

Příklady navrhování železobetonových konstrukcí podle druhé generace Eurokódů

doc. Ing. Petr Bílý, Ph.D.

Autor: doc. Ing. Petr Bílý, Ph.D., Katedra betonových a zděných konstrukcí, Fakulta stavební
ČVUT v Praze

Recenzent: doc. Ing. Jitka Vašková, CSc., Katedra betonových a zděných konstrukcí, Fakulta
stavební ČVUT v Praze

ISBN: 978-80-11-04475-6

3. vydání (9. ledna 2025)

Předmluva

Toto skriptum obsahuje řešené příklady základních typů výpočtů železobetonových konstrukcí podle druhé generace normy ČSN EN 1992-1-1 [1] (Eurokód 2). Pro zachování přehlednosti a srozumitelnosti jsou výpočty prováděny na prvcích s jednoduchým statickým schématem. Řadu dalších hodnotných příkladů lze najít ve sborníku ze školení ke druhé generaci Eurokódů [3].

Skriptum neobsahuje teoretický výklad výpočetních postupů. Předpokládá se, že čtenář chápe základní principy navrhování železobetonových konstrukcí. V případě potřeby může využít dříve vydané publikace jiných autorů. Doporučit lze sérii skript vydaných prof. Ing. Jaroslavem Procházkou, CSc., ovšem s uvážením rozdílů ve výpočetních postupech mezi první a druhou generací Eurokódů. S těmi se lze seznámit ve sborníku [3] nebo přímo v normě [1]. V budoucnu se plánuje vydání teoretického skripta, které bude v souladu s druhou generací Eurokódů [1].

Skriptum neobsahuje příklady výpočtu zatížení, neboť obecné postupy v této oblasti se vydáním druhé generace Eurokódů nemění. Čtenář může v případě potřeby využít starší příkladové skriptum [4]. Ve skriptu jsou ve většině případů vstupní hodnoty do výpočtů dosazovány v kompatibilních jednotkách [N], [mm], [MPa]. Výstupní hodnoty jsou obvykle uváděny v jednotkách [kN], [mm] a [MPa].

Čtenáře je nutno upozornit, že toto skriptum vzniklo před vydáním oficiálního českého překladu normy [1] a zpracováním národní přílohy. Překlad některých odborných termínů z anglického originálu v této publikaci se tedy může v budoucnu lišit od termínů v českém překladu normy a některé národně volitelné parametry mohou být v českém překladu stanoveny odlišně.

Autorem všech příkladů i většiny obrázků je doc. Ing. Petr Bílý, Ph.D. Obrázky v kapitolách 4.6, 7.6.2, 8.4.5 a přílohách P02, P07 a P09 jsou převzaty z normy [1]. Obrázky v kapitole 11.3 a přílohách P04 a P11 jsou převzaty ze skripta [4]. Druhý obrázek v příloze P11 je převzat z normy [5]. Autorem obrázku v kapitole 17.2 je Ing. Martin Típka, Ph.D. Odbornou recenzi textu provedla doc. Ing. Jitka Vašková, CSc.

Autor doufá, že skriptum bude přínosné jak pro studenty Fakulty stavební ČVUT seznamující se s problematikou návrhu železobetonových konstrukcí, tak pro praktické inženýry přecházející na druhou generaci Eurokódů. Přes veškerou snahu je možné, že čtenáři ve skriptu objeví chyby či nejasnosti. V takovém případě je autor žádá, aby jej na nedostatky upozornili na mailové adrese petr.bily@fsv.cvut.cz. V případě aktualizací budou nové verze skripta zveřejňovány na adrese <http://people.fsv.cvut.cz/www/bilypet1/vyuka.htm>

Obsah

Předmluva.....	3
1. Stanovení tloušťky krycí vrstvy výztuže.....	5
2. Kotevní a přesahová délka výztuže.....	7
3. Prostý ohyb – plná deska.....	12
4. Prostý ohyb – trám T-průřezu.....	15
5. Smyk – trám T-průřezu.....	24
6. Smyk – deska se soustředěným namáháním.....	28
7. Kroucení – trám obdélníkového průřezu.....	32
8. Protlačení – lokálně podepřená stropní deska, vyztužení třmínkovými koši.....	42
9. Protlačení – lokálně podepřená stropní deska, vyztužení smykovými trny.....	52
10. Normálová síla a ohybový moment – interakční diagram symetrického průřezu.....	58
11. Normálová síla a ohybový moment – návrh a posouzení štíhlého sloupu.....	64
12. Normálová síla a ohybový moment – vliv ovinutí příčnou výztuží.....	75
13. Omezení napětí – trám obdélníkového průřezu.....	80
14. Omezení šířky trhlin – plná deska – minimální plocha výztuže.....	84
15. Omezení šířky trhlin – plná deska – zjednodušený výpočet.....	88
16. Omezení šířky trhlin – trám obdélníkového průřezu – podrobnější výpočet.....	94
17. Průhyb – plná deska – kontrola pomocí ohybové štíhlosti.....	99
18. Průhyb – trám obdélníkového průřezu – zjednodušený přímý výpočet pro ŽB budovy.....	104
19. Průhyb – plná deska – obecný přímý výpočet.....	110
20. Průhyb – trám obdélníkového průřezu – obecný přímý výpočet.....	118
Literatura.....	126
Přílohy.....	127

1. Stanovení tloušťky krycí vrstvy výztuže

Stanovte tloušťku krycí vrstvy výztuže a účinnou výšku průřezu pro trám obdélníkového průřezu $b \cdot h = 250 \cdot 500$ mm, který je vyztužen podélnou výztuží $\varnothing = 16$ mm a třmínky $\varnothing_{sw} = 8$ mm. Uvažujte beton třídy C40/50, návrhovou životnost konstrukce 100 let, stupeň vlivu prostředí XC1.

Použité přílohy

P01 Stanovení tloušťky krycí vrstvy výztuže

1.1. Tloušťka krycí vrstvy

Minimální tloušťka krytí pro zajištění soudržnosti je rovna profilu výztuže, tj.:

$$c_{\min,b} = \varnothing = 16 \text{ mm}$$

Minimální tloušťka krytí pro zajištění trvanlivosti se stanoví z tabulky v příloze P01 podle třídy konstrukce a podle vlivu prostředí. Výchozí třída pro návrhovou životnost 50 let je S4. Stupeň vlivu prostředí je XC1.

- Návrhová životnost 100 let => zvýšení o 2 třídy => S6
- Pevnostní třída C40/50 \geq C30/37 => snížení o 1 třídu => S5
- Prvek má prutovou geometrii, nejedná se o deskový prvek => třída se nemění, S5
- Nepředpokládá se zvláštní kontrola kvality výroby betonu => třída se nemění, S5
- Pro třídu S5 a stupeň vlivu prostředí XC1: $c_{\min,dur} = 20$ mm
- Přídavky a redukce uvažujeme rovné nule: $\Delta c_{dur,\gamma} = \Delta c_{dur,st} = \Delta c_{dur,add} = 0$

Minimální tloušťka krytí:

$$\begin{aligned} c_{\min} &= \max\left(c_{\min,b}; c_{\min,dur} + \Delta c_{dur,\gamma} - \Delta c_{dur,st} - \Delta c_{dur,add}; 10 \text{ mm}\right) = \\ &= \max(16; 20 + 0; 10) = 20 \text{ mm} \end{aligned}$$

Přídavek na návrhovou odchylku Δc_{dev} – pro běžné podmínky uvažujeme $\Delta c_{dev} = 10$ mm

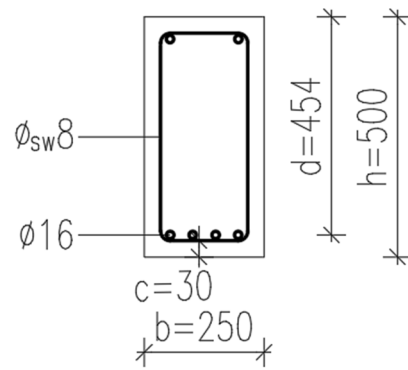
Nominální tloušťka krytí (pro jednoduchost se často značí pouze c)

$$c_{nom} = c_{\min} + \Delta c_{dev} = 20 + 10 = 30 \text{ mm}$$

1.2. Účinná výška průřezu

Krytí musí být zajištěno pro všechny prvky výztuže v průřezu, tj. $c = 30$ mm je krytí třmínků.

$$d = h - c - \varnothing_{sw} - \frac{\varnothing}{2} = 500 - 30 - 8 - \frac{16}{2} = 454 \text{ mm}$$

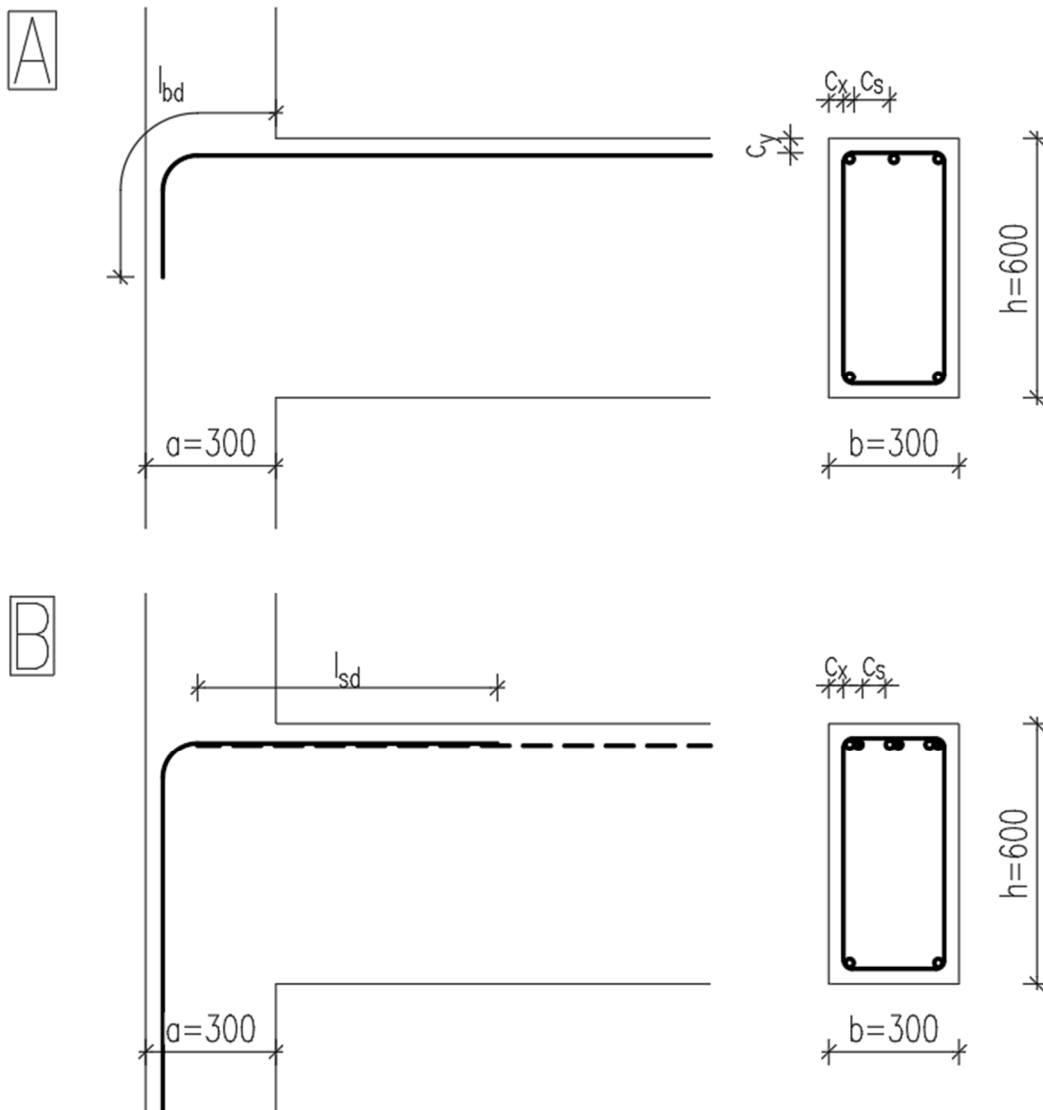


Pozn.: Pro stanovení tloušťky krycí vrstvy z hlediska zajištění trvanlivosti je použit alternativní přístup podle přílohy P normy [1], který v zásadě odpovídá postupu podle první generace ČSN EN 1992-1-1. Základní postup podle kapitoly 6.5.2.2 normy [1], jehož rozbor lze nalézt ve sborníku [3], se v současné době nejeví být vhodný pro praktické použití.

2. Kotevní a přesahová délka výztuže

Pro detail A krajního rámového styčníku stanovte kotevní délku prutů $\varnothing = 20$ mm z oceli B500B s koncovým ohybem. Pruty se nacházejí při horním povrchu trámu výšky $h = 600$ mm a šířky $b = 300$ mm provedeného z betonu C30/37, který je podepřen podporou o šířce $a = 300$ mm. Krytí výztuže je $c = 30$ mm. Profil třmínků je $\varnothing_{sw} = 8$ mm. Staticky nutná plocha výztuže pro přenesení návrhového ohybového momentu byla výpočtem stanovena jako $A_{s,req} = 714 \text{ mm}^2$ a následně byla navržena výztuž $3 \varnothing 20$ ($A_{s,prov} = 942 \text{ mm}^2$).

Pro detail B krajního rámového styčníku stanovte přesahovou délku přímých prutů se stejnými parametry jako v předchozím případě. Předpokládejte stykování prutů v jedné řadě.



Použité přílohy

P02 Kotevní a přesahová délka prutů betonářské výztuže

2.1. Materiály

Beton C30/37

$$f_{ck} = 30 \text{ MPa}$$

Ocel B500B

$$f_{yd} = \frac{f_{yk}}{\gamma_s} = \frac{500}{1,15} = 435 \text{ MPa}$$

2.2. Kotevní délka

2.2.1. Výpočet s využitím tabulky

1) Kontrola splnění podmínek pro použití tabulky:

- Profil výztuže: $20 \text{ mm} < 32 \text{ mm} \Rightarrow$ Splněno
- Nominální hodnota krycí vrstvy pro návrh kotvení:

$$c_s = \frac{b - 2c - 2\varnothing_{sw} - n\varnothing}{n - 1} = \frac{300 - 2 \cdot 30 - 2 \cdot 8 - 3 \cdot 20}{3 - 1} = 82 \text{ mm}$$

$$c_x = c_y = c + \varnothing_{sw} = 30 + 8 = 38 \text{ mm}$$

$$c_d = \min(0,5c_s; c_x; c_y) = \min(0,5 \cdot 82; 38; 38) = 38 \text{ mm}$$

$$c_d = 38 \text{ mm} > 1,5\varnothing = 30 \text{ mm} \Rightarrow \text{Splněno}$$

2) Podmínky jsou splněny, základní hodnotu lze tedy stanovit pomocí tabulky, a to jako:

$$l_{b1} = 46\varnothing = 920 \text{ mm}$$

\varnothing [mm]	Kotevní délka l_{bd}/\varnothing							
	f_{ck}							
	20	25	30	35	40	45	50	60
≤ 12	47	42	38	36	33	31	30	27
14	50	44	41	38	35	33	31	29
16	52	46	42	39	37	35	33	30
20	56	50	46	42	40	37	35	32
25	60	54	49	46	43	40	38	35
28	63	56	51	47	44	42	40	36
32	65	58	53	49	44	44	41	38

3) Podmínky soudržnosti: Jedná se o vodorovné pruty nacházející se více než 300 mm nade dnem bednění \Rightarrow špatné podmínky soudržnosti \Rightarrow základní hodnotu z tabulky je nutno zvýšit součinitelem 1,2:

$$l_{b2} = 1,2l_{b1} = 1104 \text{ mm}$$

4) Tvar prutu: Prut je zakončen ohybem. Za předpokladu, že délka přímé části ohybu bude větší než $10\varnothing = 200 \text{ mm}$ a ohnutí bude provedeno kolem trnu o průměru alespoň $7\varnothing = 140 \text{ mm}$, lze kotevní délku redukovat o $15\varnothing = 300 \text{ mm}$:

$$l_{b3} = l_{b2} - 15\varnothing = 1104 - 300 = 804 \text{ mm}$$

- 5) Návrhová kotevní délka: Jelikož spočtená kotevní délka je větší než minimální hodnota $10\emptyset = 200$ mm, lze ji považovat za návrhovou kotevní délku. Po zaokrouhlení navrhneme:

$$l_{bd} = 810 \text{ mm}$$

2.2.2. Výpočet s využitím obecného vztahu

- 1) V případech, kdy nejsou splněny podmínky pro použití tabulky nebo chceme-li stanovit kotevní délku úsporněji, využijeme obecný vztah:

$$l_{bd} = k_{lb} \cdot k_{cp} \cdot \phi \cdot \left(\frac{\sigma_{sd}}{435} \right)^{n_\sigma} \cdot \left(\frac{25}{f_{ck}} \right)^{\frac{1}{2}} \cdot \left(\frac{\phi}{20} \right)^{\frac{1}{3}} \cdot \left(\frac{1,5\phi}{c_d} \right)^{\frac{1}{2}} \geq 10\phi$$

$$\text{kde poměry jsou omezené } \left(\frac{\phi}{20} \right) \geq 0,6 \text{ a } \left(\frac{25}{f_{ck}} \right) \geq 0,3$$

V našem případě je:

- Součinitel podle návrhové situace: $k_{lb} = 50$ (trvalá návrhová situace)
- Součinitel zohledňující podmínky při betonáži na soudržnost mezi betonem a výztuží: $k_{cp} = 1,2$ (špatné podmínky soudržnosti)
- Exponent: $n_\sigma = 1,5$ (konstanta pro všechny případy)
- Napětí ve výztuži: $\sigma_{sd} = \frac{A_{s,req}}{A_{s,prov}} f_{yd} = \frac{714}{942} \cdot 435 = 0,758 \cdot 435 = 329 \text{ MPa}$

Pozn.: Konzervativně lze vždy uvažovat hodnotu napětí ve výztuži $\sigma_{sd} = f_{yd}$. Takový přístup je bezpečný i s ohledem na možné změny návrhového zatížení v průběhu životnosti konstrukce.

- Nominální hodnota krycí vrstvy pro návrh kotvení: $c_d = 38$ mm (viz 2.2.1 1))

Po dosazení:

$$l_{b1} = 50 \cdot 1,2 \cdot 20 \cdot \left(\frac{329}{435} \right)^{1,5} \cdot \left(\frac{25}{30} \right)^{\frac{1}{2}} \cdot \left(\frac{20}{20} \right)^{\frac{1}{3}} \cdot \left(\frac{1,5 \cdot 20}{38} \right)^{\frac{1}{2}} \geq 10 \cdot 20$$

$$l_{b1} = 50 \cdot 1,2 \cdot 20 \cdot 0,658 \cdot 0,913 \cdot 1,0 \cdot 0,888 \geq 200$$

$$l_{b1} = 32,0 \cdot 20 = 640 \text{ mm} \geq 200 \text{ mm}$$

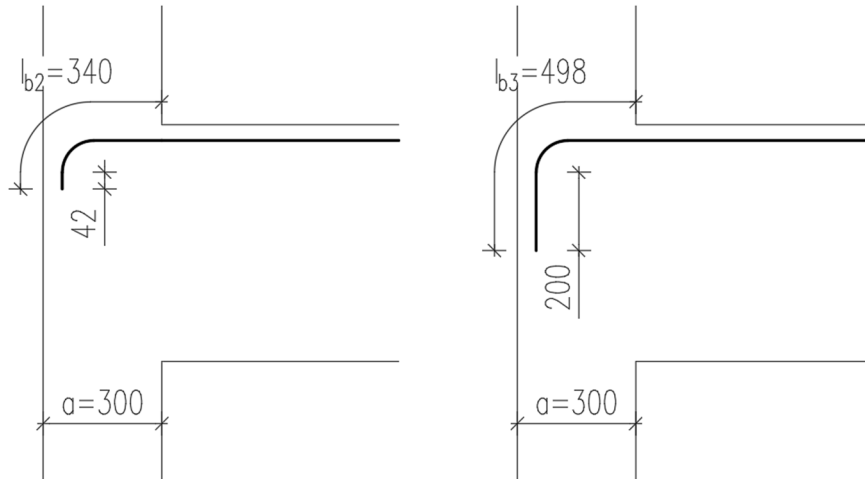
Omezení poměrů $\left(\frac{\phi}{20} \right) = \frac{20}{20} = 1,0 \geq 0,6$ a $\left(\frac{25}{f_{ck}} \right) = \frac{25}{30} = 0,83 \geq 0,3$ je splněno.

- 2) Tvar prutu: Prut je zakončen ohybem. Za předpokladu, že by délka přímé části ohybu byla větší než $10\emptyset = 200$ mm a ohnutí by bylo provedeno kolem trnu o průměru alespoň $7\emptyset = 140$ mm, bylo by možno kotevní délku redukovat o $15\emptyset = 300$ mm:

$$l_{b2} = l_{b1} - 15\emptyset = 640 - 300 = 340 \text{ mm}$$

Předpoklad však není splněn – pro kotevní délku 340 mm by délka přímé části ohybu byla pouze 42 mm. Kotevní délku proto musíme prodloužit tak, aby byla splněna minimální délka přímé části ohybu:

$$l_{b3} = 498 \text{ mm (z geometrie)}$$



- 3) Návrhová kotevní délka: Jelikož spočtená kotevní délka je větší než minimální hodnota $10\varnothing = 200 \text{ mm}$, lze ji považovat za návrhovou kotevní délku. Po zaokrouhlení navrhneme:

$$l_{bd} = 500 \text{ mm}$$

Pozn.: Je patrné, že s využitím obecného vztahu lze dosáhnout významné redukce kotevní délky oproti tabulkovému výpočtu. Jelikož pro ověření použitelnosti tabulkového výpočtu je nutno stanovit hodnotu c_d , což je nejpracnější bod celého výpočtu kotevní délky, lze pro prutové prvky doporučit preferenci obecného vztahu nad tabulkovým výpočtem. Menší pracnost tabulkového výpočtu lze naopak s výhodou využít u deskových prvků, u kterých je bez nutnosti početního ověření zřejmé, že je splněna podmínka $c_d \geq 1,5\varnothing$.

2.3. Přesahová délka

2.3.1. Výpočet s využitím tabulky

- 1) Kontrola splnění podmínek pro použití tabulky pro výpočet kotevní délky:

- Profil výztuže: $20 \text{ mm} < 32 \text{ mm} \Rightarrow$ Splněno
- Nominální hodnota krycí vrstvy pro návrh kotvení:

$$c_s = \frac{b - 2c - 2\varnothing_{sw} - n\varnothing}{\frac{n}{2} - 1} = \frac{300 - 2 \cdot 30 - 2 \cdot 8 - 6 \cdot 20}{\frac{6}{2} - 1} = 52 \text{ mm}$$

$$c_x = c_y = c + \varnothing_{sw} = 30 + 8 = 38 \text{ mm}$$

$$c_d = \min(0,5c_s; c_x; c_y) = \min(0,5 \cdot 52; 38; 38) = 26 \text{ mm}$$

$$c_d = 26 \text{ mm} < 1,5\varnothing = 30 \text{ mm} \Rightarrow \text{Nesplněno}$$

- 2) Podmínky nejsou splněny, pro výpočet kotevní délky je tedy nutno použít obecný vztah. V opačném případě by bylo pro stanovení návrhové přesahové délky l_{sd} dostačující přenásobit hodnotu kotevní délky l_{bd} součinitelem $k_{ls} = 1,2$.

