness values (EJ) in member of quasi-permanent load combination and partial prestress of unbonded tendons

vých momentov M_E na určenie úsekov prvku s trhlinami je potom obalovou krivkou momentov od stáleho zaťaženia $g_{1k} + g_{2k}$ pôsobiaceho vo všetkých poliach spojitého prvku, od rôznych zaťažovacích zostáv premenného zaťaženia q_k vystihujúcich najväčšie hodnoty kladných medzipodperových ako aj záporných podperových momentov a od momentových účinkov bezsúdržného predpätia.

Určenie hodnôt ohybových tuhostí (EJ) robíme s kvázistálou kombináciou vonkajšieho zaťaženia $f_{qp} = g_{1k} + g_{2k} + \psi_2 q_k$ (s dlhodobými účinkami stáleho a dlhodobovo pôsobiaceho zaťaženia na obr. 6) a s priemernými účinkami predpätia vyjadreného celkovou predpínacou silou $(-F_p = -0,9 \cdot 1/2 (\sigma_{pmo} + \sigma_{pm\infty}) A_p$.

Priebeh ohybových momentov M_E na určenie hodnôt priemerných ohybových tuhostí (EJ), je obalovou krivkou momentov od kvázistáleho zaťaženia $f_{qp} = g_{1k} + g_{2k} + \psi_2 q_k$ a od momentových účinkov predpätia. Pri výpočte spojitých prvkov ohybové účinky predpätia vystihujú momenty $(\pm)M_{p,tc}$ určené k ťažisku betónového prierezu (napr. od ekvivalentných zaťažení w_{pi} zakrivených bezsúdržných predpínacích jednotiek podľa obr. 6).

Zmena priemerných ohybových tuhostí (EJ)_r po dĺžke prvku sa obyčajne nezohľadňuje. Pri praktické aplikácii tuhostí (EJ)_r na výpočet priehybu spojitých prvkov obyčajne uvažujeme konštantnú hodnotu najmenšej tuhosti (EJ)_{r,min} v oblasti ohybových momentov M_E rovnakého znamienka podľa obr. 6. Takéto riešenie je len mierne na bezpečnej strane vypočítaného priehybu, nakoľko na veľkosť priehybu majú rozhodujúci podiel ohybové tuhosti (EJ)_{r,min} v poliach spojitého prvku (na obr. 6 sú to tuhosti (EJ)_{r,min1} a (EJ)_{r,min3}).

Overenie priehybu prvku

Obmedzenia priehybu prvku môžu byť ovplyvnené rôznymi činiteľmi. V bežných prípadoch za limitný priehyb f_{lim} považujeme hodnotu podielu teoretického rozptatia prvku ℓ_{eff} (16).

$$f_{lim} = \frac{1}{250} \ell_{eff} \quad (16)$$

Túto hodnotu priehybu začína fyziologicky vnímať človek. Väčšie priehyby narúšajú vzhľad konštrukcie a niekedy aj prevádzku v stavebnom objekte. Priehyb overujeme v takomto prípade porov-

Literatúra:

- [1] *Harvan I.*: Medzné stavy vzniku a šířky trhlín podľa EN 1992-1-1 s uplatnením vplyvu normálovej sily v železobetónových prvkoch, časopis Beton TKS 4/2006, str. 52
- [2] *Harvan I.*: Železobetónové nosné sústavy pozemných stavieb, navrhovanie podľa spoločných európskych noriem, Vydavateľstvo STU Bratislava, 2006, 289 s.
- [3] *Harvan I.*: Predpäté konštrukcie pozemných stavieb, navrhovanie podľa spoločných európskych noriem, Vydavateľstvo STU Bratislava, 2006 (v tlači), 264 s.
- [4] Zborník zo školenia Spoločné európske normy pre navrhovanie nosných konštrukcií stavieb, EN 1992-1-1 Navrhovanie betónových konštrukcií, 270 s., Stavebná fakulta STU Bratislava, 2004
- [5] *Bilčík J., Fillo L., Halvoník J.*: Betónové konštrukcie, Navrhovanie podľa EN 1992-1-1, Betoning, s. r. o., Bratislava 2005, 314 s.

naním s vypočítaným priehybom f_{cal} od účinkov kvázistálej kombinácie vonkajšieho zaťaženia a predpätia (prípadne i zmršťovania betónu). Na výpočet priehybu f_{cal} použijeme niektorú z metód stavebnej mechaniky.

V prípade ak konštrukcia podopiera nenosné prvky citlivé na deformácie, kontrolujeme zmenu priehybu, ktorá nastane po ich zabudovaní. Aby sa neprejavili poruchy na nenosných prvkoch, limitný prírastok deformácie Δf_{lim} by v takomto prípade nemal prekročiť hodnotu (17)

$$\Delta f_{lim} = \frac{1}{500} \ell_{eff} \cdot \quad (17)$$

Článok vznikol za podpory výskumného projektu VEGA č. 1/3323/06 Navrhovanie betónových konštrukcií na medzný stav trvanlivosti.

Doc. Ing. Ivan Harvan, PhD.
Stavebná fakulta STU v Bratislave
Kat. betón. konštr. a mostov
Radlinského 11, 813 68 Bratislava
Slovenská republika
tel.: +421 259 274 557
e-mail: harvan@svf.stuba.sk

Investice bez rizika

Allplan All Inclusive jediný CAD se zárukou

Pro Vaši práci nepotřebujete
několik různých systémů
s různým ovládaním
a funkcemi...

...stačí jeden a nyní navíc se
zárukou!

Nákupem balíku Allplan All Inclusive získáte špičkový architektonicko-stavební AEC/CAD/BIM systém se zárukou úspěšného nasazení a garancí vrácení peněz!

Pro více informací
volejte infolinku 225 384 893
nebo pište na info@nemetschek.cz



PROJEKCE

UÝSTAVBA

SPRÁVA

NEMETSCHKE
BUILDING THE FUTURE

Nemetschek s.r.o.
Žerotínova 1133/32, 130 00 Praha 3 - Žižkov
Tel.: 225 384 880, 225 384 893
info@nemetschek.cz, www.nemetschek.cz