2.3.2. Výpočet s využitím obecného vztahu

- 1) Jelikož se změnila hodnota c_d , nelze pro výpočet přesahové délky použít základní hodnotu kotevní délky spočtenou pomocí obecného vztahu v kapitole 2.2.2. Jelikož se však zároveň nezměnily žádné jiné vstupy obecného vztahu, stačí původní stanovenou základní hodnotu l_{b1} přenásobit odmocninou z poměru původní a nové hodnoty c_d :

$$l_{b1} = 640 \cdot \sqrt{\frac{38}{26}} = 774 \text{ mm}$$

- 2) Tvar prutu: Pruty jsou stykovány přímými segmenty. Neprovádíme tedy redukci kotevní délky vzhledem k tvaru prutu. Stanovenou kotevní délku lze považovat za návrhovou kotevní délku:

$$l_{bd} = l_{b1} = 774 \text{ mm}$$

- 3) Návrhová přesahová délka l_{sd} se stanoví jako (součinitel přesahové délky je $k_{ls} = 1,2$):

$$l_{sd} = k_{ls} \cdot l_{bd} \geq 15\phi$$

$$l_{sd} = 1,2 \cdot 774 = 929 \text{ mm} \geq 300 \text{ mm}$$

$$l_{sd} = 930 \text{ mm}$$

Pozn.: V zadání je záměrně specifikováno, že má dojít ke stykování prutů v jedné řadě, aby se ukázal postup výpočtu hodnoty c_s pro tento případ. Při stykování prutů ve dvou řadách (pod sebou, např. při stykování prutů ve sloupu s krepováním) by hodnota c_s odpovídala hodnotě stanovené při výpočtu kotevní délky pro detail A.

Ocel B500B

$$f_{yd} = \frac{f_{yk}}{\gamma_s} = \frac{500}{1,15} = 435 \text{ MPa}$$

$$\varepsilon_{yd} = \frac{f_{yd}}{E_s} = \frac{435}{200000} = 0,002175$$

$$\xi_{bal,1} = \frac{\varepsilon_{cu}}{\varepsilon_{cu} + \varepsilon_{yd}} = \frac{0,0035}{0,0035 + 0,002175} = 0,617$$

3.2. Návrh ohybové výztuže

Účinná tloušťka desky:

$$d = h - c - \frac{\varnothing}{2} = 200 - 25 - \frac{12}{2} = 169 \text{ mm}$$

Návrh pomocí zjednodušeného odhadu ramene vnitřních sil $z = 0,9d$:

$$a_{s,req} = \frac{m_{Ed}}{0,9df_{yd}} = \frac{40 \cdot 10^6}{0,9 \cdot 169 \cdot 435} = 605 \text{ mm}^2/\text{m}$$

Návrh pomocí momentového a rozměrových koeficientů (příloha P04):

$$\mu = \frac{m_{Ed}}{bd^2 f_{cd}} = \frac{40 \cdot 10^6}{1000 \cdot 169^2 \cdot 20} = 0,070 \rightarrow \zeta = 0,964$$

$$a_{s,req} = \frac{m_{Ed}}{\zeta df_{yd}} = \frac{40 \cdot 10^6}{0,964 \cdot 169 \cdot 435} = 565 \text{ mm}^2/\text{m}$$

Návrh přímým výpočtem:

$$a_{s,req} = \frac{bdf_{cd}}{f_{yd}} \left(1 - \sqrt{1 - \frac{2m_{Ed}}{bd^2 f_{cd}}} \right) = \frac{1000 \cdot 169 \cdot 20}{435} \left(1 - \sqrt{1 - \frac{2 \cdot 40 \cdot 10^6}{1000 \cdot 169^2 \cdot 20}} \right) = 565 \text{ mm}^2/\text{m}$$

NÁVRH: Ø12 / 150 mm ($a_{s,prov} = 754 \text{ mm}^2/\text{m}$)

Pozn.: Pro návrh lze použít kterýkoliv ze tří uvedených postupů. První postup je nejrychlejší a pro stropní desky obvykle dostačující. Druhý postup je přesnější než první a přehlednější než třetí. Třetí postup je nejvhodnější pro automatizaci návrhu pomocí počítače. Výběr je otázkou preference autora výpočtu. Podstatné je, že musí v dalším kroku vyhovět posudek prvku.

3.3. Posouzení

Účinná tloušťka desky $d = 169 \text{ mm}$ se nemění, neboť byl zachován předpokládaný profil výztuže 12 mm (při změně profilu je nutno d přepočítat).

$$x = \frac{a_{s,prov} f_{yd}}{0,8b f_{cd}} = \frac{754 \cdot 435}{0,8 \cdot 1000 \cdot 20} = 20,5 \text{ mm}$$

$$m_{Rd} = a_{s,prov} f_{yd} z = a_{s,prov} f_{yd} (d - 0,4x) = 754 \cdot 435 \cdot (169 - 0,4 \cdot 20,5) = 52,7 \text{ kNm/m}$$

$$m_{Rd} = 52,7 \text{ kNm/m} > m_{Ed} = 40 \text{ kNm/m}$$

NÁVRH VYHOVUJE

3.4. Kontrola vyztužení

$$\xi = \frac{x}{d} = \frac{20,5}{169} = 0,121 < \xi_{bal,1} = 0,617$$

→ Výztuž je při dosažení MSÚ za mezí kluzu

$$m_{cr} = \frac{1}{6}bh^2f_{ctm} = \frac{1}{6} \cdot 1000 \cdot 200^2 \cdot 2,9 = 19,3 \text{ kNm/m} < m_{Rd} = 52,7 \text{ kNm/m}$$

→ Splněna podmínka pro minimální plochu podélné výztuže v tažené části ohýbaného průřezu
 $s = 150 \text{ mm} < s_{slab,max} = \min(3h; 400 \text{ mm}) = \min(3 \cdot 200; 400) = 400 \text{ mm}$

→ Splněna podmínka pro maximální rozteč prutů v taženém betonu

Pozn: Z hlediska maximální rozteče prutů lze pro nosnou výztuž desky v oblastech maximálních momentů doporučit i kontrolu přísnějšího omezení $s_{slab,max} = \min(2h; 250 \text{ mm})$ uvedeného v první generaci Eurokódu 2 .

3.5. Rozdělovací výztuž

Jelikož se jedná o jednosměrně pnutou desku, kde výztuž v kolmém směru není navržena na příslušný ohybový moment, je třeba navrhnout rozdělovací výztuž desky.

$$a_{s,rv} \geq 0,2a_{s,req} = 0,2 \cdot 605 = 121 \text{ mm}^2/\text{m}$$

NÁVRH: Ø6 / 200 mm ($a_{s,rv} = 141 \text{ mm}^2/\text{m}$)

$$s = 200 \text{ mm} < s_{slab,max} = \min(3h; 400 \text{ mm}) = \min(3 \cdot 200; 400) = 400 \text{ mm}$$

→ Splněna podmínka pro maximální rozteč prutů v taženém betonu

NÁVRH VYHOVUJE VČETNĚ KONSTRUKČNÍCH ZÁSAD

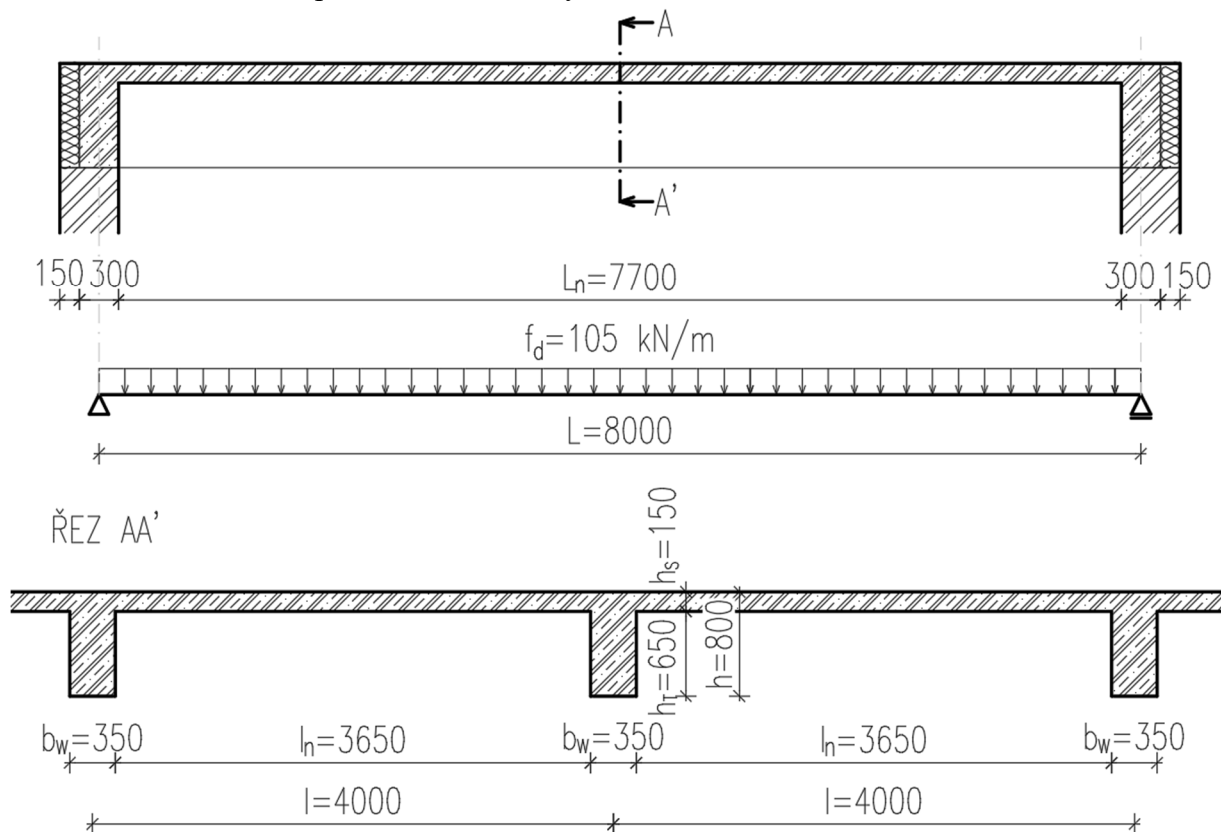
4. Prostý ohyb – trám T-průřezu

Navrhněte ohybovou výztuž uprostřed rozpětí monolitického trámu T-průřezu. Trám působí jako prostý nosník o účinném rozpětí $L = 8000$ mm. Osová vzdálenost trámů je $l = 4000$ mm. Výška trámu je $h = 800$ mm, šířka je $b_w = 350$ mm, tloušťka stropní desky je $h_s = 150$ mm. Celkové návrhové liniové zatížení trámu je $f_d = 105$ kN/m. Tloušťka betonové krycí vrstvy byla stanovena hodnotou $c = 30$ mm. Pro návrh uvažujte podélnou výztuž $\varnothing = 20$ mm a třmínky $\varnothing_{sw} = 8$ mm.

Dále proveďte návrh příčné výztuže desky a proveďte rozdělení ohybové výztuže po délce trámu.

Uvažujte beton pevnostní třídy C45/55 s největší hodnotou největšího rozměru síta hrubého kameniva $D_{upper} = 22$ mm, třídy vývoje pevnosti CR, ocel B500B. Referenční stáří betonu, pro které je specifikována třída pevnosti, je $t_{ref} = 28$ dní. Očekává se výskyt návrhového zatížení na konstrukci již za dva měsíce od betonáže.

Pro návrh uvažujte obdélníkové rozdělení napětí v tlačené části průřezu v mezním stavu únosnosti a neomezené přetvoření tahové výztuže.



Použité přílohy

- P02 Kotevní a přesahová délka prutů betonářské výztuže
- P03 Stanovení návrhové pevnosti betonu v tlaku
- P04 Návrh obdélníkového průřezu namáhaného ohybem
- P05 Konstrukční zásady pro výztuž plných desek
- P06 Konstrukční zásady pro výztuž nosníků

4.1. Materiály

Beton C45/55

$$f_{cd} = \eta_{cc} k_{tc} \frac{f_{ck}}{\gamma_c} = 0,96 \cdot 0,85 \cdot \frac{45}{1,5} = 24,5 \text{ MPa}$$

$$\eta_{cc} = \left(\frac{f_{ck,ref}}{f_{ck}} \right)^{1/3} = \left(\frac{40}{45} \right)^{1/3} = 0,96 < 1,0 \rightarrow \text{uplatní se spočtená hodnota}$$

$k_{tc} = 0,85$, jelikož je použit beton třídy vývoje pevnosti CR, $t_{ref} \leq 28$ dní a současně se očekává výskyt návrhového zatížení na konstrukci v době kratší než tři měsíce od betonáže

$$f_{ctm} = 3,8 \text{ MPa} = f_{ct,eff}$$

Ocel B500B

$$f_{yd} = \frac{f_{yk}}{\gamma_s} = \frac{500}{1,15} = 435 \text{ MPa}$$

$$\varepsilon_{yd} = \frac{f_{yd}}{E_s} = \frac{435}{200000} = 0,002175$$

$$\xi_{bal,1} = \frac{\varepsilon_{cu}}{\varepsilon_{cu} + \varepsilon_{yd}} = \frac{0,0035}{0,0035 + 0,002175} = 0,617$$

4.2. Návrh ohybové výztuže

Účinná výška trámu:

$$d = h - c - \varnothing_{sw} - \frac{\varnothing}{2} = 800 - 30 - 8 - \frac{20}{2} = 752 \text{ mm}$$

Spolupůsobící šířka desky:

$$b_{eff,i} = \min(0,2b_i + 0,1l_{0b}; 0,2l_{0b}; b_i)$$

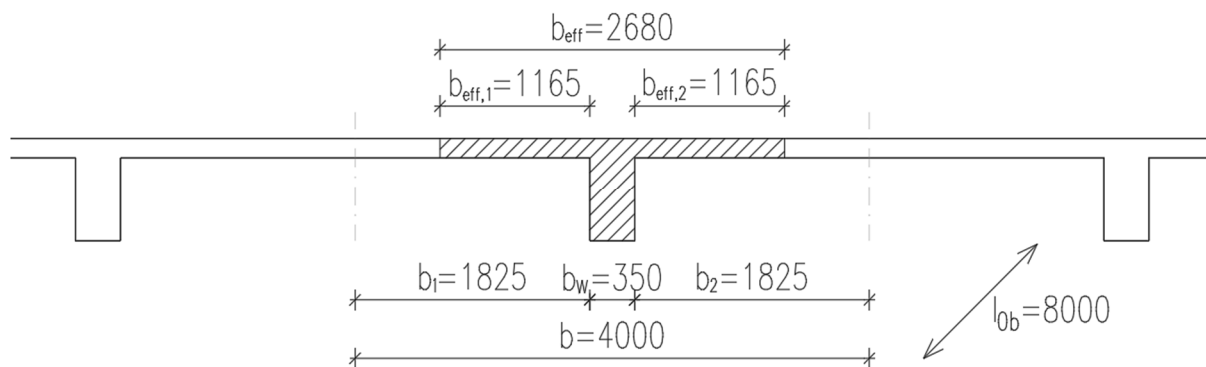
$$b_{eff,1} = b_{eff,2} = \min(0,2 \cdot 1825 + 0,1 \cdot 8000; 0,2 \cdot 8000; 1825) = \min(1165; 1600; 1825) = 1165 \text{ mm}$$

$$b_{eff} = b_{eff,1} + b_{eff,2} + b_w \leq b$$

$$b_{eff} = 1165 + 1165 + 350 \leq 4000$$

$$b_{eff} = 2680 \text{ mm}$$

l_{0b} je předpokládaná vzdálenost míst nulových momentů na trámu, $l_{0b} = k \cdot L$ ($k = 1,0$ pro prostý nosník, $k = 0,85$ pro krajní pole spojitého nosníku, $k = 0,7$ pro vnitřní pole spojitého nosníku). V našem případě pro prostý nosník $l_{0b} = 1,0 \cdot 8000 = 8000 \text{ mm}$.



Potřebná plocha výztuže:

$$M_{Ed} = \frac{1}{8} f_d L^2 = \frac{1}{8} \cdot 105 \cdot 8^2 = 840 \text{ kNm}$$

$$\mu = \frac{M_{Ed}}{b_{eff} d^2 f_{cd}} = \frac{840 \cdot 10^6}{2680 \cdot 752^2 \cdot 24,5} = 0,023 \rightarrow \zeta = 0,988$$

$$A_{s,req} = \frac{M_{Ed}}{\zeta d f_{yd}} = \frac{840 \cdot 10^6}{0,988 \cdot 752 \cdot 435} = 2599 \text{ mm}^2$$

NÁVRH: 2 řady x 5 Ø20 ($A_{s,prov} = 3140 \text{ mm}^2$), osová vzdálenost řad $a = 70 \text{ mm}$

4.3. Posouzení

Účinná výška trámu d se změní, neboť jsme navrhli výztuž ve dvou řadách. Účinnou výšku stanovíme k těžišti navržené výztuže (a je osová, nikoliv světlá vzdálenost řad výztuže):

$$d = h - c - \varnothing_{sw} - \frac{\varnothing}{2} - \frac{a}{2} = 800 - 30 - 8 - \frac{20}{2} - \frac{70}{2} = 717 \text{ mm}$$

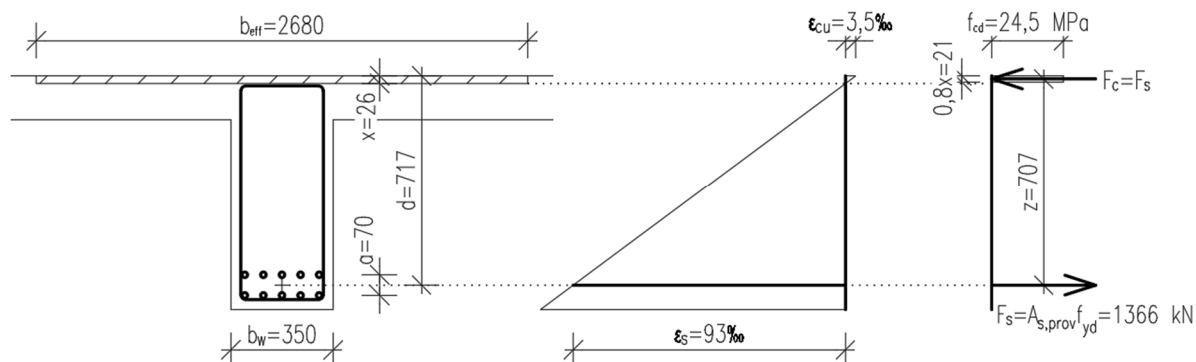
Vlastní posouzení (předpokládáme, že výztuž v obou řadách výztuže je za mezí kluzu):

$$x = \frac{A_{s,prov} f_{yd}}{0,8 b_{eff} f_{cd}} = \frac{3140 \cdot 435}{0,8 \cdot 2680 \cdot 24,5} = 26,0 \text{ mm}$$

$$M_{Rd} = A_{s,prov} f_{yd} z = A_{s,prov} f_{yd} (d - 0,4x) = 3140 \cdot 435 \cdot (717 - 0,4 \cdot 26,0) = 965,1 \text{ kNm}$$

$$M_{Rd} = 965,1 \text{ kNm} > M_{Ed} = 840 \text{ kNm}$$

NÁVRH VYHOVUJE



4.4. Kontrola vyztužení

$$\xi = \frac{x}{d} = \frac{26,0}{717} = 0,036 < \xi_{bal,1} = 0,617$$

→ Vyztuž je při dosažení MSÚ za mezí kluzu

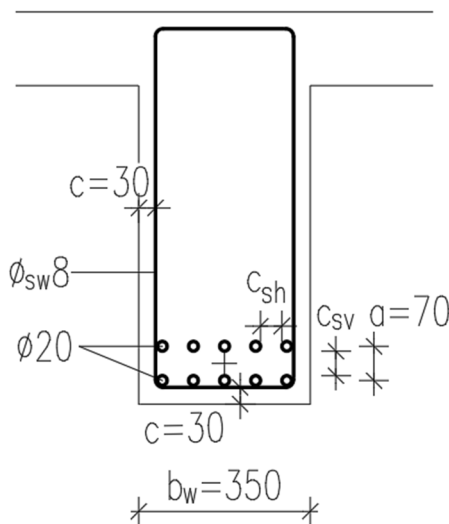
Pozn.: Zcela správně bychom měli podmínku zkontrolovat zvlášť pro každou vrstvu vyztuže. S ohledem na velkou rezervu je však zřejmé, že obě vrstvy vyztuže podmínku splní a napětí v nich při dosažení MSÚ bude dosahovat meze kluzu (viz předchozí schéma).

$$M_{cr} = \frac{1}{6} b_w h^2 f_{ctm} = \frac{1}{6} \cdot 350 \cdot 800^2 \cdot 3,8 = 141,9 \text{ kNm/m} < M_{Rd} = 965,1 \text{ kNm/m}$$

→ Splněna podmínka pro minimální plochu podélné vyztuže v tažené části průřezu

$$c_s = 43,5 \text{ mm} > c_{s,min} = \max(\emptyset; D_{upper} + 5 \text{ mm}; 20 \text{ mm}) = \max(20; 22 + 5; 20) = 27 \text{ mm}$$

→ Splněna podmínka pro světlou vzdálenost mezi pruty podélné vyztuže



$$c_{sv} = a - 2 \cdot \frac{\emptyset}{2} = 70 - 2 \cdot \frac{20}{2} = 50 \text{ mm}$$

$$c_{sh} = \frac{b_w - 2c - 2\emptyset_{sw} - n\emptyset}{n-1} = \frac{350 - 2 \cdot 30 - 2 \cdot 8 - 5 \cdot 20}{5-1} = 43,5 \text{ mm}$$

$$c_s = \min(c_{sv}; c_{sh}) = 43,5 \text{ mm}$$

4.5. Vyztuž pro omezení šířky trhlin v MSP

Trámy se světlou výškou vyšší nebo rovnou 600 mm, ve kterých je hlavní tahová vyztuž soustředěna u spodního povrchu, mají být vyztuženy přidavnou podélnou vyztuží podle vztahu uvedeného níže, aby se omezila šířka trhlin na bočních stranách průřezu. Tato vyztuž by měla být rozmístěna rovnoměrně mezi polohou hlavní tahové vyztuže a neutrální osou, přičemž rozteč prutů by neměla přesahovat 300 mm.

$$A_{s,web} = 0,2 \frac{f_{ct,eff}}{f_{yk}} b_w (d - x - a_1) = 0,2 \cdot \frac{3,8}{435} \cdot 350 \cdot (717 - 26,0 - 150) = 331 \text{ mm}^2$$

Pozn.: $a_1 = 150 \text{ mm}$ je konstanta uvedená v normě. Shodnost s tloušťkou desky je čistě náhodná.

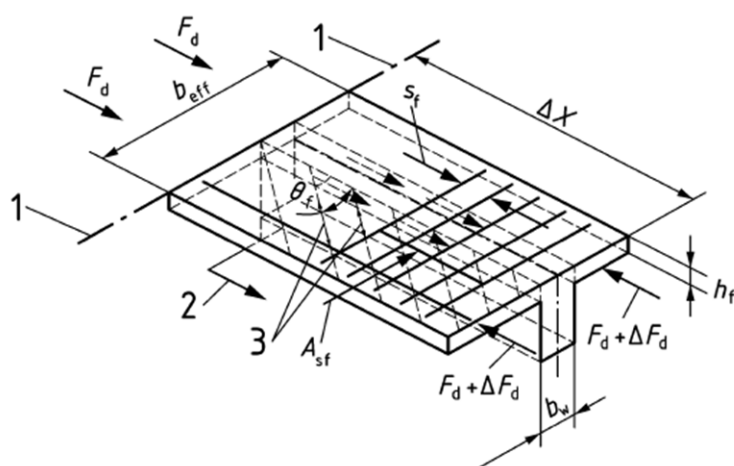
NÁVRH: 2 řady x 2 Ø12 ($A_{s,prov} = 452 \text{ mm}^2$), polohy viz schéma na konci kapitoly 4.5

NÁVRH VYHOVUJE VČETNĚ KONSTRUKČNÍCH ZÁSAD

4.6. Příčná výztuž desky

Minimální plocha příčné výztuže desky (pásnice T-průřezu, kde může dojít ke vzniku tahového namáhání v příčném směru) má být navržena na přenesení napětí τ_{Ed} na styku jedné strany pásnice a stojiny. Napětí τ_{Ed} vyjadřuje změnu normálové síly v uvažované části pásnice.

$$\tau_{Ed} = \frac{\Delta F_d}{h_f \Delta x}$$



- 1 Průsečík s tlakovou diagonálou
- 2 Prut kotvený za průsečík s tlakovou diagonálou
- 3 Tlakové diagonály

Tento obrázek není dílem autora. Je převzat z normy [1].

ΔF_d je změna normálové síly v pásnici na délce Δx (zde síla na mezi únosnosti v průřezu s maximálním momentem minus nulová síla v průřezu s nulovým momentem), h_f je výška pásnice, Δx je polovina vzdálenosti mezi průřezem s nulovým momentem a průřezem s maximálním momentem. V našem případě:

$$\Delta F_d = b_{eff,1} \cdot 0,8x f_{cd} - 0 = 1165 \cdot 0,8 \cdot 26,0 \cdot 24,5 = 593,7 \text{ kN}$$

$$h_f = h_s = 150 \text{ mm}$$

$$\Delta x = \frac{1}{2} \cdot \frac{L}{2} = \frac{1}{2} \cdot \frac{8000}{2} = 2000 \text{ mm}$$

$$\tau_{Ed} = \frac{\Delta F_d}{h_f \Delta x} = \frac{593700}{150 \cdot 2000} = 1,98 \text{ MPa}$$

V případě, že je splněna následující podmínka, je možno ustoupit od dalšího posouzení smyku mezi stojinou a pásnicí, jelikož bude bezpečně postačovat výztuž navržená v desce na příčný ohyb:

$$\tau_{Ed} \leq \frac{A_{st,min}}{s_f h_f} \cdot f_{yd}$$

$A_{st,min}$ je minimální plocha tahové výztuže v desce ve směru kolmo na trám, která je požadována pro splnění podmínky $m_{R,min}(n_{Ed,min}) \geq m_{cr}(n_{Ed,min})$, s_f je rozteč prutů výztuže v desce. Výpočet provedeme pro jednotkovou šířku desky $b_s = 1000 \text{ mm}$. Moment na mezi vzniku trhlin v desce:

$$m_{cr} = \frac{1}{6} b_s h_f^2 f_{ctm} = \frac{1}{6} \cdot 1000 \cdot 150^2 \cdot 3,8 = 14,25 \text{ kNm/m}$$

Potřebná minimální plocha tahové výztuže v desce (volíme profil tahové výztuže desky $\emptyset = 10$ mm a pro jednoduchost předpokládáme stejnou třídu betonu a krytí výztuže a jako u trámu):

$$d = h_s - c - \frac{\emptyset}{2} = 150 - 30 - \frac{10}{2} = 115 \text{ mm}$$

$$\mu = \frac{m_{cr}}{bd^2 f_{cd}} = \frac{14,25 \cdot 10^6}{1000 \cdot 115^2 \cdot 24,5} = 0,044 \rightarrow \zeta = 0,977$$

$$a_{st,min} = \frac{m_{cr}}{\zeta d f_{yd}} = \frac{14,25 \cdot 10^6}{0,977 \cdot 115 \cdot 435} = 292 \text{ mm}^2/\text{m}$$

Při použití $\emptyset 10$ dostáváme $A_{st,min} = \pi \cdot 5^2 = 78,5 \text{ mm}^2$ a $s_f = A_{st,min}/a_{st,min} = 78,5/292 = 269 \text{ mm}$.

$$\tau_{Ed} = 1,98 \text{ MPa} \not\leq \frac{78,5}{269 \cdot 150} \cdot 435 = 0,846 \text{ MPa}$$

Podmínka není splněna, je tedy nutno navrhnout výztuž v desce na smyk mezi stojinou a pásnicí T-průřezu. Pásnice se považuje za soustavu tlakových diagonál kombinovaných s táhly tvořenými tahovou betonářskou výztuží (viz schéma v úvodu této kapitoly). Sklon tlakových diagonál budeme bezpečně předpokládat jako $\cot \theta_f = 1,0$. Příčná tahová výztuž v desce se pak navrhne z předpokladu:

$$\tau_{Ed} \leq \frac{A_{sf}}{s_f h_f} \cdot f_{yd} \cdot \cot \theta_f$$

Ve vztahu jsou dvě neznámé A_{sf} a s_f . Zachováme volbu profilu výztuže $\emptyset 10$ ($A_{s1} = 78,5 \text{ mm}^2$) a budeme předpokládat, že v desce se bude nacházet stejná výztuž při horním i spodním povrchu (tj. $A_{sf} = 2A_{s1}$). Poté dostaneme potřebné rozteče příčné výztuže v desce:

$$s_f \leq \frac{A_{sf}}{\tau_{Ed} h_f} \cdot f_{yd} \cdot \cot \theta_f = \frac{2 \cdot 78,5}{1,98 \cdot 150} \cdot 435 \cdot 1,0 = 229,9 \text{ mm}$$

NÁVRH: $\emptyset 10/200$ ($a_{sf} = 393 \text{ mm}^2/\text{m}$) u každého povrchu, viz schema na konci kapitoly

Aby bylo zároveň vyloučeno drcení tlakových diagonál, musí být splněna následující podmínka (součinitel redukující tlakovou pevnost lze uvažovat jako $v = 0,5$):

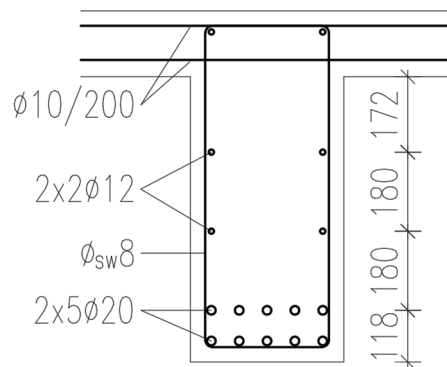
$$\sigma_{cd} = \tau_{Ed} (\cot \theta_f + \tan \theta_f) \leq v f_{cd}$$

$$\sigma_{cd} = 1,98 \cdot (1+1) = 3,96 \text{ MPa} \leq 0,5 \cdot 24,5 = 12,3 \text{ MPa}$$

Podmínka je splněna, k drcení tlakových diagonál nedojde.

Konečné vyztužení desky by bylo upraveno s přihlédnutím k výztuži navržené na příčný ohyb v desce (tento výpočet není součástí příkladu, byl by obdobný jako v příkladu 3). Plocha výztuže u dolního povrchu by byla $a_{sf} = 393 \text{ mm}^2/\text{m}$. Plocha výztuže u horního povrchu by byla navržena jako větší z hodnot $a_{sf} = 393 \text{ mm}^2/\text{m}$ a $a_{s,prov}$ navržené na příčný ohyb.

Schéma vyztužení průřezu uprostřed rozpětí:



NÁVRH PŘÍČNÉ VÝZTUŽE DESKY VYHOVUJE

4.7. Rozdělení ohybové výztuže trámu

Posun momentové obálky vlivem smyku:

$$z = d - 0,4x = 717 - 0,4 \cdot 26,0 = 707 \text{ mm}$$

$$\cot \theta = 1,5 \text{ (vysvětlení viz kapitola 5.2)}$$

$$a_l = \frac{z}{2} \cot \theta = \frac{707}{2} \cdot 1,5 = 530 \text{ mm}$$

Kotevní délka pro přímý prut Ø20 mm u spodního povrchu (dobré podmínky soudržnosti):

- Výpočet pomocí tabulky:

$$c_s = \min(c_{sv}; c_{sh}) = \min(50; 43,5) = 43,5 \text{ mm}$$

$$c_x = c_y = c + \varnothing_{sw} = 30 + 8 = 38 \text{ mm}$$

$$c_d = \min(0,5c_s; c_x; c_y) = \min(0,5 \cdot 43,5; 38; 38) = 21,8 \text{ mm}$$

$$c_d = 21,8 \text{ mm} < 1,5\varnothing = 30 \text{ mm} \Rightarrow \text{Nesplněno} \Rightarrow \text{Nelze použít tabulku}$$

- Výpočet pomocí obecného vztahu – přímý prut, bezpečně předpokládáme pro všechny pruty $\sigma_{sd} = f_{yd}$, uvažujeme $k_{cp} = 1,0$ (dobré podmínky soudržnosti):

$$l_{bd} = k_{lb} \cdot k_{cp} \cdot \phi \cdot \left(\frac{\sigma_{sd}}{435}\right)^{n_\sigma} \cdot \left(\frac{25}{f_{ck}}\right)^{\frac{1}{2}} \cdot \left(\frac{\phi}{20}\right)^{\frac{1}{3}} \cdot \left(\frac{1,5\phi}{c_d}\right)^{\frac{1}{2}} \geq 10\phi$$

$$l_{bd} = 50 \cdot 1,0 \cdot 20 \cdot \left(\frac{435}{435}\right)^{1,5} \cdot \left(\frac{25}{45}\right)^{\frac{1}{2}} \cdot \left(\frac{20}{20}\right)^{\frac{1}{3}} \cdot \left(\frac{1,5 \cdot 20}{21,8}\right)^{\frac{1}{2}} \geq 10 \cdot 20$$

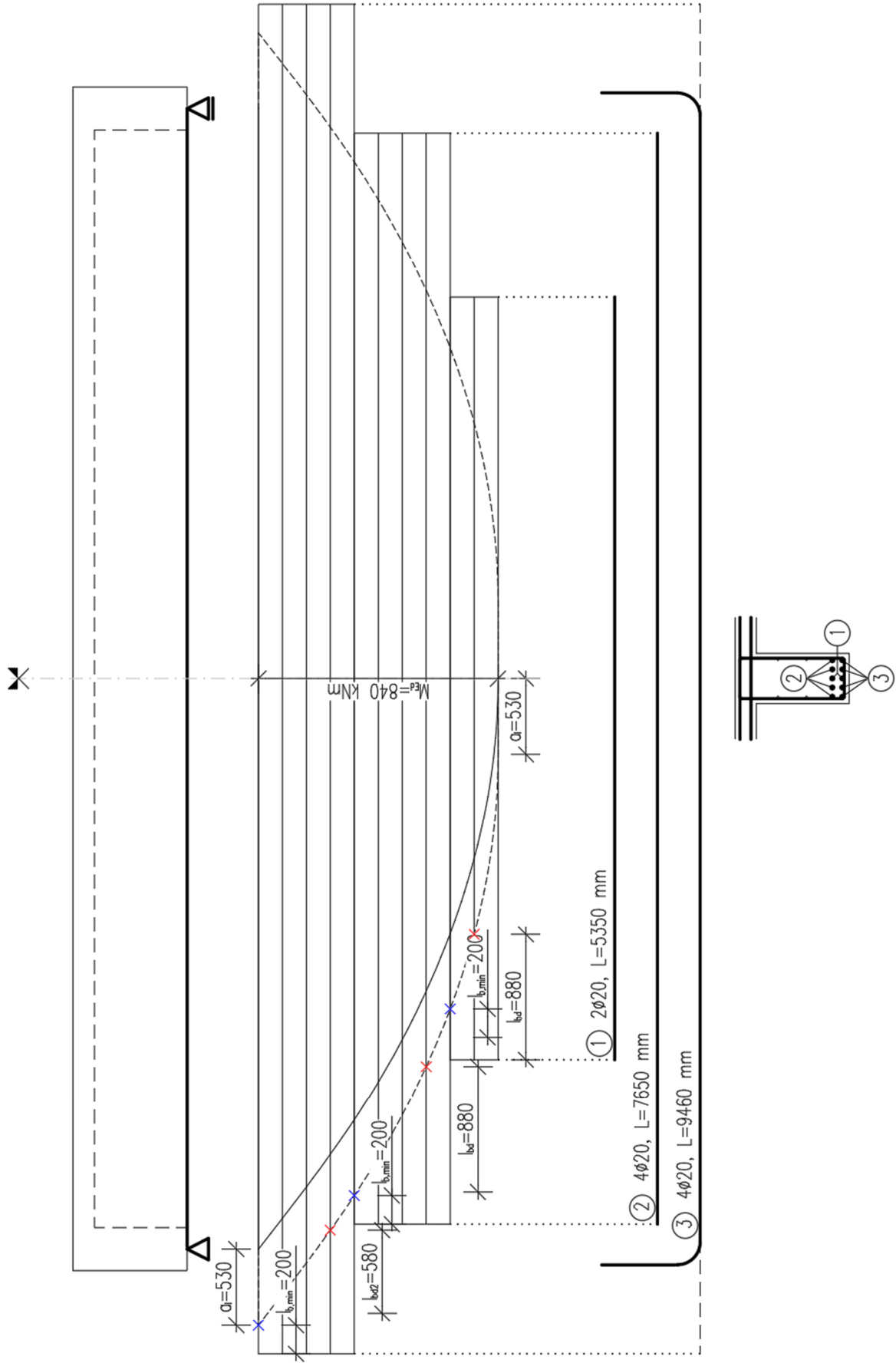
$$l_{bd} = 880 \text{ mm} \geq 200 \text{ mm}$$

- Kotvení pro pruty s koncovým ohybem délky alespoň $10\varnothing = 200 \text{ mm}$ provedeným kolem trnu o průměru min. $7\varnothing = 140 \text{ mm}$ lze redukovat o $15\varnothing = 300 \text{ mm}$:

$$l_{bd2} = l_{bd} - 15\varnothing = 580 \text{ mm}$$

Schéma rozdělení ohybové výztuže trámu:

- Délky prutů stanovíme graficky z průběhu posunuté momentové křivky
- Pro jednoduchost provádění rozdělíme 10 prutů do tří skupin – 4 + 4 + 2 pruty
- Od místa plného využití **X** je nutno každou skupinu prutů zakotvit na návrhovou kotevní délku l_{bd} nebo l_{bd2}
- Od konce základní délky **X** musí být pruty zakotveny na minimální kotevní délku $l_{b,min} = 10\varnothing = 200 \text{ mm}$
- Rozhoduje ta kotevní délka, která sahá dále
- Schéma viz následující strana



5. Smyk – trám T-průřezu

Navrhněte smykovou výztuž trámu T-průřezu z příkladu 4.

Použité přílohy

P06 Konstrukční zásady pro výztuž nosníků

5.1. Materiály

Viz kapitola 4.1. Smyková výztuž je z oceli B500B, takže $f_{ywd} = f_{yd} = 435$ MPa.

5.2. Vnitřní síly

Průběh posouvající síly na prostém nosníku o rozpětí 8000 mm zatíženém rovnoměrným spojitým zatížením $f_d = 105$ kN/m je uveden na následujícím schématu.

Jelikož je prvek zatížen rovnoměrným zatížením, nevyskytují se v něm diskontinuity smykové síly V_{Ed} a je přímo podepřený, můžeme pro návrh smykové výztuže v oblasti podpory uvažovat redukovanou smykovou sílu ve vzdálenosti $\Delta l = z \cdot \cot \theta$ za lícem přímé podpory. Šířka podpory je $b_{sup} = 300$ mm. Pro posouzení napětí v tlakové diagonále budeme uvažovat smykovou sílu v teoretické podpoře. Pro přímou podporu bychom mohli tuto sílu redukovat na hodnotu v líci podpory, což ale vzhledem k malé šířce podpory nemá praktický význam.

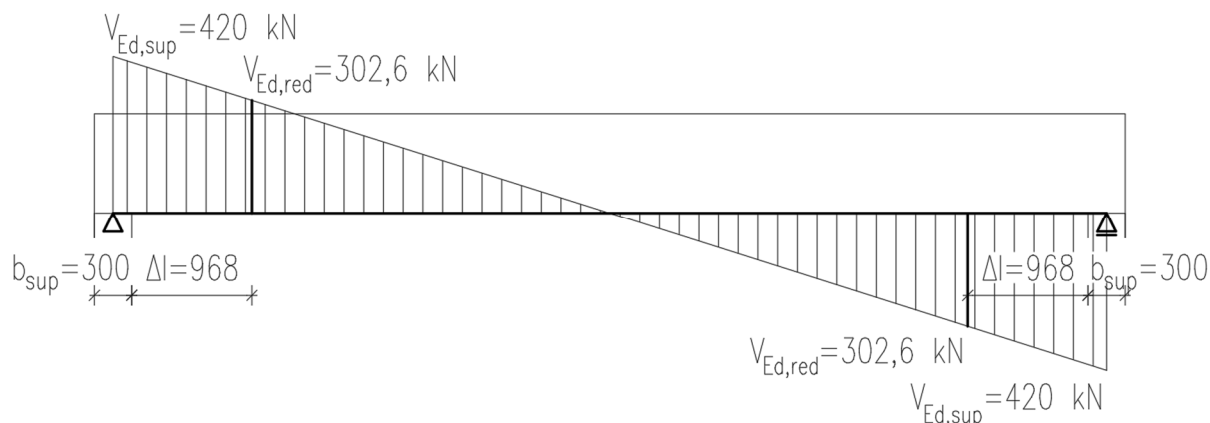
Sklon úhlu smykových trhlin volíme jako $\cot \theta = 1,5$, což odpovídá normou požadovanému rozmezí $1 \leq \cot \theta \leq \cot \theta_{min} = 2,5$ i běžně doporučenému rozpětí $1,2 \leq \cot \theta \leq 1,5$.

Rameno vnitřních sil z pro výpočet smykového napětí je dovoleno zjednodušeně uvažovat jako $z = 0,9d$.

$$\Delta l = z \cdot \cot \theta = 0,9d \cdot \cot \theta = 0,9 \cdot 717 \cdot 1,5 = 968 \text{ mm}$$

$$V_{Ed,sup} = \frac{1}{2} f_d L = \frac{1}{2} \cdot 105 \cdot 8 = 420 \text{ kN}$$

$$V_{Ed,red} = V_{Ed,sup} - f_d \left(\frac{b_{sup}}{2} + \Delta l \right) = 420000 - 105 \cdot \left(\frac{300}{2} + 968 \right) = 302,6 \text{ kN}$$



5.3. Kontrola dovoleného napětí v tlakové diagonále

Průměrné smykové napětí po výšce průřezu v teoretické podpoře:

$$\tau_{Ed,max} = \frac{V_{Ed,sup}}{b_w z} = \frac{420000}{350 \cdot 0,9 \cdot 717} = 1,860 \text{ MPa}$$

Faktor ν lze pro sklony tlakové diagonály ležící v požadovaném rozmezí $1 \leq \cot\theta \leq \cot\theta_{min} = 2,5$ uvažovat hodnotou $\nu = 0,5$.

$$\sigma_{cd} = \tau_{Ed,max} (\cot\theta + \tan\theta) \leq \nu \cdot f_{cd}$$

$$\sigma_{cd} = 1,86 \cdot (1,5 + 0,67) = 4,04 \text{ MPa} \leq \nu \cdot f_{cd} = 0,5 \cdot 24,5 = 12,3 \text{ MPa}$$

Podmínka je splněna. Lze tedy přistoupit k návrhu smykové výztuže.

5.4. Návrh a posouzení smykové výztuže v oblasti podpor

Průměrné smykové napětí po výšce navrhovaného průřezu:

$$\tau_{Ed} = \frac{V_{Ed,red}}{b_w z} = \frac{302600}{350 \cdot 0,9 \cdot 717} = 1,340 \text{ MPa}$$

Musí být splněna podmínka smykové odolnosti:

$$\tau_{Ed} \leq \tau_{Rd,sy} = \rho_w f_{ywd} \cot\theta = \frac{A_{sw}}{b_w s} f_{ywd} \cot\theta$$

S uvážením průřezové plochy jednoho dvojitřizného třmínku Ø8 ($A_{sw} = 2 \cdot \pi \cdot 4^2 = 100 \text{ mm}^2$) dostaneme po úpravě potřebnou maximální rozteč třmínků:

$$s \leq \frac{A_{sw}}{b_w \tau_{Ed}} f_{ywd} \cot\theta = \frac{100}{350 \cdot 1,34} \cdot 435 \cdot 1,5 = 139 \text{ mm}$$

NÁVRH: Třmínky dvoustřizné Ø8/130 ($\rho_w = 2,20 \text{ ‰}$)

Formální posouzení:

$$\tau_{Ed} = 1,34 \text{ MPa} \leq \tau_{Rd,sy} = \frac{A_{sw}}{b_w s} f_{ywd} \cot\theta = \frac{100}{350 \cdot 130} \cdot 435 \cdot 1,5 = 1,43 \text{ MPa}$$

Pozn.: U líniového prvku nemá smysl ověřovat, zda je smykové vyztužení potřebné, neboť je třeba vždy navrhnout alespoň minimální smykové vyztužení podle konstrukčních zásad.

NÁVRH VYHOVUJE

5.5. Kontrola vyztužení

$$\rho_w = \frac{A_{sw}}{b_w s} = \frac{100}{350 \cdot 130} = 2,20 \text{ ‰} \geq \rho_{w,\min} = 0,08 \frac{\sqrt{f_{ck}}}{f_{yk}} \cdot 0,9 = 0,08 \frac{\sqrt{45}}{500} \cdot 0,9 = 0,97 \text{ ‰}$$

→ Splněna podmínka pro minimální stupeň vyztužení na smyk. (Faktor 0,9 značí skutečnost, že pro výztuž třídy tažnosti B lze vyztužení redukovat o 10 %).

$$s = 130 \text{ mm} \leq s_{l,\max} = 0,75d(1 + \cot \alpha) = 0,75 \cdot 717(1 + 0) = 538 \text{ mm}$$

→ Splněna podmínka pro maximální podélné vzdálenosti prvků smykové výztuže

$$s_{tr} = b_w - 2c - \varnothing_{sw} = 350 - 2 \cdot 30 - 8 = 282 \text{ mm} \leq s_{tr,\max} = \min(0,75d; 600 \text{ mm}) = 538 \text{ mm}$$

→ Splněna podmínka pro maximální příčné vzdálenosti prutů smykové výztuže

5.6. Smyková výztuž v oblasti malé smykové síly

Navrženou výztuž bychom mohli bezpečně použít po celé délce prvku. Takový návrh by však byl neekonomický. Opačným extrémem by bylo odstupňování roztečí třmínek po úsecích délky Δl , kdy na každém úseku bychom navrhli výztuž na nejmenší sílu na konci úseku. Takový přístup by byl nevhodný z hlediska pracnosti provádění. Zvolíme proto kompromis, kdy střední část nosníku (oblast malé smykové síly) vyztužíme výztuží navrženou pro splnění konstrukční zásady minimálního stupně smykového vyztužení $\rho_{w,\min}$ a na zbytku nosníku použijeme výztuž navrženou pro oblast podpor.

$$\rho_{w,\min} = \frac{A_{sw}}{b_w s_{\max}} \Rightarrow s_{\max} = \frac{A_{sw}}{b_w \rho_{w,\min}} = \frac{100}{350 \cdot 0,00097} = 294 \text{ mm}$$

S ohledem na rozteč výztuže v oblasti podpor $s = 130 \text{ mm}$ a jednoduchost provádění navrhne pro oblast malé smykové síly rozteč třmínek $s_{\text{mid}} = 2s = 260 \text{ mm}$.

NÁVRH: Třmínky dvoustřížné Ø8/260 ($\rho_{w,\text{mid}} = 1,10 \text{ ‰}$)

Toto vyztužení bude dostačující pro sílu:

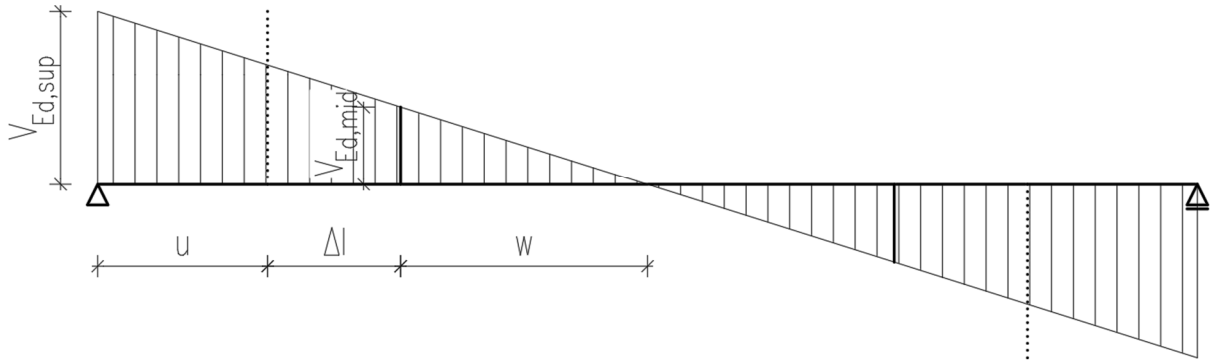
$$V_{Ed,\text{mid}} = b_w z \tau_{Rd,sy,\text{mid}} = b_w z \rho_{w,\text{mid}} f_{ywd} \cot \theta$$
$$V_{Ed,\text{mid}} = 350 \cdot 0,9 \cdot 717 \cdot 1,10 \cdot 10^{-3} \cdot 435 \cdot 1,5 = 162,1 \text{ kN}$$

Bude tedy dostačující do vzdálenosti u od teoretické podpory, která vyplyne z geometrických úvah. Výchozím bodem úvah je stanovení vzdálenosti síly $V_{Ed,\text{mid}}$ od místa nulové posouvající síly w z podobnosti trojúhelníků. Poté stanovíme délku oblasti u , kde budou použity třmínky navržené pro oblast podpor.

Pozor, uvedené vztahy nejsou obecně platné. Geometrické úvahy je potřeba přizpůsobit konkrétnímu průběhu posouvající síly.

$$\frac{V_{Ed,sup}}{L_0} = \frac{V_{Ed,mid}}{w} \rightarrow w = \frac{L_0 V_{Ed,mid}}{V_{Ed,sup}}$$

$$u = L_0 - w - \Delta l = L_0 - \frac{L_0 V_{Ed,mid}}{V_{Ed,sup}} - \Delta l = \frac{8000}{2} - \frac{8000 \cdot 162,1}{2 \cdot 420} - 968 = 1488 \text{ mm}$$

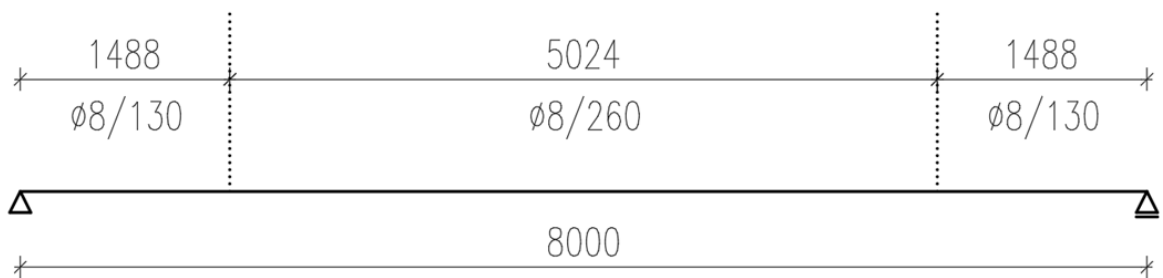


Zároveň je nutno zkontrolovat, že výztuž navržená pro oblast podpor bude použita alespoň do vzdálenosti Δl za líc podpory. To bude v našem případě splněno, neboť:

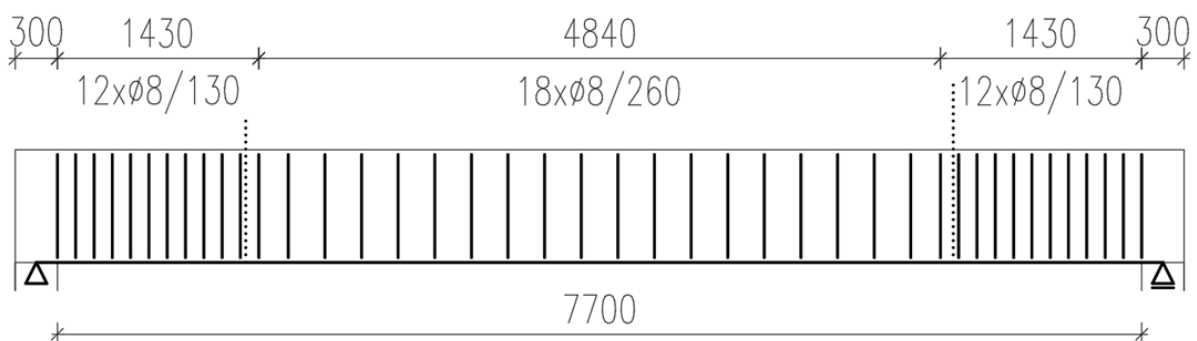
$$u - \frac{b_{sup}}{2} = 1488 - \frac{300}{2} = 1338 \geq \Delta l = 968 \text{ mm}$$

Schéma roztečí třmíneků na prvku:

TEORETICKY



PRAKTICKY



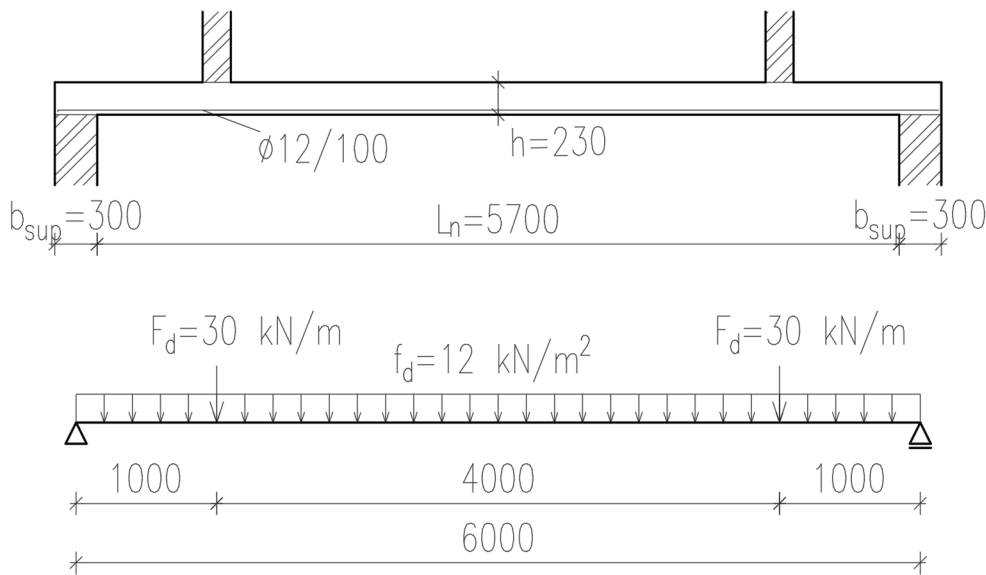
NÁVRH VYHOVUJE VČETNĚ KONSTRUKČNÍCH ZÁSAD

6. Smyk – deska se soustředěným namáháním

Ověřte, zda je nutné navrhnout smykovou výztuž v jednosměrně pnuté desce namáhané kromě rovnoměrného plošného zatížení $f_d = 12 \text{ kN/m}^2$ liniovým zatížením $F_d = 30 \text{ kN/m}$ od stěny vyššího podlaží. Udány jsou celkové návrhové hodnoty zatížení včetně vlastní tíhy.

Schéma desky s rozměry, hlavní ohybovou výztuží (další výztuž není zobrazena) a hodnotami zatížení je uvedeno níže. Tloušťka desky je 230 mm. Deska působí jako prostý nosník a je vyztužena na ohyb při spodním okraji výztuží $\text{Ø}12/100$ po celé délce. Tloušťka betonové krycí vrstvy byla stanovena hodnotou $c = 25 \text{ mm}$.

Uvažujte beton pevnostní třídy C30/37, maximální zrno kameniva $D_{\text{max}} = 22 \text{ mm}$, ocel B500B.



6.1. Materiály

Beton C30/37

$$f_{\text{ck}} = 30 \text{ MPa}$$

$$f_{\text{ctm}} = 2,9 \text{ MPa}$$

Ocel B500B

$$f_{\text{yd}} = \frac{f_{\text{yk}}}{\gamma_s} = \frac{500}{1,15} = 435 \text{ MPa}$$

$$\varepsilon_{\text{yd}} = \frac{f_{\text{yd}}}{E_s} = \frac{435}{200000} = 0,002175$$

$$\xi_{\text{bal},1} = \frac{\varepsilon_{\text{cu}}}{\varepsilon_{\text{cu}} + \varepsilon_{\text{yd}}} = \frac{0,0035}{0,0035 + 0,002175} = 0,617$$

6.2. Vnitřní síly

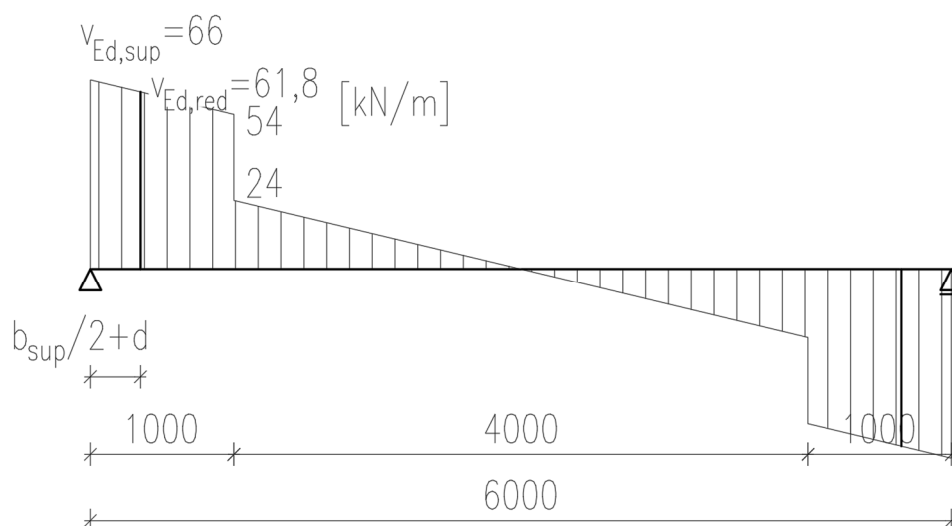
Průběh posouvající síly na desce zatížené podle předchozího schématu je uveden na následujícím schématu.

Pro ověření smykové odolnosti prvku bez smykové výztuže je možno sílu redukovat na hodnotu v průřezu d za lícem podpory, pokud se na prvku nevyskytuje soustředěná síla blíže než d od líce podpory (v našem případě splněno).

$$d = h - c - \frac{\varnothing}{2} = 230 - 25 - \frac{12}{2} = 199 \text{ mm}$$

$$v_{Ed,sup} = f_d \frac{L}{2} + F_d = 12 \cdot \frac{6}{2} + 30 = 66 \text{ kN/m}$$

$$v_{Ed,red} = v_{Ed,sup} - f_d \left(\frac{b_{sup}}{2} + d \right) = 66000 - 12 \cdot \left(\frac{300}{2} + 199 \right) = 61,8 \text{ kN/m}$$



6.3. Posouzení

Smyková odolnost prvku bez smykové výztuže se stanoví jako:

$$\tau_{Rd,c} = \frac{0,66}{\gamma_V} \left(100 \rho_l f_{ck} \frac{d_{dg}}{d} \right)^{\frac{1}{3}} \geq \tau_{Rdc,min}$$

Minimální smyková odolnost se stanoví jako:

$$\tau_{Rdc,min} = \frac{11}{\gamma_V} \sqrt{\frac{f_{ck}}{f_{yd}} \cdot \frac{d_{dg}}{d}}$$

V uvedených vztazích je:

- Dílčí součinitel bezpečnosti pro smyk, pro trvalé a dočasné návrhové situace $\gamma_V = 1,40$
- Stupeň vyztužení podélnou výztuží (zde $\emptyset 12/100$):

$$\rho_l = \frac{a_{s,prov}}{bd} = \frac{1130}{1000 \cdot 199} = 5,67 \text{ ‰}$$

- Parametr popisující drsnost plochy porušení pro betony s $f_{ck} \leq 60$ MPa je $d_{dg} = 16 \text{ mm} + D_{lower} \leq 40 \text{ mm}$, kde D_{lower} je nejmenší hodnota největšího rozměru síta hrubého kameniva, kterou lze nahradit hodnotou D_{max} , je-li známa. V našem případě tedy

$$d_{dg} = 16 + 22 = 38 \text{ mm} \leq 40 \text{ mm}$$

Po dosažení:

$$\tau_{Rd,c} = \frac{0,66}{1,4} \left(100 \cdot 0,00567 \cdot 30 \cdot \frac{38}{199} \right)^{\frac{1}{3}} = 0,698 \text{ MPa}$$

$$\tau_{Rdc,min} = \frac{11}{1,4} \sqrt{\frac{30}{435} \cdot \frac{38}{199}} = 0,902 \text{ MPa}$$

$$\tau_{Rd,c} = 0,698 \text{ MPa} < \tau_{Rdc,min} = 0,902 \text{ MPa} \Rightarrow \tau_{Rd,c} = \tau_{Rdc,min} = 0,902 \text{ MPa}$$

Podmínka spolehlivosti (rameno vnitřních sil z pro výpočet smykového napětí je dovoleno zjednodušeně uvažovat jako $z = 0,9d = 0,9 \cdot 199 = 179 \text{ mm}$):

$$\tau_{Ed} = \frac{V_{Ed,red}}{bz} \leq \tau_{Rd,c}$$

$$\tau_{Ed} = \frac{61800}{1000 \cdot 179} \leq \tau_{Rd,c} = 0,902 \text{ MPa}$$

$$\tau_{Ed} = 0,345 \text{ MPa} \leq \tau_{Rd,c} = 0,902 \text{ MPa}$$

Podmínka je splněna. Není tedy třeba navrhovat smykovou výztuž v desce.

6.4. Efektivní smykové rozpětí

Výpočet smykové odolnosti prvku bez smykové výztuže $\tau_{Rd,c}$ lze pro prvky s efektivním smykovým rozpětím $a_{cs} \leq 4d$ zpřesnit tím, že se místo hodnoty d použije mechanické smykové

rozpětí $a_v = \sqrt{\frac{a_{cs}}{4}} d$, kde $a_{cs} = \left| \frac{M_{Ed}}{V_{Ed}} \right| \geq d$, M_{Ed} a V_{Ed} jsou hodnoty vnitřních sil v posuzovaném

průřezu. Takový přístup vede ke stanovení vyšší hodnoty odolnosti. V našem případě je zbytečné toto zpřesnění provádět, neboť posudek vyhověl i při použití konzervativní hodnoty $a_v = d$. Pro demonstraci postupu však přesnější výpočet $\tau_{Rd,c}$ přesto provedeme.

$$v_{Ed} = 61,8 \text{ kN/m}$$

$$\begin{aligned} m_{Ed} &= F_d \cdot \left(\frac{b_{\text{sup}}}{2} + d \right) + \frac{f_d}{2} \left(\frac{b_{\text{sup}}}{2} + d \right) \left(L - \frac{b_{\text{sup}}}{2} - d \right) = \\ &= 30 \cdot \left(\frac{0,3}{2} + 0,199 \right) + \frac{12}{2} \left(\frac{0,3}{2} + 0,199 \right) \left(6 - \frac{0,3}{2} - 0,199 \right) = \\ &= 10,47 + 11,83 = 22,3 \text{ kNm/m} \end{aligned}$$

$$a_{cs} = \frac{|m_{Ed}|}{|v_{Ed}|} = \frac{22,3}{61,8} = 361 \text{ mm} \geq d = 199 \text{ mm}$$

$$a_{cs} \leq 4d = 796 \text{ mm}$$

$$a_v = \sqrt{\frac{361}{4}} \cdot 199 = 134 \text{ mm}$$

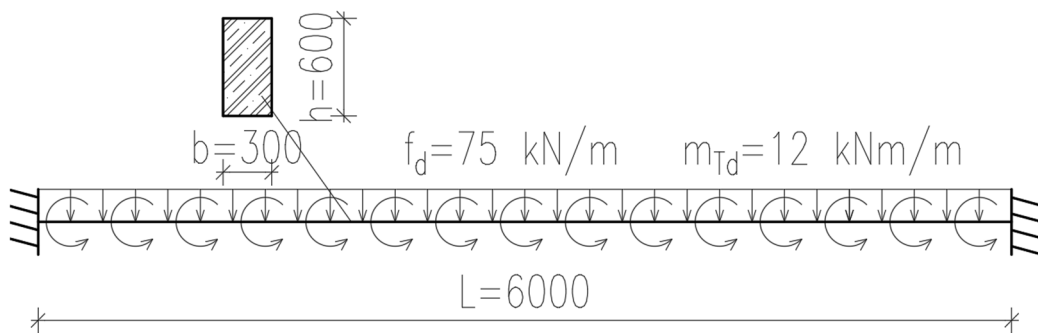
$$\tau_{Rd,c} = \frac{0,66}{\gamma_V} \left(100 \rho_l f_{ck} \frac{d_{dg}}{a_v} \right)^{\frac{1}{3}} = \frac{0,66}{1,4} \left(100 \cdot 0,00567 \cdot 30 \cdot \frac{38}{134} \right)^{\frac{1}{3}} = 0,797 \text{ MPa}$$

Je patrné, že nově spočtená hodnota $\tau_{Rd,c}$ je zhruba o 14 % vyšší než hodnota původní. Pro posouzení by však stále rozhodovala hodnota minimální smykové únosnosti $\tau_{Rd,c,\min} = 0,902 \text{ MPa}$.

7. Kroucení – trám obdélníkového průřezu

Navrhněte ohybovou výztuž, smykovou výztuž a výztuž na kroucení monolitického trámu obdélníkového průřezu působícího jako vetknutý nosník o účinném rozpětí $L = 6000$ mm. Výška trámu je $h = 600$ mm, šířka je $b = 300$ mm. Spojité rovnoměrné zatížení po délce trámu je $f_d = 75$ kN/m a kroucí moment po délce trámu je $m_{Td} = 12$ kNm/m. Tloušťka betonové krycí vrstvy byla stanovena hodnotou $c = 30$ mm. Pro návrh uvažujte podélnou výztuž $\varnothing = 16$ mm a třmínky $\varnothing_{sw} = 12$ mm.

Uvažujte beton pevnostní třídy C30/37 s největší hodnotou největšího rozměru síta hrubého kameniva $D_{upper} = 22$ mm, třídy vývoje pevnosti CR, ocel B500B. Referenční stáří betonu, pro které je specifikována třída pevnosti, je $t_{ref} = 28$ dní. Neočekává se výskyt návrhového zatížení na konstrukci po dobu tří měsíců od betonáže.



Použité přílohy

P03 Stanovení návrhové pevnosti betonu v tlaku

P06 Konstrukční zásady pro výztuž nosníků

7.1. Materiály

Beton C30/37

$$f_{cd} = \eta_{cc} k_{tc} \frac{f_{ck}}{\gamma_C} = 1,0 \cdot 1,0 \cdot \frac{30}{1,5} = 20 \text{ MPa}$$

$$\eta_{cc} = \left(\frac{f_{ck,ref}}{f_{ck}} \right)^{1/3} = \left(\frac{40}{30} \right)^{1/3} = 1,1 \geq 1,0 \rightarrow \text{uplatní se omezení } \eta_{cc} = 1,0$$

$k_{tc} = 1,0$, jelikož je použit beton třídy vývoje pevnosti CR, $t_{ref} \leq 28$ dní a současně se neočekává výskyt návrhového zatížení na konstrukci po dobu tří měsíců od betonáže

$$f_{ctm} = 2,9 \text{ MPa}$$

Ocel B500B

$$f_{yd} = \frac{f_{yk}}{\gamma_s} = \frac{500}{1,15} = 435 \text{ MPa} = f_{ywd}$$

$$\varepsilon_{yd} = \frac{f_{yd}}{E_s} = \frac{435}{200000} = 0,002175$$

$$\xi_{bal,1} = \frac{\varepsilon_{cu}}{\varepsilon_{cu} + \varepsilon_{yd}} = \frac{0,0035}{0,0035 + 0,002175} = 0,617$$

7.2. Vnitřní síly

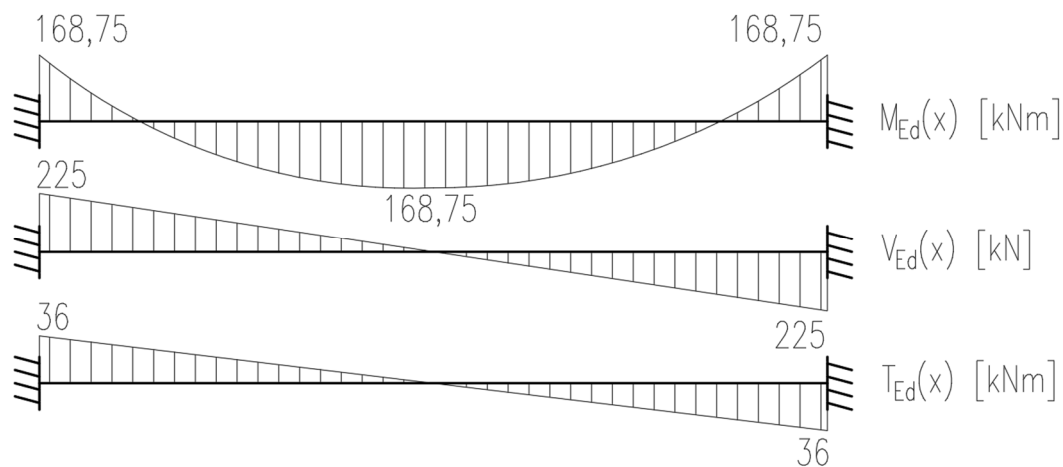
Pro stanovení průběhu ohybových momentů budeme uvažovat s možnou redistribucí ohybových momentů tak, abychom vyrovnali momenty v poli a nad podporou:

$$M_{Ed} = \frac{1}{16} f_d L^2 = \frac{1}{16} \cdot 75 \cdot 6^2 = 168,75 \text{ kNm}$$

Návrhové hodnoty posouvající síly a krouticího momentu budou:

$$V_{Ed} = \frac{1}{2} f_d L = \frac{1}{2} \cdot 75 \cdot 6 = 225 \text{ kN}$$

$$T_{Ed} = \frac{1}{2} m_{Td} L = \frac{1}{2} \cdot 12 \cdot 6 = 36 \text{ kN}$$



7.3. Návrh a posouzení ohybové výztuže

7.3.1. Návrh

Provedeme návrh z odhadu ramene vnitřních sil $z = 0,9d$.

$$d = h - c - \varnothing_{sw} - \frac{\varnothing}{2} = 600 - 30 - 12 - \frac{16}{2} = 550 \text{ mm}$$

$$A_{s,req} = \frac{M_{Ed}}{0,9df_{yd}} = \frac{168,75 \cdot 10^6}{0,9 \cdot 550 \cdot 435} = 784 \text{ mm}^2$$

NÁVRH: 4 Ø16 ($A_{s,prov,l} = 804 \text{ mm}^2$). Pro lepší přehlednost příkladu navrhne u horního i dolního povrchu stejnou podélnou výztuž po celé délce prvku, byť takové řešení nemusí být hospodárné.

7.3.2. Posouzení

$$x = \frac{A_{s,prov} f_{yd}}{0,8 b f_{cd}} = \frac{804 \cdot 435}{0,8 \cdot 300 \cdot 20} = 72,9 \text{ mm}$$

$$M_{Rd} = A_{s,prov} f_{yd} z = A_{s,prov} f_{yd} (d - 0,4x) = 804 \cdot 435 \cdot (550 - 0,4 \cdot 72,9) = 182,2 \text{ kNm}$$

$$M_{Rd} = 182,2 \text{ kNm} > M_{Ed} = 168,9 \text{ kNm}$$

7.3.3. Kontrola vyztužení

$$\xi = \frac{x}{d} = \frac{72,9}{550} = 0,133 < \xi_{bal,1} = 0,617$$

→ Výztuž je při dosažení MSÚ za mezí kluzu

$$M_{cr} = \frac{1}{6} b h^2 f_{ctm} = \frac{1}{6} \cdot 300 \cdot 600^2 \cdot 2,9 = 52,2 \text{ kNm/m} < M_{Rd} = 182,2 \text{ kNm/m}$$

→ Splněna podmínka pro minimální plochu podélné výztuže v tažené části průřezu

$$s = \frac{b - 2c - 2\varnothing_{sw} - n\varnothing}{n - 1} = \frac{300 - 2 \cdot 30 - 2 \cdot 8 - 4 \cdot 16}{3} = 53 \text{ mm} >$$

$$> c_s = \max(\varnothing; D_{upper} + 5 \text{ mm}; 20 \text{ mm}) = \max(16; 22 + 5; 20) = 27 \text{ mm}$$

→ Splněna podmínka pro světlost vzdálenost mezi pruty podélné výztuže

7.3.4. Ověření přípustnosti redistribuce

Poměr momentu po redistribuci ku momentu vycházejícímu z lineárně pružné analýzy δ_M pro kritický průřez lze v našem případě stanovit jako:

$$\delta_M = \frac{\frac{1}{16} f_d L^2}{\frac{1}{12} f_d L^2} = 0,75$$

Pro tento poměr musí platit:

$$\delta_M \geq \frac{1}{1 + 0,7 \varepsilon_{cu} \frac{E_s}{f_{yd}}} + \frac{x}{d} \quad \wedge \quad \delta_M \geq 0,7 \text{ pro ocel B500B}$$

$$0,75 \geq \frac{1}{1 + 0,7 \cdot 0,0035 \cdot \frac{200000}{435}} + \frac{72,9}{550} \quad \wedge \quad 0,75 \geq 0,7$$

$$0,75 \geq 0,603 \quad \wedge \quad 0,75 \geq 0,7$$

Podmínky jsou splněny, redistribuce byla tedy přípustná.

7.3.5. Výztuž pro omezení šířky trhlin v MSP

Trámy se světlou výškou vyšší nebo rovnou 600 mm, ve kterých je hlavní tahová výztuž soustředěna u povrchu, mají být vyztuženy přídatnou podélnou výztuží podle vztahu uvedeného níže, aby se omezila šířka trhlin na bočních stranách průřezu. Tato výztuž by měla být rozmístěna rovnoměrně mezi polohou hlavní tahové výztuže a neutrální osou, přičemž rozteč prutů by neměla přesahovat 300 mm.

$$A_{s,web} = 0,2 \frac{f_{ct,eff}}{f_{yk}} b(d - x - a_1) = 0,2 \cdot \frac{2,9}{435} \cdot 300 \cdot (550 - 72,9 - 150) = 131 \text{ mm}^2$$

Pozn.: $a_1 = 150$ mm je konstanta uvedená v normě.

NÁVRH: 1 x Ø12 uprostřed výšky u každého ze svislých povrchů ($A_{s,prov} = 226 \text{ mm}^2$)

NÁVRH PRVKU VYHOVUJE NA OHYB VČETNĚ KONSTRUKČNÍCH ZÁSAD

7.4. Návrh a posouzení smykové výztuže na posouvající sílu

7.4.1. Smykové namáhání od posouvající síly

Pro přehlednost příkladu navrhne po celé délce prvku stejné třmínky ve stejné rozteči vycházející z největší návrhové smykové síly.

Jelikož je prvek zatížen rovnoměrným zatížením, nevyskytují se v něm diskontinuity smykové síly V_{Ed} a je přímo podepřený, můžeme uvažovat redukovanou smykovou sílu $V_{Ed,red}$ ve vzdálenosti $\Delta l = z \cdot \cot \theta_{sw}$ za lícem podpory. Pro posouzení napětí v tlakové diagonále budeme uvažovat smykovou sílu v teoretické podpoře V_{Ed} .

Sklon úhlu smykových trhlin od posouvající síly volíme jako $\cot \theta_{sw} = 1,5$, což odpovídá normou požadovanému rozmezí $1 \leq \cot \theta_{sw} \leq \cot \theta_{min} = 2,5$ i běžně doporučenému rozpětí $1,2 \leq \cot \theta_{sw} \leq 1,5$.

Rameno vnitřních sil z pro výpočet smykového napětí je dovoleno zjednodušeně uvažovat jako $0,9d$.

$$\Delta l = z \cdot \cot \theta_{sw} = 0,9d \cot \theta_{sw} = 0,9 \cdot 550 \cdot 1,5 = 743 \text{ mm}$$

$$V_{Ed,red} = V_{Ed} - f_d \Delta l = 225000 - 75 \cdot 743 = 169 \text{ kN}$$

7.4.2. Kontrola dovoleného napětí v tlakové diagonále

Průměrné smykové napětí po výšce průřezu v teoretické podpoře:

$$\tau_{Ed,max} = \frac{V_{Ed}}{bz} = \frac{225000}{300 \cdot 0,9 \cdot 550} = 1,52 \text{ MPa}$$

Faktor v pro smyk lze pro sklony tlakové diagonály ležící v požadovaném rozmezí $1 \leq \cot \theta \leq \cot \theta_{min} = 2,5$ uvažovat hodnotou $v_{sw} = 0,5$.

$$\sigma_{cd} = \tau_{Ed,max} (\cot \theta_{sw} + \tan \theta_{sw}) \leq \nu_{sw} \cdot f_{cd} \rightarrow \text{Splněno}$$

$$\sigma_{cd} = 1,52 \cdot (1,5 + 0,67) = 3,30 \text{ MPa} \leq \nu_{sw} \cdot f_{cd} = 0,5 \cdot 20 = 10 \text{ MPa}$$

7.4.3. Návrh výztuže

Průměrné smykové napětí po výšce navrhovaného průřezu:

$$\tau_{Ed} = \frac{V_{Ed,red}}{bz} = \frac{169000}{300 \cdot 0,9 \cdot 550} = 1,14 \text{ MPa}$$

Musí být splněna podmínka smykové odolnosti:

$$\tau_{Ed} \leq \tau_{Rd,sy} = \rho_w f_{ywd} \cot \theta_{sw} = \frac{A_{sw}}{bs_{sw}} f_{ywd} \cot \theta_{sw}$$

S uvážením průřezové plochy jednoho dvojitřizného třmínku Ø12 ($A_{sw} = 2 \cdot \pi \cdot 6^2 = 226 \text{ mm}^2$) dostaneme po úpravě dovolenou maximální rozteč třmínků na posouvající sílu:

$$s_{sw} \leq \frac{A_{sw}}{b\tau_{Ed}} f_{ywd} \cot \theta_{sw} = \frac{226}{300 \cdot 1,14} \cdot 435 \cdot 1,5 = 431 \text{ mm}$$

NÁVRH: Třmínky dvoustřizné Ø12/400 ($\rho_{sw} = 1,88 \text{ ‰}$)

7.4.4. Posouzení

Formální posouzení navržené výztuže:

$$\tau_{Ed} = 1,14 \text{ MPa} \leq \tau_{Rd,sy} = \frac{A_{sw}}{bs_{sw}} f_{ywd} \cot \theta_{sw} = \frac{226}{300 \cdot 400} \cdot 435 \cdot 1,5 = 1,23 \text{ MPa} \rightarrow \text{Splněno}$$

7.4.5. Kontrola vyztužení

$$\rho_{sw} = \frac{A_{sw}}{bs_{sw}} = \frac{226}{300 \cdot 400} = 1,88 \text{ ‰} \geq \rho_{w,min} = 0,08 \frac{\sqrt{f_{ck}}}{f_{yk}} \cdot 0,9 = 0,08 \frac{\sqrt{30}}{500} \cdot 0,9 = 0,79 \text{ ‰}$$

→ Splněna podmínka pro minimální stupeň vyztužení na smyk. Faktor 0,9 značí skutečnost, že pro výztuž třídy tažnosti B lze vyztužení redukovat o 10 %.

$$s_{sw} = 400 \text{ mm} \leq s_{l,max} = 0,75d(1 + \cot \alpha) = 0,75 \cdot 550(1 + 0) = 413 \text{ mm}$$

→ Splněna podmínka pro maximální podélné vzdálenosti prvků smykové výztuže

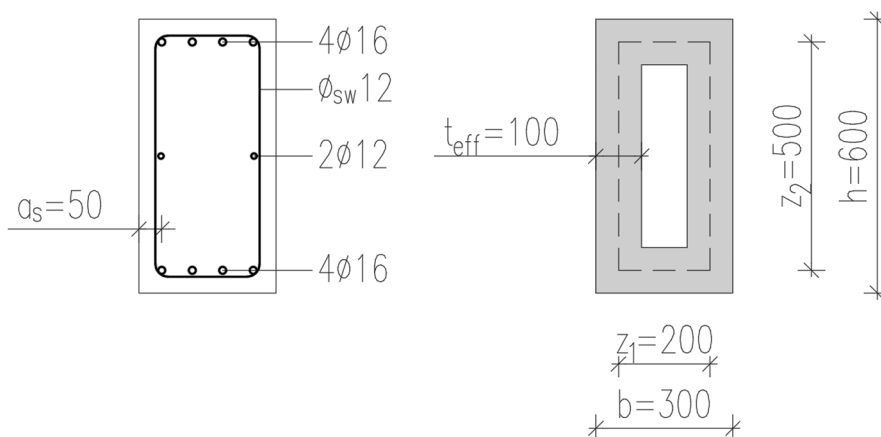
$$s_{tr} = b - 2c - \emptyset_{sw} = 300 - 2 \cdot 30 - 12 = 228 \text{ mm} \leq s_{tr,max} = \min(0,75d; 600 \text{ mm}) = 413 \text{ mm}$$

→ Splněna podmínka pro maximální příčné vzdálenosti prutů smykové výztuže

NÁVRH PRVKU VYHOVUJE NA SMYK VČETNĚ KONSTRUKČNÍCH ZÁSAD

7.5. Parametry průřezu pro návrh na kroucení

Schéma výztuže v průřezu navržené na ohyb a smyk (stejně pro všechny průřezy po délce prvku) a geometrie náhradního tenkostěnného průřezu pro návrh na kroucení:



$$A = bh = 300 \cdot 600 = 180000 \text{ mm}^2$$

$$u = 2(b + h) = 2(300 + 600) = 1800 \text{ mm}$$

$$a_s = c + \varnothing_{sw} + \frac{\varnothing}{2} = 30 + 12 + \frac{16}{2} = 50 \text{ mm}$$

$$t_{eff} = \max\left(\frac{A}{u}; 2a_s\right) = \max\left(\frac{180000}{1800}; 2 \cdot 50\right) = 100 \text{ mm}$$

$$z_1 = b - t_{eff} = 300 - 100 = 200 \text{ mm}$$

$$z_2 = h - t_{eff} = 600 - 100 = 500 \text{ mm}$$

$$A_k = z_1 z_2 = 200 \cdot 500 = 100000 \text{ mm}^2$$

$$u_k = 2(z_1 + z_2) = 2(200 + 500) = 1400 \text{ mm}$$

Pokud by platilo současně, že $h/b < 1,5$ a $c > 0,07b$ (h je větší a b je menší rozměr průřezu), bylo by nutno výpočet parametrů náhradního průřezu založit na redukované tloušťce krycí vrstvy $c = 0,07b$, aby se snížilo riziko odštěpování betonu. V našem případě je $h/b = 600/300 = 2,0$, takže úprava není potřebná.

7.6. Návrh a posouzení trámu na kroucení

7.6.1. Smykové namáhání od kroucení

Smykové napětí ve stěnách tenkostěnného průřezu (v našem případě stejné pro všechny stěny):

$$\tau_t = \frac{T_{Ed}}{2A_k t_{eff}} = \frac{36 \cdot 10^6}{2 \cdot 100000 \cdot 100} = 1,80 \text{ MPa}$$

7.6.2. Návrh příčné výztuže na kroucení

Smyková odolnost z hlediska porušení příčné výztuže kroucením se stanoví ze vztahu:

$$\tau_{t,Rd,sw} = \cot \theta_t \frac{A_{st}}{t_{eff} s_t} f_{ywd}$$

Jelikož musí platit $\tau_t \leq \tau_{t,Rd,sw}$, můžeme dosazením a úpravou získat vztah pro nejvyšší dovolenou rozteč třmínků na kroucení:

$$s_t \leq \cot \theta_t \frac{A_{st}}{t_{eff} \tau_t} f_{ywd}$$

Jako A_{st} se zde uvažuje plocha smykové výztuže uvnitř šířky stěny ekvivalentního průřezu t_{eff} , tj. plocha jedné větve třmínku. Budeme-li předpokládat třmínky profilu $\varnothing_{sw} = 12$ mm, potom $A_{st} = 113$ mm². Pro kroucení uvažujeme stejný sklon tlakové diagonály jako pro smyk od posouvající síly, tj. $\cot \theta_t = \cot \theta_{sw} = 1,5$:

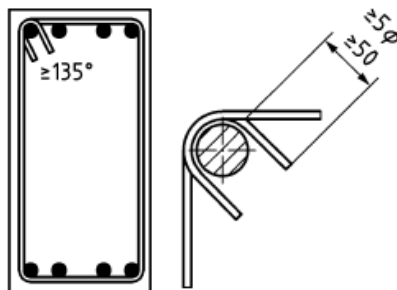
$$s_t \leq 1,5 \cdot \frac{113}{100 \cdot 1,8} \cdot 435 = 410 \text{ mm}$$

NÁVRH: Třmínky dvoustřížné Ø12/400 ($\rho_{wt} = 1,88$ ‰)

Třmínky na kroucení musí být uzavřené a musí se nacházet po obvodě průřezu (uvnitř tloušťky t_{eff}). Budou vloženy do poloviny roztečí třmínků navržených na smyk. Ve výsledku bude tedy prvek vyztužen dvoustřížnými třmínky Ø12/200. Všechny třmínky budou přenášet smyk i kroucení. Rozteče třmínků účinných na kroucení budou tedy $s_t = 200$ mm.

SLOUČENÝ NÁVRH TŘMÍNKŮ: Třmínky dvoustřížné Ø12/200 ($\rho_w = \rho_{sw} + \rho_{wt} = 3,76$ ‰)

Možný způsob kotvení třmínků na kroucení (norma [1] obr. 12.3):



Tento obrázek není dílem autora.
Je převzat z normy [1].

7.6.3. Návrh podélné výztuže na kroucení

Smyková odolnost z hlediska porušení podélné výztuže kroucením se stanoví ze vztahu:

$$\tau_{t,Rd,sl} = \frac{\sum A_{sl}}{t_{eff} \cdot u_k \cdot \cot \theta_t} f_{yd}$$

Jelikož musí platit $\tau_t \leq \tau_{t,Rd,sl}$, můžeme dosazením a úpravou získat vztah pro minimální potřebnou plochu podélné výztuže na kroucení:

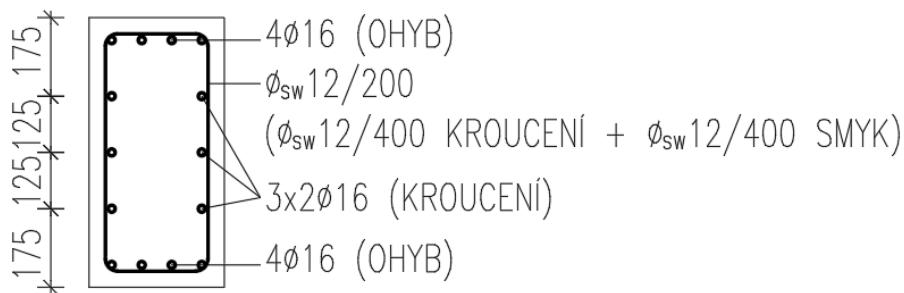
$$\sum A_{sl} \geq \frac{\tau_t \cdot t_{eff} \cdot u_k \cdot \cot \theta_t}{f_{yd}}$$

Dosazením získáme:

$$\sum A_{sl} \geq \frac{1,80 \cdot 100 \cdot 1400 \cdot 1,5}{435} = 869 \text{ mm}^2$$

NÁVRH: 6 Ø16 ($A_{s,prov,t} = 1206 \text{ mm}^2$). Tato výztuž bude vložena na svislé hrany průřezu do čtvrtin jejich délky a převezme funkci výztuže pro omezení šířky trhlin v MSP. Výztuž 2x Ø12 navržená v kapitole 7.3.5 tedy nebude použita.

Níže je zobrazeno schéma navrženého vyztužení průřezu. V závorce uveden původ návrhu jednotlivých prutů; ve skutečnosti se jednotlivé pruty spolupodílí na přenosu různých druhů namáhání, viz dále.



7.6.4. Posouzení

Posouzení se provede pro průřez v podpoře, ve kterém jsou největší účinky M, V i T. Pro posouzení bude použito konzervativní ověření odolnosti vůči kombinovanému namáhání založené na lineárním kritériu ve tvaru:

$$\sum \left(\frac{S_{Ed}}{S_{Rd}} \right)_i \leq 1,0$$

kde S_{Ed} , resp. S_{Rd} jsou jednotlivé účinky zatížení, resp. odpovídající odolnosti průřezu. Jelikož plocha podélné výztuže navržená pro přenos ohybového momentu není využívána pro přenos vodorovné složky posouvající síly N_{vd} (uvažuje se, že tato složka bude pokryta posunem momentové obálky a odpovídajícím zvětšením délek prutů), není nutno posuzovat kombinaci namáhání od ohybového momentu a posouvající síly a postačí zkontrolovat následující podmínky:

$$(1): \frac{\tau_{Ed}}{\tau_{Rd,sv}} + \frac{\tau_t}{\tau_{t,Rd,sw}} \leq 1,0 \text{ (smyk+kroucení)}$$

$$(2): \frac{M_{Ed}}{M_{Rd}} + \frac{\tau_t}{\tau_{t,Rd,sl}} \leq 1,0 \text{ (ohyb+kroucení)}$$

$$(3): \frac{\tau_{Ed}}{\tau_{Rd,max}} + \frac{\tau_t}{\tau_{t,Rd,max}} \leq 1,0 \text{ (drcení tlakové diagonály)}$$

Odolnosti vyztuženého průřezu je třeba pro jednotlivé způsoby namáhání stanovit s uvážením veškeré navržené výztuže, která se zapojuje do přenosu daného typu namáhání.

$$\tau_{Rd,sv} = \rho_w f_{ywd} \cot \theta_{sw} = 3,76 \cdot 10^{-3} \cdot 435 \cdot 1,5 = 2,45 \text{ MPa}$$

(posouvající sílu přenáší všechny navržené třmínky)

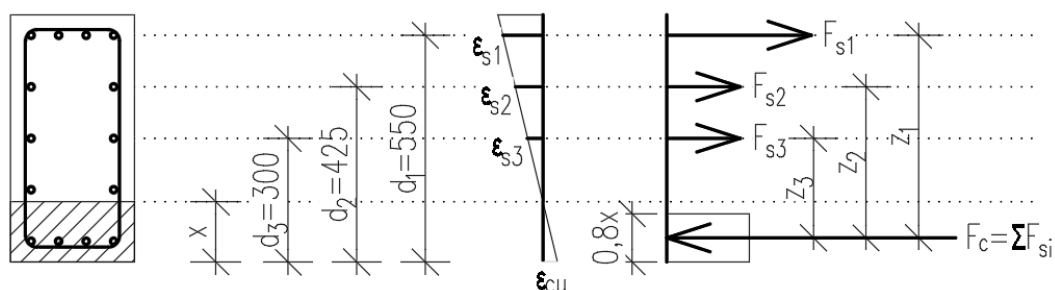
$$\tau_{t,Rd,sw} = \cot \theta_t \frac{A_{st}}{t_{eff} \cdot s_t} f_{ywd} = 1,5 \cdot \frac{113}{100 \cdot 200} \cdot 435 = 3,69 \text{ MPa}$$

(kroucení přenáší všechny navržené třmínky, jelikož všechny leží uvnitř t_{eff})

$$\tau_{t,Rd,sl} = \frac{\sum A_{sl}}{t_{eff} \cdot u_k \cdot \cot \theta_t} f_{yd} = \frac{2 \cdot A_{s,prov,l} + A_{s,prov,t}}{t_{eff} \cdot u_k \cdot \cot \theta_t} f_{yd} = \frac{2 \cdot 804 + 1206}{100 \cdot 1400 \cdot 1,5} \cdot 435 = 5,83 \text{ MPa}$$

(kroucení přenáší veškerá podélná výztuž uvnitř šířky t_{eff})

Pro stanovení momentu únosnosti v ohybu budeme počítat s plochou podélné výztuže u taženého povrchu (4 Ø16) a dvěma dvojicemi prutů na bočních površích nacházejících se v horní polovině průřezu (2x2 Ø16). Zbylé pruty se budou nacházet v tlačené oblasti průřezu nebo poblíž neutrální osy. Jejich příspěvek k ohybové únosnosti by byl malý, jejich zahrnutí by komplikovalo výpočet a bezpečně proto nebudou zohledněny.



$$x = \frac{A_s f_{yd}}{0,8 b f_{cd}} = \frac{(804 + 402 + 402) \cdot 435}{0,8 \cdot 300 \cdot 20} = 145,7 \text{ mm}$$

$$M_{Rd} = \sum A_{si} f_{yd} z_i = 804 \cdot 435 \cdot (550 - 0,4 \cdot 145,7) + 402 \cdot 435 \cdot (425 - 0,4 \cdot 145,7) + 402 \cdot 435 \cdot (300 - 0,4 \cdot 145,7) = 278,4 \text{ kNm}$$

Jelikož pro výztuž v polovině výšky průřezu platí

$$\xi = \frac{x}{d} = \frac{145,7}{300} = 0,486 < \xi_{bal,1} = 0,617$$

je veškerá podélná výztuž v horní polovině průřezu v MSÚ za mezi kluzu.

Sklon tlakové diagonály pro kroucení uvažujeme shodný se sklonem pro smyk od posouvající síly, tj. $\cot \theta_t = \cot \theta_{sw} = 1,5$. Hodnotu v_t pro kroucení pak lze stanovit buď přesně (postup je popsán v příloze G normy [1]), nebo uvažovat bezpečně nejmenší možnou hodnotu $v_t = 0,4$. Odolnosti tlakové diagonály pro smyk, resp. kroucení se stanoví jako (další vstupní hodnoty viz kapitoly 7.4.4 a 7.6.2):

$$\tau_{Rd,max} = \frac{v_{sw} \cdot f_{cd}}{\cot \theta_{sw} + \tan \theta_{sw}} = \frac{0,5 \cdot 20}{1,5 + 0,67} = 4,61 \text{ MPa}$$

$$\tau_{t,Rd,max} = \frac{v_t \cdot f_{cd}}{\cot \theta_t + \tan \theta_t} = \frac{0,4 \cdot 20}{1,5 + 0,67} = 3,69 \text{ MPa}$$

Vyčíslení jednotlivých podmínek:

$$(1): \frac{\tau_{Ed}}{\tau_{Rd,sv}} + \frac{\tau_t}{\tau_{t,Rd,sv}} = \frac{1,14}{2,45} + \frac{1,80}{3,69} = 0,953 \leq 1,0 \rightarrow \text{Splněno}$$

$$(2): \frac{M_{Ed}}{M_{Rd}} + \frac{\tau_t}{\tau_{t,Rd,sl}} = \frac{168,75}{278,4} + \frac{1,80}{5,83} = 0,915 \leq 1,0 \rightarrow \text{Splněno}$$

$$(3): \frac{\tau_{Ed}}{\tau_{Rd,max}} + \frac{\tau_t}{\tau_{t,Rd,max}} = \frac{1,14}{4,61} + \frac{1,80}{3,69} = 0,735 \leq 1,0 \rightarrow \text{Splněno}$$

Všechny podmínky spolehlivosti jsou splněny

7.6.5. Kontrola vyztužení

$$\rho_{wt,h} = \frac{2A_{st}}{hs_t} = \frac{226}{600 \cdot 200} = 1,88 \text{ ‰} \geq \rho_{w,min} = 0,08 \frac{\sqrt{f_{ck}}}{f_{yk}} \cdot 0,9 = 0,08 \frac{\sqrt{30}}{500} \cdot 0,9 = 0,79 \text{ ‰}$$

→ Splněna podmínka pro minimální stupeň vyztužení na smyk z hlediska kroucení.

Za šířku průřezu odolávající smyku zde dosazujeme výšku průřezu h , neboť smyk od kroucení namáhá průřez ve svislém i vodorovném směru, přičemž vodorovný směr je z hlediska této podmínky rozhodující.

Faktor 0,9 značí skutečnost, že pro výztuž třídy tažnosti B lze vyztužení redukovat o 10 %.

Veškerá výztuž je ve formě třmínků. Třmínky na kroucení jsou uzavřené.

→ Splněna podmínka pro minimální stupeň vyztužení na smyk ve formě třmínků z hlediska kroucení ($\rho_{w,stir} \geq 0,5 \rho_{w,req}$ = alespoň 50 % výztuže jsou třmínky a

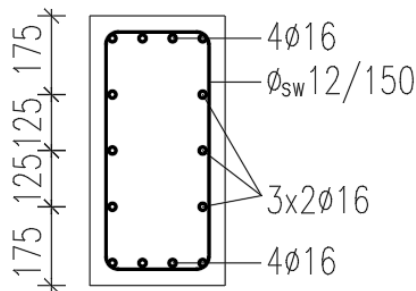
$\rho_{w,stir,cl} \geq 0,2 \rho_{w,req}$ = alespoň 20 % výztuže jsou uzavřené třmínky)

$$s_t = 200 \text{ mm} \not\leq s_{stir,max} = \min(u_k / 8; b; h) = \min(1400 / 8; 300; 400) = 175 \text{ mm}$$

→ Není splněna podmínka pro maximální podélné vzdálenosti prvků příčné výztuže na kroucení

→ **NOVÝ NÁVRH: $s_t = 150 \text{ mm}$**

Konečné schéma vyztužení průřezu (stejně po celé délce prvku)



**NÁVRH PRVKU VYHOVUJE NA KROUCENÍ
I NA KOMBINACI NAMÁHÁNÍ M+V+T.**

8. Protlačení – lokálně podepřená stropní deska, vyztužení třmínkovými koši

Proveďte ověření smykové odolnosti a v případě potřeby navrhnete výztuž na protlačení v podobě třmínkových košů pro vnitřní podporu lokálně podepřené stropní desky tloušťky $h = 250$ mm. Stropní deska se nachází ve ztužené konstrukci a nepůsobí v ní žádné významné normálové síly. Sloupy podpírající desku jsou průřezu $a \times a = 400 \times 400$ mm. Návrhové zatížení vyvozuje v podporách svislou sílu $V_{Ed} = 730$ kN a nevyrovnané návrhové momenty jsou $\Delta M_{Edx} = 25$ kNm a $\Delta M_{Edy} = 35$ kNm. Deska je v nadpodporové oblasti vyztužena při horním povrchu výztuží $\text{Ø}14/100$ ($a_{s,prov} = 1539$ mm²/m) v obou směrech, která zasahuje do vzdálenosti větší než $3d_v$ za líc podpory v obou směrech (d_v je účinná výška desky ve smyku). Při dolním povrchu je vyztužena výztuží $\text{Ø}12/150$ v obou směrech. Tloušťka betonové krycí vrstvy byla stanovena hodnotou $c = 25$ mm.

Uvažujte beton pevnostní třídy C30/37, maximální zrno kameniva $D_{max} = 22$ mm, ocel B500B.

Použité přílohy

P05 Konstrukční zásady pro výztuž plných desek

P07 Konstrukční zásady pro výztuž na protlačení

8.1. Materiály

Beton C30/37

$$f_{ck} = 30 \text{ MPa}$$

$$f_{ctm} = 2,9 \text{ MPa}$$

Ocel B500B

$$f_{yd} = \frac{f_{yk}}{\gamma_s} = \frac{500}{1,15} = 435 \text{ MPa} = f_{ywd}$$

$$\varepsilon_{yd} = \frac{f_{yd}}{E_s} = \frac{435}{200000} = 0,002175$$

$$\xi_{bal,1} = \frac{\varepsilon_{cu}}{\varepsilon_{cu} + \varepsilon_{yd}} = \frac{0,0035}{0,0035 + 0,002175} = 0,617$$

8.2. Geometrie posuzované oblasti a smykové napětí při protlačení

Účinná výška ve smyku d_v se stanoví jako průměrná hodnota účinných výšek v jednotlivých směrech:

$$d_x = h - c - \frac{\varnothing}{2} = 250 - 25 - \frac{14}{2} = 218 \text{ mm}$$

$$d_y = h - c - \varnothing - \frac{\varnothing}{2} = 250 - 25 - 14 - \frac{14}{2} = 204 \text{ mm}$$

$$d_v = \frac{d_x + d_y}{2} = \frac{218 + 204}{2} = 211 \text{ mm}$$

Délka obvodu líce podpory je:

$$b_0 = 4a = 4 \cdot 400 = 1600 \text{ mm}$$

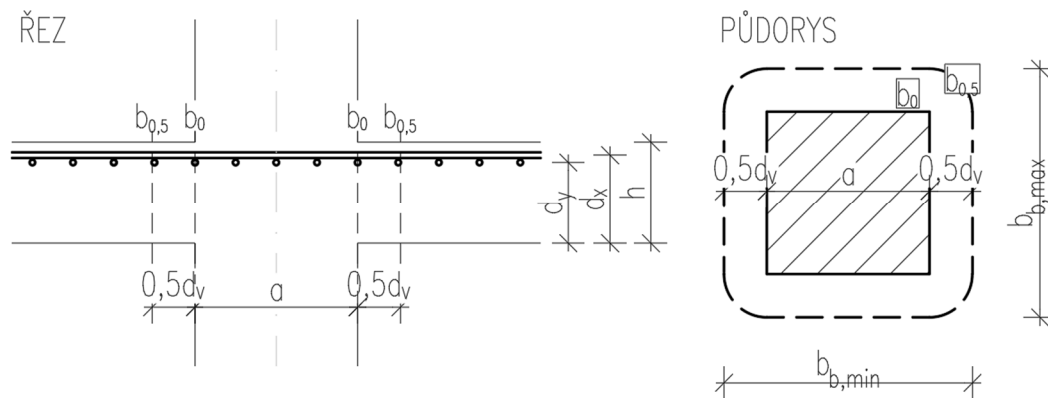
Délka kontrolního obvodu ve vzdálenosti $0,5d_v = 105,5 \text{ mm}$ od líce podpory je:

$$b_{0,5} = b_0 + 2\pi \cdot 0,5d_v = b_0 + \pi d_v = 1600 + 211\pi = 2263 \text{ mm}$$

Geometrický průměr maximálního a minimálního rozměru kontrolního obvodu:

$$b_{b,\min} = b_{b,\max} = a + 2 \cdot 0,5d_v = a + d_v = 400 + 211 = 611 \text{ mm}$$

$$b_b = \sqrt{b_{b,\max} b_{b,\min}} = 611 \text{ mm}$$



Excentricita osové síly ve sloupu vzhledem k těžišti kontrolního obvodu:

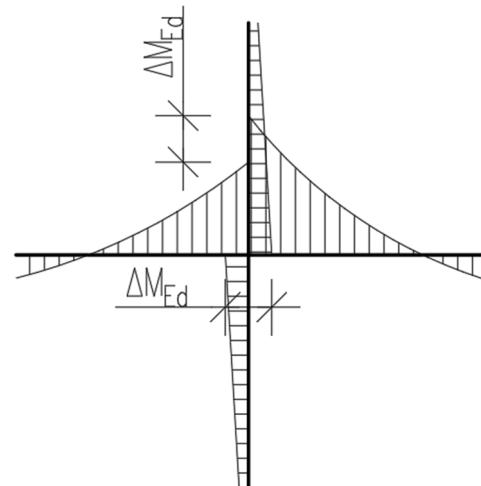
$$e_b = \sqrt{e_{b,x}^2 + e_{b,y}^2} = \sqrt{\left(\frac{\Delta M_{Edx}}{V_{Ed}}\right)^2 + \left(\frac{\Delta M_{Edy}}{V_{Ed}}\right)^2} = \sqrt{\left(\frac{25}{730}\right)^2 + \left(\frac{35}{730}\right)^2} = 58,9 \text{ mm}$$

Součinitel β_e zohledňující koncentraci smykových sil od nevyrovnaných momentů vnášených do podpory:

$$\beta_e = 1,0 + 1,1 \frac{e_b}{b_b} \geq 1,05$$

$$\beta_e = 1,0 + 1,1 \frac{58,9}{611} = 1,106 \geq 1,05$$

Pozn.: Za splnění určitých podmínek lze použít přibližné hodnoty β_e uvedené v tabulce v normě. Pro vnitřní sloupy platí $\beta_e = 1,15$, takže přesný výpočet vede v našem případě k příznivější hodnotě.



Smykové napětí při protlačení v kontrolovaném obvodu:

$$\tau_{Ed} = \beta_e \frac{V_{Ed}}{d_v b_{0,5}} = 1,106 \cdot \frac{730000}{211 \cdot 2263} = 1,691 \text{ MPa}$$

8.3. Ověření odolnosti v protlačení bez výztuže na protlačení

Odolnost v protlačení není nutno podrobněji posuzovat, pokud je splněna podmínka $\tau_{Ed} \leq \tau_{Rdc,min}$, kde $\tau_{Rdc,min}$ je minimální smyková odolnost daná vztahem:

$$\tau_{Rdc,min} = \frac{11}{\gamma_V} \sqrt{\frac{f_{ck}}{f_{yd}} \cdot \frac{d_{dg}}{d_v}}$$

Posouzení (stanovení parametrů je provedeno dále):

$$\tau_{Ed} = 1,691 \text{ MPa} \not\leq \tau_{Rdc,min} = \frac{11}{1,4} \sqrt{\frac{30}{435} \cdot \frac{38}{211}} = 0,876 \text{ MPa}$$

Podmínka není splněna a je tedy nutno provést podrobnější posouzení. Smyková odolnost prvku bez smykové výztuže na protlačení se stanoví jako (omezení shora vyjadřuje únosnost tlačeného betonu při protlačení):

$$\tau_{Rd,c} = \frac{0,6}{\gamma_V} k_{pb} \left(100 \rho_l f_{ck} \frac{d_{dg}}{d_v} \right)^{\frac{1}{3}} \leq \frac{0,5}{\gamma_V} \sqrt{f_{ck}}$$

V uvedených vztazích je:

- Dílčí součinitel bezpečnosti pro smyk, pro trvalé a dočasné návrhové situace $\gamma_V = 1,40$
- Součinitel smykového gradientu při protlačení, který zvyšuje smykovou pevnost:

$$1 \leq k_{pb} = 3,6 \sqrt{1 - \frac{b_0}{b_{0,5}}} = 3,6 \sqrt{1 - \frac{1600}{2263}} = 1,949 \leq 2,5$$

- Stupeň vyztužení taženého povrchu desky podélnou výztuží (zde $\emptyset 14/100$ v obou směrech; předpokládáme, že stejná výztuž zasahuje v obou směrech min. $3d_v$ za líc podpory, a můžeme proto stanovit vyztužení pro 1 m šířky desky):

$$\rho_{lx} = \frac{a_{s,prov,x}}{bd_x} = \frac{1539}{1000 \cdot 218} = 7,06 \text{ ‰}$$

$$\rho_{ly} = \frac{a_{s,prov,y}}{bd_y} = \frac{1539}{1000 \cdot 204} = 7,54 \text{ ‰}$$

$$\rho_l = \sqrt{\rho_{lx} \cdot \rho_{ly}} = \sqrt{7,06 \cdot 7,54} = 7,30 \text{ ‰}$$

- Parametr popisující drsnost plochy porušení pro betony s $f_{ck} \leq 60 \text{ MPa}$ je $d_{dg} = 16 \text{ mm} + D_{lower} \leq 40 \text{ mm}$, kde D_{lower} je nejmenší hodnota největšího rozměru

síta hrubého kameniva, kterou lze nahradit hodnotou D_{\max} , je-li známa. V našem případě tedy:

$$d_{dg} = 16 + 22 = 38 \text{ mm} \leq 40 \text{ mm}$$

Po dosazení:

$$\tau_{Rd,c} = \frac{0,6}{1,4} \cdot 1,949 \cdot \left(100 \cdot 0,00730 \cdot 30 \cdot \frac{38}{211} \right)^{\frac{1}{3}} \leq \frac{0,5}{1,4} \cdot \sqrt{30}$$
$$\tau_{Rd,c} = 1,320 \text{ MPa} \leq 2,740 \text{ MPa}$$

Podmínka odolnosti bez výztuže na protlačení:

$$\tau_{Ed} \leq \tau_{Rd,c}$$
$$\tau_{Ed} = 1,691 \text{ MPa} \not\leq \tau_{Rd,c} = 1,320 \text{ MPa}$$

Podmínka není splněna. Je tedy třeba navrhnout výztuž na protlačení.

8.4. Ověření odolnosti s výztuží na protlačení

8.4.1. Kontrola vyztužitelnosti

Vyhovující vyztužení stropní desky na protlačení bude možné navrhnout tehdy, když je smykové napětí při protlačení v kontrolovaném obvodu menší než maximální smyková odolnost proti protlačení:

$$\tau_{Ed} \leq \tau_{Rd,max} = \eta_{sys} \tau_{Rd,c}$$

kde η_{sys} je součinitel omezující maximální odolnost, které může být dosaženo při použití smykové výztuže. Předpokládáme vyztužení pomocí třmínkových košů a platí tedy:

$$\eta_{sys} = 0,50 + 0,63 \left(\frac{b_0}{d_v} \right)^{1/4} \geq 1,0$$
$$\eta_{sys} = 0,50 + 0,63 \left(\frac{1600}{211} \right)^{1/4} = 1,55 \geq 1,0$$

Po dosazení:

$$\tau_{Ed} = 1,691 \text{ MPa} \leq \tau_{Rd,max} = \eta_{sys} \tau_{Rd,c} = 1,55 \cdot 1,32 = 2,040 \text{ MPa}$$

Podmínka je splněna. Bude možno navrhnout dostatečné vyztužení na protlačení.

Pozn.: Při nesplnění této podmínky by nemělo smysl pokračovat v návrhu třmínkové výztuže na protlačení. V prvním kroku bychom ověřili, zda lze podmínku splnit pro vyztužení pomocí smykových trnů. Pokud by ani při použití trnů podmínka nevyhověla, nebylo by možné žádným smykovým vyztužením docílit dostatečné odolnosti. Bylo by nutné změnit geometrické nebo materiálové parametry konstrukce.

8.4.2. Oblast smykové výztuže na protlačení

Smykovou výztuž na protlačení je nutno navrhnout v oblasti uvnitř kontrolního obvodu $b_{0,5,out}$, ve kterém již není potřebná výztuž na protlačení. Jeho velikost lze stanovit buď iterativně tak, že nalezneme obvod $b_{0,5,s}$, kde platí $\tau_{Ed} = \tau_{Rd,c}$ (hodnota $\tau_{Rd,c}$ není konstantní, v závislosti na součiniteli k_{pb} klesá se vzdáleností od podpory), nebo přímo ze vztahu:

$$b_{0,5,out} = b_{0,5} \left(\frac{d_v}{d_{v,out}} \cdot \frac{1}{\eta_c} \right)^2$$

Poměr odolnosti prvku bez smykové výztuže a smykového napětí při protlačení je:

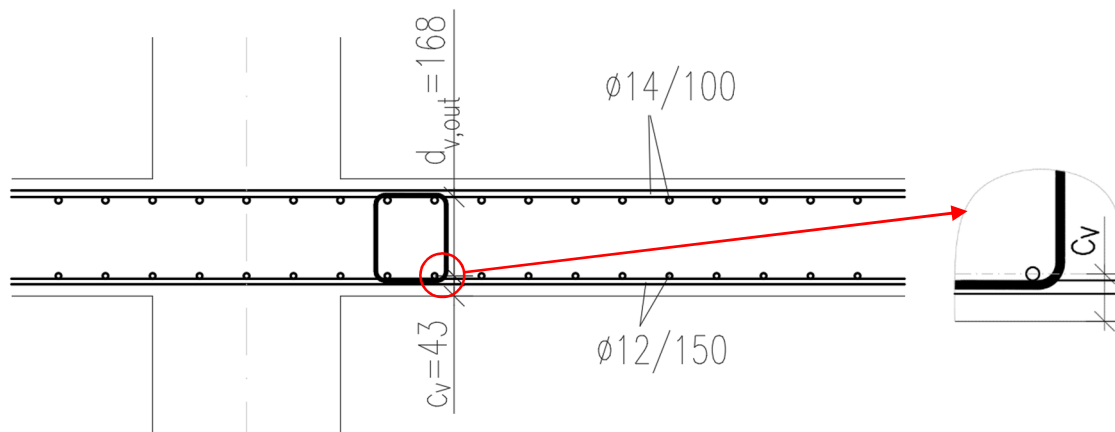
$$\eta_c = \frac{\tau_{Rd,c}}{\tau_{Ed}} = \frac{1,320}{1,691} = 0,781$$

Efektivní výška odolávající smyku v úrovni posledního obvodu smykové výztuže (vzdálenost mezi těžištěm tažené výztuže a koncem účinné části smykové výztuže v tlačené oblasti; zohledňuje riziko delaminace u tlačného povrchu) je:

$$d_{v,out} = \frac{d_x + d_y}{2} - c_v = \frac{218 + 204}{2} - 43 = 168 \text{ mm}$$

Parametr c_v značí vzdálenost konce účinné části smykové výztuže od tlačného povrchu stropní desky. Pro třmínky obepínající podélnou výztuž se počítá k těžišti této podélné výztuže:

$$c_v = c + \varnothing_{\text{dolní}} + \frac{1}{2} \varnothing_{\text{dolní}} = 25 + 12 + \frac{12}{2} = 43 \text{ mm}$$



Délka obvodu $b_{0,5,out}$, kde již není potřebná výztuž na protlačení:

$$b_{0,5,out} = b_{0,5} \left(\frac{d_v}{d_{v,out}} \cdot \frac{1}{\eta_c} \right)^2 = 2263 \cdot \left(\frac{211}{168} \cdot \frac{1}{0,781} \right)^2 = 5852 \text{ mm}$$

Předpokládáme-li tvar obvodu $b_{0,5,out}$ kopírující tvar obvodu $b_{0,5}$, potom lze jeho vzdálenost od líce podpory stanovit jako:

$$r_{0,5,out} = \frac{b_{0,5,out} - b_0}{2\pi} = \frac{5852 - 1600}{2\pi} = 677 \text{ mm}$$

8.4.3. Návrh výztuže na protlačení

Předpokládáme smykovou výztuž na protlačení ve formě třmínkových košů.

NÁVRH: Třmínky $\varnothing_w = 8$ mm (průřezová plocha jedné větve třmínku $A_{sw} = 50$ mm²).

Návrh rozmístění výztuže vychází z konstrukčních zásad.

První obvod výztuže na protlačení má být ve vzdálenosti $s_0 = (0,3 \text{ až } 0,5)d_v$ od líce podpory $\Rightarrow s_0 = (0,3 \text{ až } 0,5) \cdot 211 = 63,3 \text{ až } 105,5 \text{ mm} \Rightarrow$ **Návrh: $s_0 = 100$ mm**

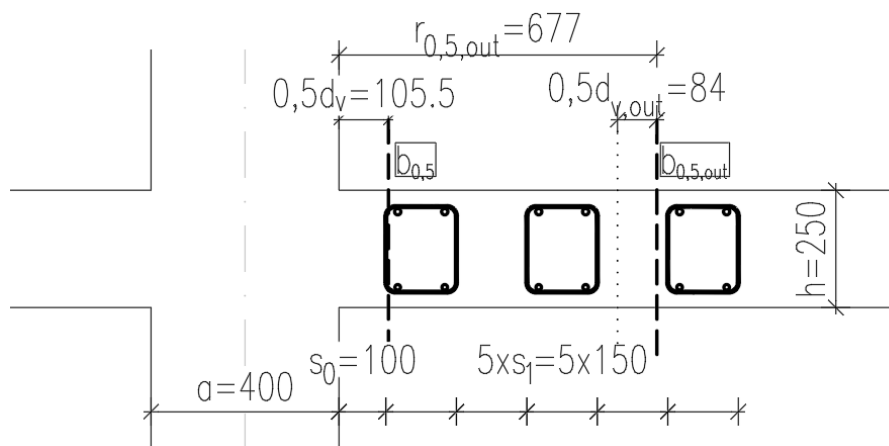
Mezilehlé obvody výztuže na protlačení mají být v roztečích $s_1 \leq 0,75d_v = 0,75 \cdot 211 = 158,3 \text{ mm} \Rightarrow$ **Návrh: $s_1 = 150$ mm**

Poslední obvod výztuže na protlačení má být ve vzdálenosti $s_{out} \leq 0,5d_{v,out}$ uvnitř obvodu $b_{0,5,out}$. V našem případě má být $s_{out} \leq 0,5 \cdot 168 = 84 \text{ mm}$. Jelikož se smyková výztuž bude nacházet i vně obvodu $b_{0,5,out}$ (viz schéma dále), je podmínka **splněna**.

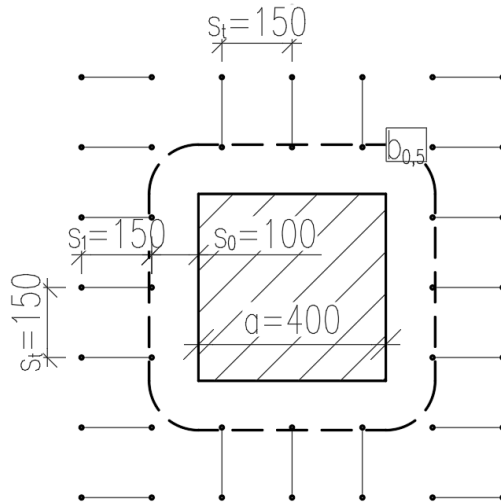
Tangenciální rozteč větví výztuže na protlačení v prvním obvodu smykové výztuže má být pro lokálně podepřené stropní desky $s_t \leq 0,75d_v$. V našem případě s uvažováním rozteče v radiálním směru $s_1 = 150 \text{ mm}$, rozměru podpory $a = 400 \text{ mm}$ a vzdálenosti prvního obvodu výztuže od podpory $s_0 = 100 \text{ mm}$ zvolíme $s_t = s_1 \Rightarrow$ **Návrh: $s_t = 150$ mm**

Pozn.: Z hlediska jednoduchosti smykového vyztužení je při použití třmínkových košů vhodné, pokud je to možné, navrhovat $s_t = s_1$. Může pak být potřeba v návaznosti na rozměr sloupu a upravit hodnotu s_0 v rámci dovoleného rozpětí.

Umístění výztuže na protlačení do příčného řezu: budou třeba **3 třmínky v řadě**. Vnější větve posledního třmínku je teoreticky nadbytečná a vnitřní větve by mohla být blíže podpoře, ale není praktické kombinovat dvoustřížné třmínky a jednostřížné spony.



Umístění prvního obvodu výztuže na protlačení do půdorysu:



NÁVRH: V každé řadě 3x dvoustržný třímínek $\phi_w = 8$ mm, $s_0 = 100$ mm, $s_1 = 150$ mm, $s_t = 150$ mm (schéma viz kapitola 8.4.6)

8.4.4. Posouzení výztuže na protlačení

Maximální účinný profil výztuže na protlačení pro uzavřené tříminky je:

$$\phi_{w,max} = 11 \sqrt{\frac{d_v}{200}} = 11 \sqrt{\frac{211}{200}} = 11,3 \text{ mm} < \phi_w = 8 \text{ mm}$$

→ lze započítat celý skutečný profil třímíneků

Smyková odolnost prvku se smykovou výztuží na protlačení se stanoví jako:

$$\tau_{Rd,cs} = \eta_c \tau_{Rd,c} + \eta_s \rho_w f_{ywd} \begin{cases} \geq \rho_w f_{ywd} \\ \leq \eta_{sys} \tau_{Rd,c} \end{cases}$$

V uvedeném vztahu je:

- Faktor vyjadřující účinnost smykové výztuže:

$$\eta_s = \frac{d_v}{150 \phi_w} + \left(\frac{15 d_{dg}}{d_v} \right)^{1/2} \cdot \left(\frac{1}{\eta_c k_{pb}} \right)^{3/2} \leq 0,8$$

$$\eta_s = \frac{211}{150 \cdot 8} + \left(\frac{15 \cdot 38}{211} \right)^{1/2} \cdot \left(\frac{1}{0,781 \cdot 1,949} \right)^{3/2} = 1,051 \not\leq 0,8 \rightarrow \eta_s = 0,8$$

- Výpočtová radiální rozteč větví smykové výztuže:

$$s_r = \max \left(\frac{s_0 + s_1}{2}; s_1 \right) = \max \left(\frac{100 + 150}{2}; 150 \right) = 150 \text{ mm}$$

- Stupeň vyztužení smykovou výztuží:

$$\rho_w = \frac{A_{sw}}{s_r s_t} = \frac{50}{150 \cdot 150} = 2,22 \text{ ‰}$$

Po dosazení dostaneme:

$$\tau_{Rd,cs} = 0,781 \cdot 1,32 + 0,8 \cdot 0,00222 \cdot 435 = 1,803 \text{ MPa} \begin{cases} \geq 0,00222 \cdot 435 = 0,966 \text{ MPa} \\ \leq 1,55 \cdot 1,32 = 2,040 \text{ MPa} \end{cases}$$

Podmínka odolnosti s výztuží na protlačení:

$$\tau_{Ed} \leq \tau_{Rd,cs}$$

$$\tau_{Ed} = 1,691 \text{ MPa} \leq \tau_{Rd,cs} = 1,803 \text{ MPa}$$

Podmínka je splněna. Odolnost s výztuží na protlačení je dostatečná.

8.4.5. Kontrola vyztužení

Kromě konstrukčních zásad, ze kterých vycházel návrh výztuže a jejichž splnění je tedy zajištěno, je nutné splnit další podmínky.

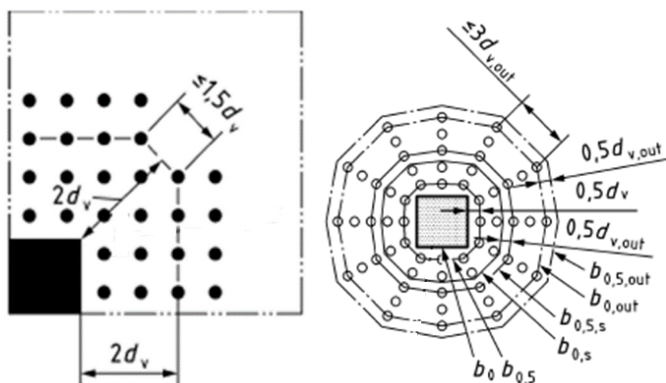
Pro třmínky je potřeba vytvořit minimálně dva obvody smykové výztuže. Je vytvořeno $n = 6$ obvodů smykové výztuže (viz schéma výztuže v kapitole 8.4.6) => Splněno.

Tangenciální rozteč větví výztuže na protlačení $s_{t,2}$ ve vzdálenosti $2d_v = 2 \cdot 211 = 422 \text{ mm}$ od líce podpory má být $s_{t,2} \leq 1,5d_v$. V našem případě:

$$s_{t,2} = 212 \text{ mm (viz schéma výztuže)} \leq 1,5d_v = 1,5 \cdot 211 = 316,5 \text{ mm} \rightarrow \text{Splněno}$$

Tangenciální rozteč větví výztuže na protlačení $s_{t,out}$ ve vzdálenosti $0,5d_{v,out} = 0,5 \cdot 168 = 84 \text{ mm}$ uvnitř obvodu $b_{0,5,out}$ má být nejvýše $3d_v$, aby byl účinný celý obvod $b_{0,5,out}$. V našem případě:

$$s_{t,out} = 212 \text{ mm (viz schéma výztuže)} \leq 3d_v = 3 \cdot 211 = 633 \text{ mm} \rightarrow \text{Splněno}$$

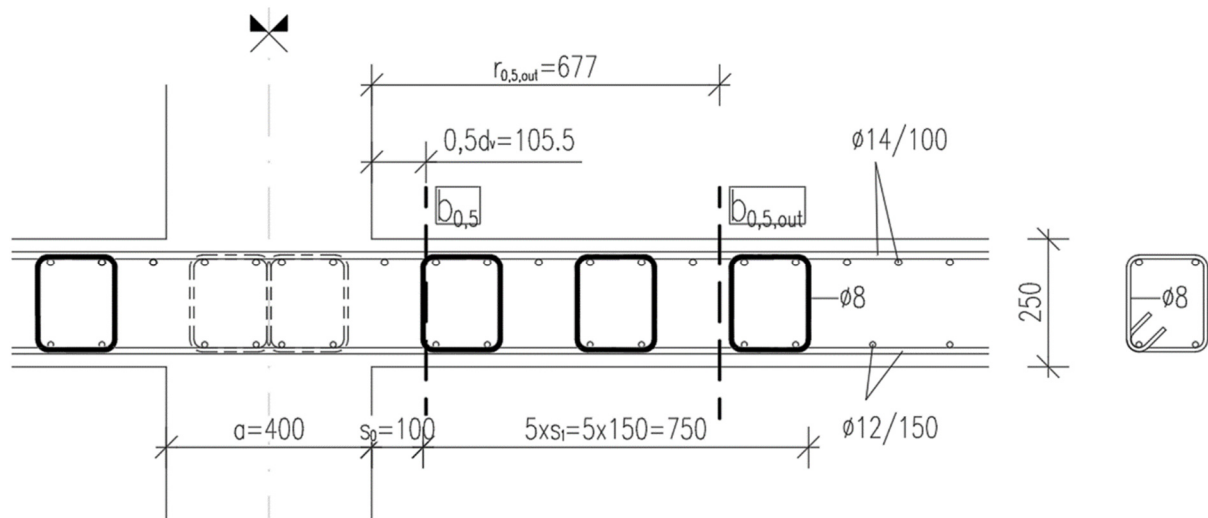


Tyto obrázky nejsou dílem autora.
Jsou převzaty z normy [1].

Stupeň vyztužení má splnit podmínku minimálního smykového vyztužení (faktor 0,9 značí skutečnost, že pro výztuž třídy tažnosti B lze vyztužení redukovat o 10 %):

$$\rho_w = 2,22 \text{ ‰} \geq \rho_{w,min} = 0,08 \frac{\sqrt{f_{ck}}}{f_{yk}} \cdot 0,9 = 0,08 \frac{\sqrt{30}}{500} \cdot 0,9 = 0,79 \text{ ‰} \rightarrow \text{Splněno}$$

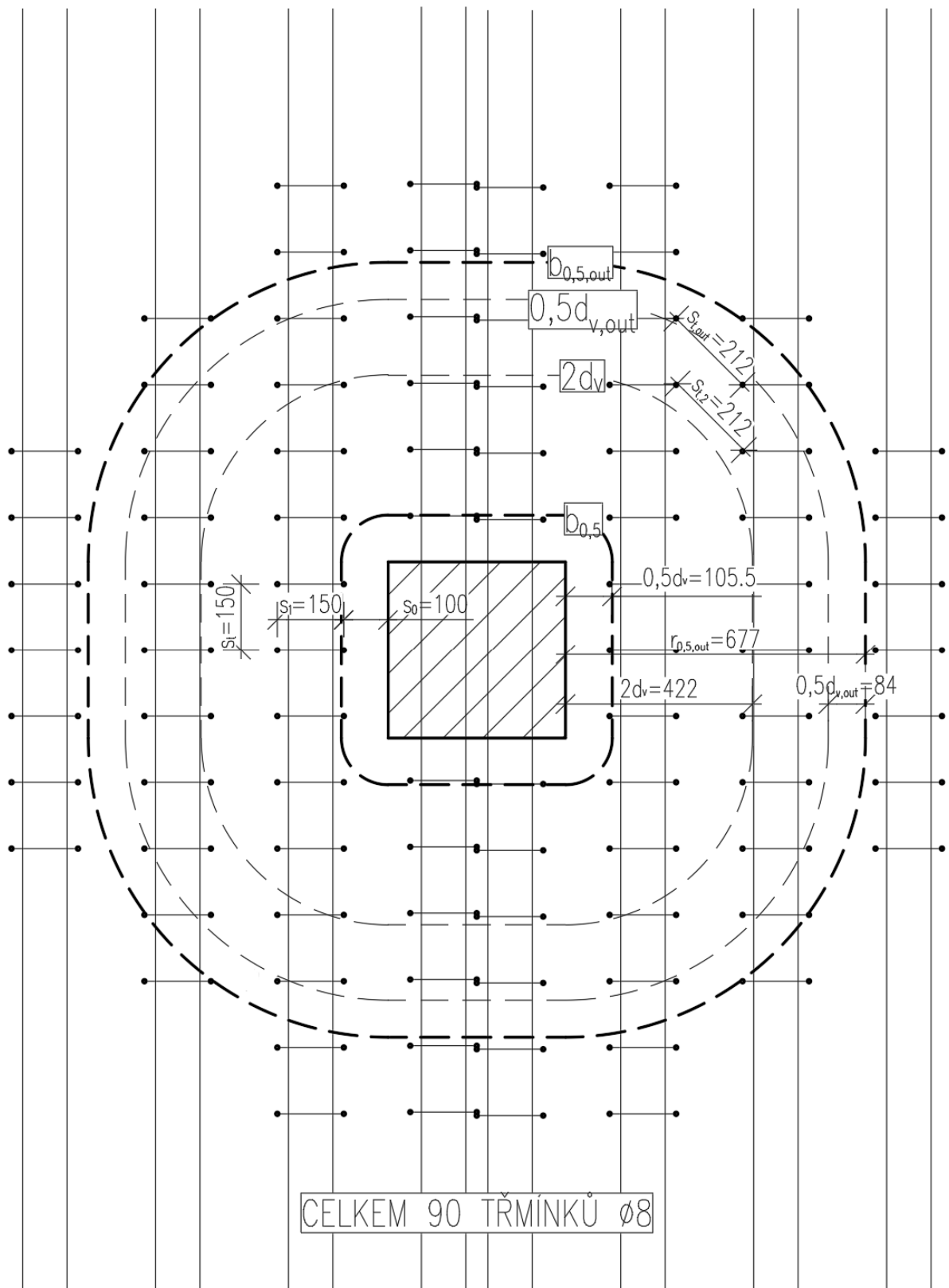
8.4.6. Schéma navrženého vyztužení



Pozn.: Spodní podélná výztuž je navržena jako $\phi 12/150$. Pro zajištění souladu s rastrem třmínek jsou v oblasti výztuže na protlačení rozteče upraveny tak, že se střídá rozteč 100 mm a rozteč 200 mm, což je z hlediska plochy podélného vyztužení ekvivalentní a v souladu s konstrukčními zásadami. Použity budou třmínky s háky stykované v tlačené oblasti (u dolního povrchu).

Pozn.: Oproti první generaci Eurokódu 2 lze stejně jako u stropních desek postupovat i při posouzení protlačení u základových desek a patek. Není již třeba iteračně hledat polohu kritického průřezu. Je možno i pro základové desky a patky uvažovat kontrolní průřez ve vzdálenosti $0,5d_v$ od líce podpory. Odlišné jsou pouze některé konstrukční zásady pro uspořádání výztuže ($s_0 = (0,2 \text{ až } 0,3)d_v$, $s_1 \leq 0,5d_v$) a je možné redukovat působící sílu V_{Ed} . Pro prvky se smykovou výztuží (resp. bez smykové výztuže) je možná redukce o reakci podloží z oblasti ohraničené kontrolním obvodem ve vzdálenosti $0,5d_v$ (resp. $0,67d_v$) od líce podpory.

Pozn.: Oproti první generaci Eurokódu 2 je stejný postup platný i pro smykové trny. Liší se pouze některé konstanty ve výpočetních vztazích. Ve výpočtu η_{sys} je místo konstanty 0,50 konstanta 0,70; při výpočtu c_v lze uvažovat celou výšku trny; při výpočtu $\phi_{w,max}$ je místo konstanty 11 konstanta 16.



NÁVRH PRVKU VYHOVUJE VČETNĚ KONSTRUKČNÍCH ZÁSAD

9. Protlačení – lokálně podepřená stropní deska, vyztužení smykovými trny

Pro konstrukci z příkladu 8 navrhnete vyztužení pomocí smykových trnů. Ostatní parametry zadání se nemění.

Použité přílohy

P05 Konstrukční zásady pro vyztuž plných desek

P07 Konstrukční zásady pro vyztuž na protlačení

9.1. Materiály

Viz kapitola 8.1.

9.2. Geometrie posuzované oblasti a smykové napětí při protlačení

Viz kapitola 8.2.

9.3. Ověření odolnosti v protlačení bez vyztuže na protlačení

Viz kapitola 8.3.

9.4. Ověření odolnosti s vyztuží na protlačení

9.4.1. Kontrola vyztužitelnosti

Vyhovující vyztužení stropní desky na protlačení bude možné navrhnout tehdy, když je smykové napětí při protlačení v kontrolovaném obvodu menší než maximální smyková odolnost proti protlačení:

$$\tau_{Ed} \leq \tau_{Rd,max} = \eta_{sys} \tau_{Rd,c}$$

Kde η_{sys} je součinitel podle typu vyztuže na protlačení. Předpokládáme vyztužení pomocí smykových trnů a platí tedy:

$$\eta_{sys} = 0,70 + 0,63 \left(\frac{b_0}{d_v} \right)^{1/4} \geq 1,0$$

$$\eta_{sys} = 0,70 + 0,63 \left(\frac{1600}{211} \right)^{1/4} = 1,75 \geq 1,0$$

Po dosazení:

$$\tau_{Ed} = 1,691 \text{ MPa} \leq \tau_{Rd,max} = \eta_{sys} \tau_{Rd,c} = 1,75 \cdot 1,32 = 2,310 \text{ MPa}$$

Podmínka je splněna. Bude možno navrhnout dostatečné vyztužení na protlačení.

Pozn.: Při nesplnění této podmínky by nemělo smysl pokračovat v návrhu výztuže na protlačení, neboť by nebylo možné žádným smykovým vyztužením docílit dostatečné odolnosti. Bylo by nutné změnit geometrické nebo materiálové parametry konstrukce.

9.4.2. Oblast smykové výztuže na protlačení

Smykovou výztuž na protlačení je nutno navrhnout v oblasti uvnitř kontrolního obvodu $b_{0,5,out}$, ve kterém již není potřebná výztuž na protlačení. Jeho velikost stanovíme přímo ze vztahu:

$$b_{0,5,out} = b_{0,5} \left(\frac{d_v}{d_{v,out}} \cdot \frac{1}{\eta_c} \right)^2$$

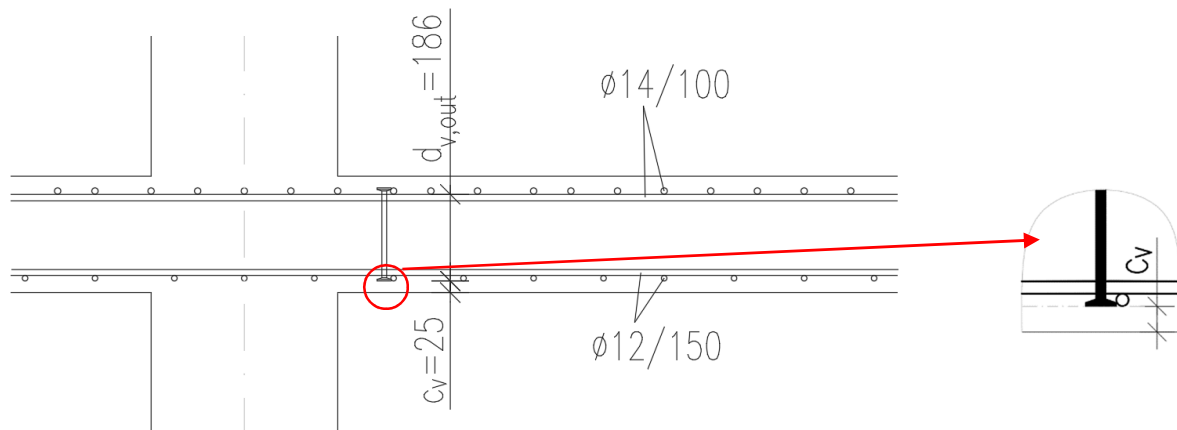
Poměr odolnosti prvku bez smykové výztuže a smykového napětí při protlačení je:

$$\eta_c = \frac{\tau_{Rd,c}}{\tau_{Ed}} = \frac{1,320}{1,691} = 0,781$$

Efektivní výška odolávající smyku v úrovni posledního obvodu smykové výztuže (vzdálenost mezi těžištěm tažené výztuže a koncem účinné části smykové výztuže v tlačené oblasti, zohledňuje riziko delaminace u tlačného povrchu) je:

$$d_{v,out} = \frac{d_x + d_y}{2} - c_v = \frac{218 + 204}{2} - 25 = 186 \text{ mm}$$

Parametr c_v značí vzdálenost konce účinné části smykové výztuže od tlačného povrchu stropní desky. Pro smykové trny se počítá ke spodnímu líci trnu. Předpokládáme, že délka trnů bude rovna výšce desky ponížené pouze o krytí, a tedy $c_v = c = 25 \text{ mm}$.



Délka obvodu $b_{0,5,out}$, kde již není potřebná výztuž na protlačení:

$$b_{0,5,out} = b_{0,5} \left(\frac{d_v}{d_{v,out}} \cdot \frac{1}{\eta_c} \right)^2 = 2263 \cdot \left(\frac{211}{186} \cdot \frac{1}{0,781} \right)^2 = 4774 \text{ mm}$$

Předpokládáme-li tvar obvodu $b_{0,5,out}$ kopírující tvar obvodu $b_{0,5}$, potom lze jeho vzdálenost od líce podpory stanovit jako:

$$r_{0,5,out} = \frac{b_{0,5,out} - b_0}{2\pi} = \frac{4774 - 1600}{2\pi} = 505 \text{ mm}$$

9.4.3. Návrh výztuže na protlačení

Předpokládáme výztuž na protlačení ve formě smykových trnů.
NÁVRH: Trny $\varnothing_w = 10$ mm (průřezová plocha jednoho trnu $A_{sw} = 78,5$ mm²).

Návrh rozmístění výztuže vychází z konstrukčních zásad.

První obvod výztuže na protlačení má být ve vzdálenosti $s_0 = (0,3 \text{ až } 0,5)d_v$ od líce podpory $\Rightarrow s_0 = (0,3 \text{ až } 0,5) \cdot 211 = 63,3 \text{ až } 105,5 \text{ mm} \Rightarrow$ **Návrh: $s_0 = 100$ mm**

Mezilehlé obvody výztuže na protlačení mají být v roztečích $s_1 \leq 0,75d_v = 0,75 \cdot 211 = 158,3 \text{ mm} \Rightarrow$ **Návrh: $s_1 = 150$ mm**

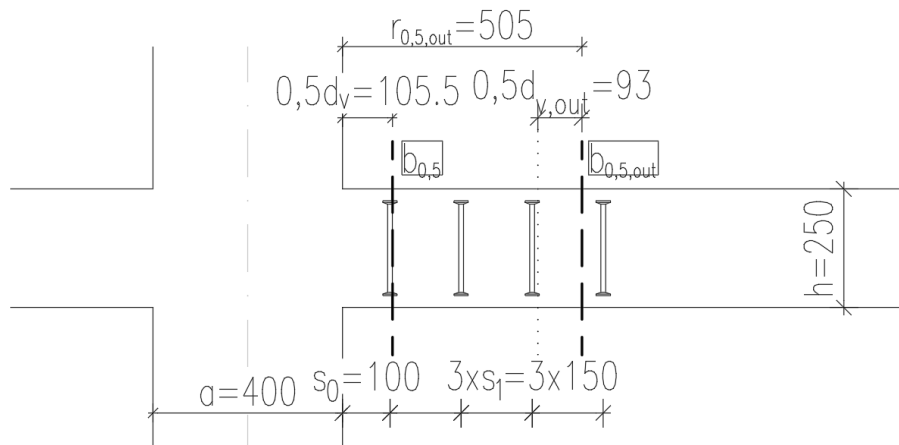
Poslední obvod výztuže na protlačení má být ve vzdálenosti $s_{out} \leq 0,5d_{v,out}$ uvnitř obvodu $b_{0,5,out}$. V našem případě má být $s_{out} \leq 0,5 \cdot 186 = 93 \text{ mm}$. Jelikož se smyková výztuž bude nacházet i vně obvodu $b_{0,5,out}$ (viz schéma dále), je podmínka **splněna**.

Tangenciální rozteč větví výztuže na protlačení v prvním obvodu smykové výztuže má být pro lokálně podepřené stropní desky $s_t \leq 0,75d_v$. V našem případě zvolíme $s_t = s_1 \Rightarrow$ **Návrh: $s_t = 150$ mm**

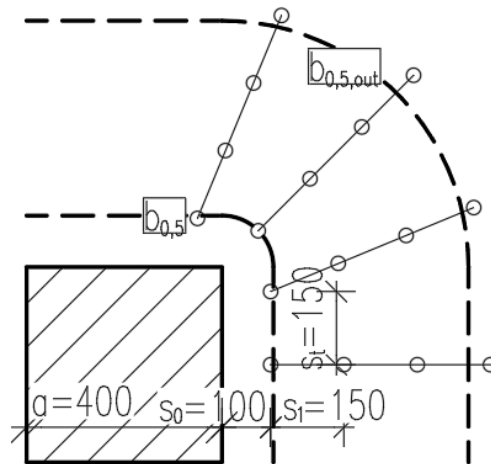
Umístění trnů do příčného řezu: budou třeba **4 trny v řadě**. Teoreticky bychom mohli zvolit $s_0 = 105 \text{ mm}$, $s_1 = 155 \text{ mm}$ a pak by stačily pouze 3 trny v řadě, jelikož by třetí trn ležel uvnitř obvodu $b_{0,5,out}$ ve vzdálenosti:

$$s_{out} = r_{0,5,out} - s_0 - 2s_1 = 505 - 105 - 2 \cdot 155 = 90 \text{ mm} \leq 0,5d_{v,out} = 93 \text{ mm}$$

Takový návrh by však byl zcela hraniční, což není vhodné. Proto bezpečně navrhujeme 4 trny.



Umístění výztuže na protlačení do půdorysu (zobrazena výztuž pro ¼ obvodu):



NÁVRH: 16 lišt po 4 smykových trnech $\phi_w = 10$ mm, $s_0 = 100$ mm, $s_1 = 150$ mm, $s_t = 150$ mm (schéma viz kapitola 9.4.6)

9.4.4. Posouzení výztuže na protlačení

Maximální účinný profil výztuže na protlačení pro smykové trny je:

$$\phi_{w,max} = 16 \sqrt{\frac{d_v}{200}} = 16 \sqrt{\frac{211}{200}} = 16,4 \text{ mm} < \phi_w = 10 \text{ mm}$$

→ lze započítat celý skutečný profil trnů

Smyková odolnost prvku se smykovou výztuží na protlačení se stanoví jako:

$$\tau_{Rd,cs} = \eta_c \tau_{Rd,c} + \eta_s \rho_w f_{ywd} \begin{cases} \geq \rho_w f_{ywd} \\ \leq \eta_{sys} \tau_{Rd,c} \end{cases}$$

V uvedeném vztahu je:

- Faktor vyjadřující účinnost smykové výztuže:

$$\eta_s = \frac{d_v}{150 \phi_w} + \left(\frac{15 d_{dg}}{d_v} \right)^{1/2} \cdot \left(\frac{1}{\eta_c k_{pb}} \right)^{3/2} \leq 0,8$$

$$\eta_s = \frac{211}{150 \cdot 10} + \left(\frac{15 \cdot 38}{211} \right)^{1/2} \cdot \left(\frac{1}{0,781 \cdot 1,949} \right)^{3/2} = 1,016 \not\leq 0,8 \rightarrow \eta_s = 0,8$$

- Výpočtová radiální rozteč větví smykové výztuže:

$$s_r = \max \left(\frac{s_0 + s_1}{2}; s_1 \right) = \max \left(\frac{100 + 150}{2}; 150 \right) = 150 \text{ mm}$$

- Stupeň vyztužení smykovou výztuží:

$$\rho_w = \frac{A_{sw}}{s_r s_t} = \frac{78,5}{150 \cdot 150} = 3,49 \text{ ‰}$$

Po dosazení dostaneme:

$$\tau_{Rd,cs} = 0,781 \cdot 1,32 + 0,8 \cdot 0,00349 \cdot 435 = 2,245 \text{ MPa} \begin{cases} \geq 0,00349 \cdot 435 = 1,518 \text{ MPa} \\ \leq 1,75 \cdot 1,32 = 2,310 \text{ MPa} \end{cases}$$

Podmínka odolnosti s výztuží na protlačení:

$$\tau_{Ed} \leq \tau_{Rd,cs}$$
$$\tau_{Ed} = 1,691 \text{ MPa} \leq \tau_{Rd,cs} = 2,245 \text{ MPa}$$

Podmínka je splněna. Odolnost s výztuží na protlačení je dostatečná.

9.4.5. Kontrola vyztužení

Kromě konstrukčních zásad, ze kterých vycházel návrh výztuže a jejichž splnění je tedy zajištěno, je nutné splnit další podmínky.

Pro trny je potřeba vytvořit minimálně dva obvody smykové výztuže. Jsou vytvořeny $n = 4$ obvody smykové výztuže (viz schéma výztuže v kapitole 9.4.6) => Splněno.

Tangenciální rozteč větví výztuže na protlačení $s_{t,2}$ ve vzdálenosti $2d_v = 2 \cdot 211 = 422$ mm od líce podpory má být $s_{t,2} \leq 1,5d_v$. V našem případě:

$$s_{t,2} = 266 \text{ mm (viz schéma výztuže)} \leq 1,5d_v = 1,5 \cdot 211 = 316,5 \text{ mm} \rightarrow \text{Splněno}$$

Tangenciální rozteč větví výztuže na protlačení $s_{t,out}$ ve vzdálenosti $0,5d_{v,out} = 0,5 \cdot 186 = 93$ mm uvnitř obvodu $b_{0,5,out}$ má být nejvýše $3d_v$, aby byl účinný celý obvod $b_{0,5,out}$. V našem případě:

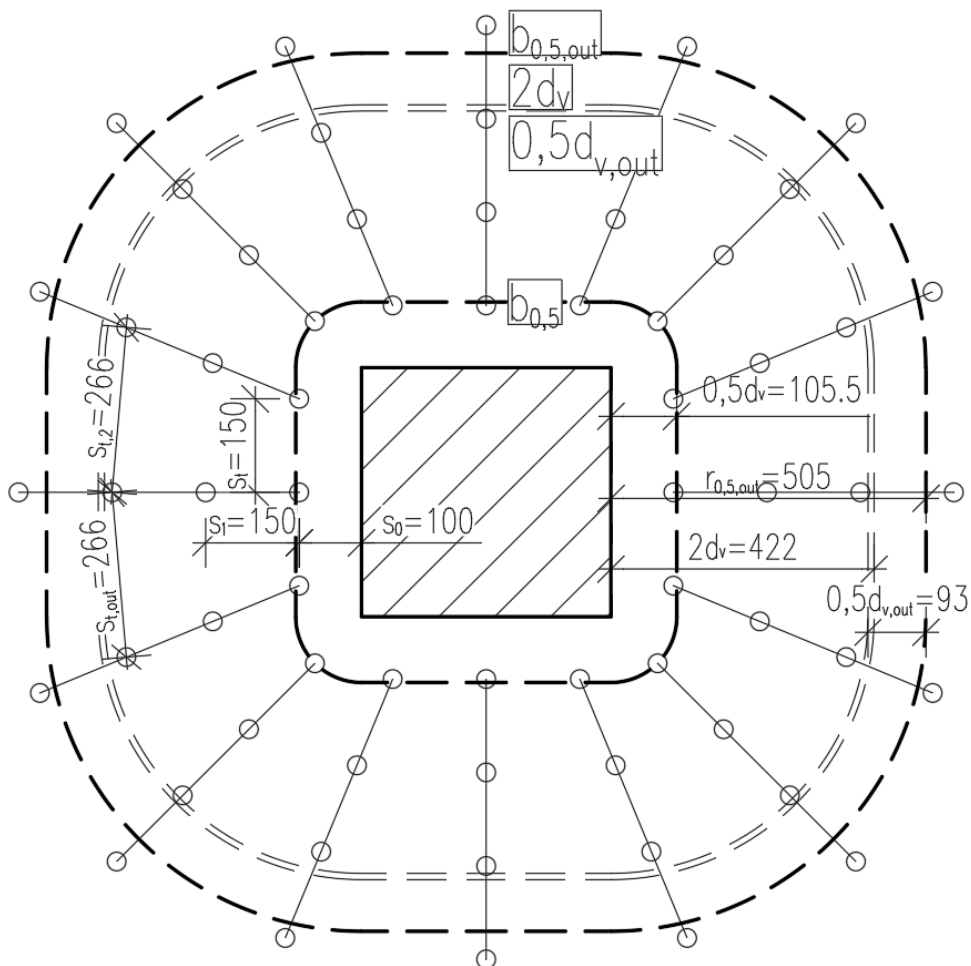
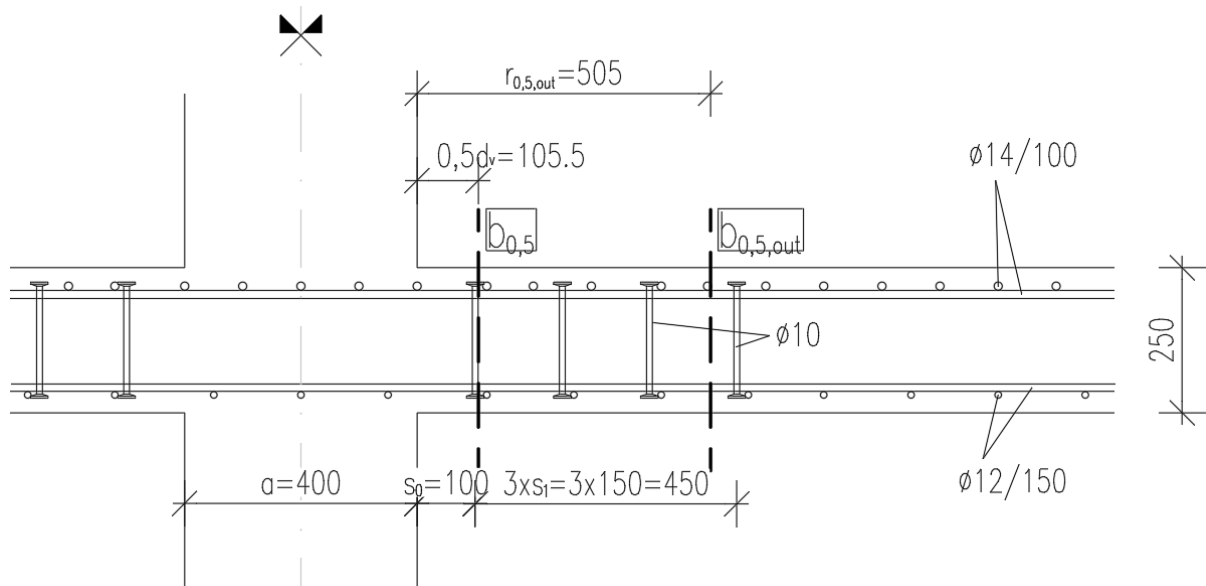
$$s_{t,out} = 266 \text{ mm (viz schéma výztuže)} \leq 3d_v = 3 \cdot 211 = 633 \text{ mm} \rightarrow \text{Splněno}$$

Stupeň vyztužení má splnit podmínku minimálního smykového vyztužení (faktor 0,9 značí skutečnost, že pro výztuž třídy tažnosti B lze vyztužení redukovat o 10 %):

$$\rho_w = 3,49 \% \geq \rho_{w,min} = 0,08 \frac{\sqrt{f_{ck}}}{f_{yk}} \cdot 0,9 = 0,08 \frac{\sqrt{30}}{500} \cdot 0,9 = 0,79 \% \rightarrow \text{Splněno}$$

Pozn.: Při porovnání výsledného vyztužení (kapitola 9.4.6) s příkladem 8 (kapitola 8.4.6) je patrné, že použití smykových trnů vede k vyšší únosnosti při menším počtu výztužných prvků. Návrh vhodného vyztužení pro každou konstrukci je věcí projektanta, který musí zvážit statické, prováděcí i ekonomické hledisko.

9.4.6. Schéma navrženého vyztužení



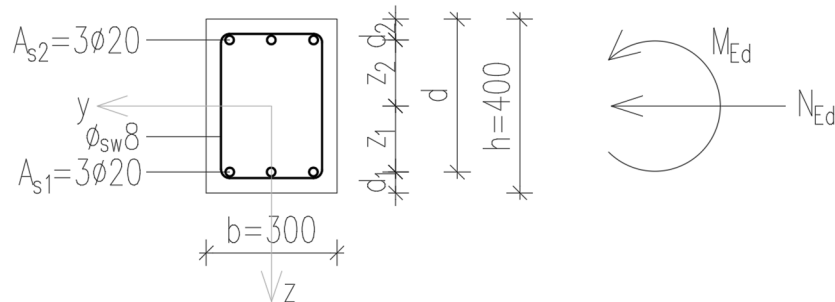
CELKEM 64 TRNŮ $\phi 10$

NÁVRH PRVKU VYHOVUJE VČETNĚ KONSTRUKČNÍCH ZÁSAD

10. Normálová síla a ohybový moment – interakční diagram symetrického průřezu

Vykreslete interakční diagram průřezu sloupu, jehož schéma je uvedeno na obrázku níže, pro směr ohybu kolem osy y . Uvažujte obdélníkové rozdělení napětí v tlačeném betonu při dosažení MSÚ. Tloušťka betonové krycí vrstvy byla stanovena hodnotou $c = 30$ mm.

Uvažujte beton pevnostní třídy C30/37, třídy vývoje pevnosti CR, ocel B500B. Referenční stáří betonu, pro které je specifikována třída pevnosti, je $t_{ref} = 28$ dní. Neočekává se výskyt návrhového zatížení na konstrukci po dobu tří měsíců od betonáže.



Použité přílohy

P03 Stanovení návrhové pevnosti betonu v tlaku

10.1. Materiály

Beton C30/37

$$f_{cd} = \eta_{cc} k_{tc} \frac{f_{ck}}{\gamma_c} = 1,0 \cdot 1,0 \cdot \frac{30}{1,5} = 20 \text{ MPa}$$

$$\eta_{cc} = \left(\frac{f_{ck,ref}}{f_{ck}} \right)^{1/3} = \left(\frac{40}{30} \right)^{1/3} = 1,1 \geq 1,0 \rightarrow \text{uplatní se omezení } \eta_{cc} = 1,0$$

$k_{tc} = 1,0$, jelikož je použit beton třídy vývoje pevnosti CR, $t_{ref} \leq 28$ dní a současně se neočekává výskyt návrhového zatížení na konstrukci po dobu tří měsíců od betonáže

Poměrné přetvoření při dosažení pevnosti betonu v tlaku: $\varepsilon_{c2} = 0,002$

Ocel B500B

$$f_{yd} = \frac{f_{yk}}{\gamma_s} = \frac{500}{1,15} = 435 \text{ MPa}$$

$$\varepsilon_{yd} = \frac{f_{yd}}{E_s} = \frac{435}{200000} = 0,002175$$

$$\xi_{bal,1} = \frac{\varepsilon_{cu}}{\varepsilon_{cu} + \varepsilon_{yd}} = \frac{0,0035}{0,0035 + 0,002175} = 0,617$$

Napětí ve výztuži při dosažení pevnosti betonu v tlaku: $\sigma_s = \varepsilon_{c2} E_s = 0,002 \cdot 200\,000 = 400 \text{ MPa}$
 $\leq f_{yd} = 435 \text{ MPa}$.

10.2. Parametry průřezu

$$d_1 = d_2 = c + \varnothing_{sw} + \frac{\varnothing}{2} = 30 + 8 + \frac{20}{2} = 48 \text{ mm}$$

$$d = h - d_1 = 400 - 48 = 352 \text{ mm}$$

$$z_1 = z_2 = 0,5h - d_1 = 200 - 48 = 152 \text{ mm}$$

$$A_{s1} = A_{s2} = 3\varnothing 20 = 3 \cdot \pi \cdot 10^2 = 942 \text{ mm}^2$$

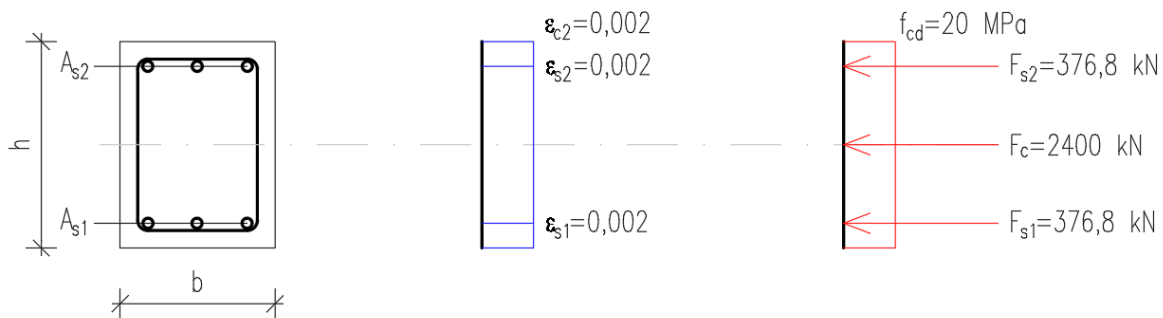
10.3. Výpočet bodů interakčního diagramu

Souřadnice významných bodů interakčního diagramu dopočteme z rovnováhy vnitřních sil vzhledem k těžišti průřezu. Pro odvození vztahů v bodech 2 (ε_{s2}) a 3 (σ_{s2}) se využívá též podobnosti trojúhelníků.

10.3.1. Bod 0 – dostředný tlak

$$\begin{aligned} N_{Rd,0} &= -F_c - F_{s1} - F_{s2} = -bhf_{cd} - A_{s1}\sigma_s - A_{s2}\sigma_s = \\ &= -300 \cdot 400 \cdot 20 - 942 \cdot 400 - 942 \cdot 400 = -2400 - 376,8 - 376,8 = -3153,6 \text{ kN} \end{aligned}$$

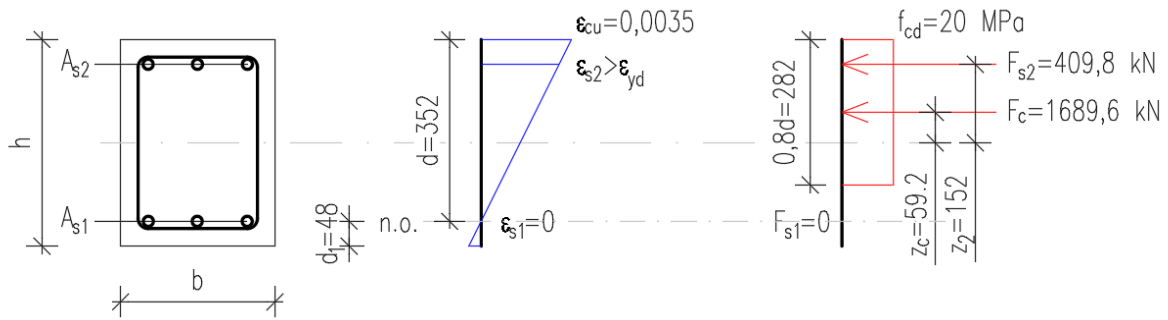
$$\begin{aligned} M_{Rd,0} &= F_{s2}z_2 - F_{s1}z_1 = (A_{s2}z_2 - A_{s1}z_1)\sigma_s = \\ &= (942 \cdot 152 - 942 \cdot 152) \cdot 400 = 0 \text{ kNm} \end{aligned}$$



10.3.2. Bod 1 – nulové přetvoření tažené výztuže ($\varepsilon_{s1} = 0$)

$$\begin{aligned} N_{Rd,1} &= -F_c - F_{s2} = -0,8bdf_{cd} - A_{s2}f_{yd} = \\ &= -0,8 \cdot 300 \cdot 352 \cdot 20 - 942 \cdot 435 = -1689,6 - 409,8 = -2099,4 \text{ kN} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} M_{Rd,1} &= F_c z_c + F_{s2} z_2 = 0,8bdf_{cd} \left(\frac{h}{2} - 0,4d \right) + A_{s2} f_{yd} z_2 \\ &= 0,8 \cdot 300 \cdot 352 \cdot 20 \cdot \left(\frac{400}{2} - 0,4 \cdot 352 \right) + 942 \cdot 435 \cdot 152 = \\ &= 1689,6 \cdot 59,2 + 409,8 \cdot 152 = 100,0 + 62,3 = 162,3 \text{ kNm} \end{aligned}$$



10.3.3. Bod 2 – dosažení meze kluzu v tažené výztuži ($\sigma_{s1} = f_{yd}$)

$$N_{Rd,2} = -F_c - F_{s2} + F_{s1} = -0,8bx_{bal,1}f_{cd} - A_{s2}\sigma_{s2} + A_{s1}f_{yd}$$

$$M_{Rd,2} = F_c z_c + F_{s1} z_1 + F_{s2} z_2 = 0,8bx_{bal,1}f_{cd} \left(\frac{h}{2} - 0,4x_{bal,1} \right) + A_{s2}\sigma_{s2} z_2 + A_{s1}f_{yd} z_1$$

$$x_{bal,1} = \xi_{bal,1} d = 0,617 \cdot 352 = 217,2 \text{ mm}$$

Z podobnosti trojúhelníků:

$$\frac{\varepsilon_{cu}}{x_{bal,1}} = \frac{\varepsilon_{s2}}{x_{bal,1} - d_2} \rightarrow \varepsilon_{s2} = \varepsilon_{cu} \frac{x_{bal,1} - d_2}{x_{bal,1}} = 0,0035 \cdot \frac{217,2 - 48}{217,2} = 0,00273 \geq \varepsilon_{yd} = 0,002175$$

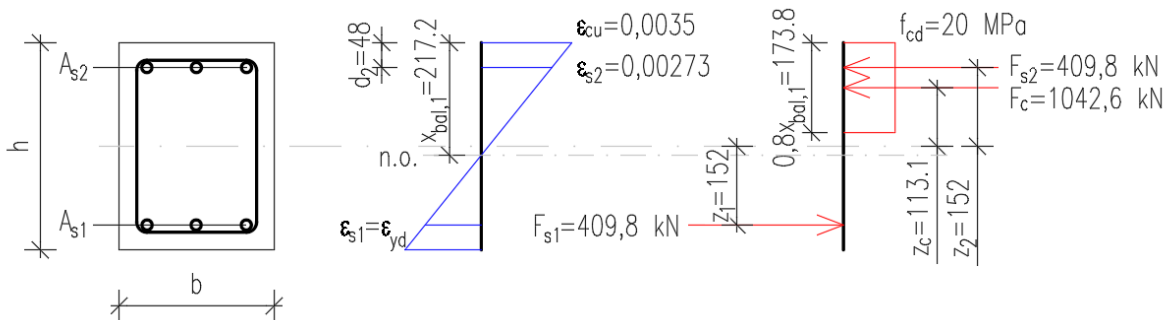
$$\rightarrow \sigma_{s2} = f_{yd} = 435 \text{ MPa}$$

Vyčíslení hodnot:

$$N_{Rd,2} = -0,8 \cdot 300 \cdot 217,2 \cdot 20 - 942 \cdot 435 + 942 \cdot 435 = -1042,6 - 409,8 + 409,8 = -1042,6 \text{ kN}$$

$$M_{Rd,2} = 0,8 \cdot 300 \cdot 217,2 \cdot 20 \cdot \left(\frac{400}{2} - 0,4 \cdot 217,2 \right) + 942 \cdot 435 \cdot 152 + 942 \cdot 435 \cdot 152 =$$

$$= 1042,6 \cdot 113,1 + 409,8 \cdot 152 + 409,8 \cdot 152 = 117,9 + 62,3 + 62,3 = 242,5 \text{ kNm}$$



10.3.4. Bod 3 – čistý ohyb ($N_{Rd} = 0$)

$$N_{Rd,3} = -F_c - F_{s2} + F_{s1} = -0,8bf_{cd} - A_{s2}\sigma_{s2} + A_{s1}f_{yd} = 0$$

$$M_{Rd,3} = F_c z_c + F_{s1} z_1 + F_{s2} z_2 = 0,8bf_{cd} \left(\frac{h}{2} - 0,4x \right) + A_{s2}\sigma_{s2} z_2 + A_{s1}f_{yd} z_1$$

Z podobnosti trojúhelníků a Hookova zákona:

$$\frac{\varepsilon_{cu}}{x} = \frac{\varepsilon_{s2}}{x - d_2} \rightarrow \varepsilon_{s2} = \varepsilon_{cu} \frac{x - d_2}{x} \rightarrow \sigma_{s2} = \varepsilon_{s2} E_s = \frac{\varepsilon_{cu} E_s (x - d_2)}{x}$$

Výše uvedené rovnice obsahují dvě neznámé – x a σ_{s2} . Dosazením vztahu pro σ_{s2} do rovnice pro $N_{Rd,3}$ a následnou úpravou získáme kvadratickou rovnici o jedné neznámé σ_{s2} :

$$0 = \sigma_{s2}^2 A_{s2} - \sigma_{s2} (A_{s1} f_{yd} + A_{s2} \varepsilon_{cu} E_s) + \varepsilon_{cu} E_s (A_{s1} f_{yd} - 0,8bf_{cd} d_2)$$

$$0 = 942\sigma_{s2}^2 - \sigma_{s2} (942 \cdot 435 + 942 \cdot 0,0035 \cdot 200000) + 0,0035 \cdot 200000 (942 \cdot 435 - 0,8 \cdot 300 \cdot 20 \cdot 48)$$

$$0 = 942\sigma_{s2}^2 - 1069170\sigma_{s2} + 125559000$$

$$\sigma_{s2} = 133,0 \text{ MPa (druhý kořen } 1002 \text{ MPa } \geq f_{yd} \text{ nemá fyzikální smysl)}$$

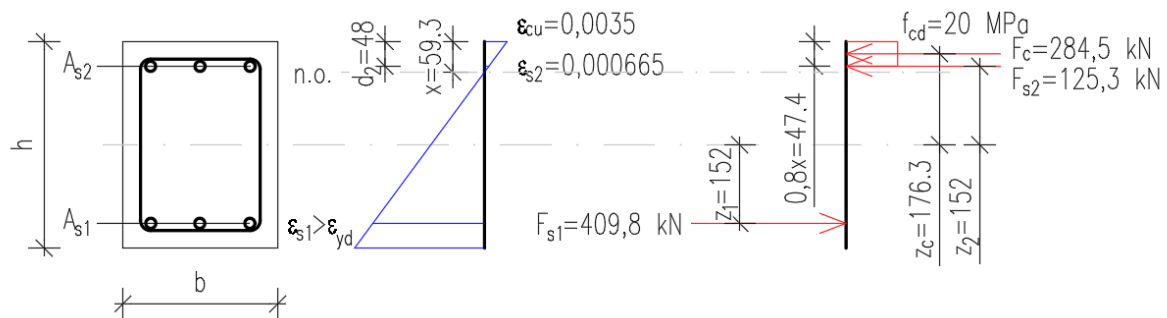
Úpravou rovnice pro $N_{Rd,3}$ a dosazením σ_{s2} spočteme výšku tlačené oblasti x :

$$x = \frac{A_{s1} f_{yd} - A_{s2} \sigma_{s2}}{0,8bf_{cd}} = \frac{942 \cdot 435 - 942 \cdot 133}{0,8 \cdot 300 \cdot 20} = 59,27 \text{ mm}$$

Nakonec dopočteme hodnotu $M_{Rd,3}$:

$$M_{Rd,3} = 0,8 \cdot 300 \cdot 59,27 \cdot 20 \cdot \left(\frac{400}{2} - 0,4 \cdot 59,27 \right) + 942 \cdot 133 \cdot 152 + 942 \cdot 435 \cdot 152 =$$

$$= 284,5 \cdot 176,3 + 125,3 \cdot 152 + 409,8 \cdot 152 = 50,2 + 19,0 + 62,3 = 131,5 \text{ kNm}$$



10.3.5. Bod 4 – nulové přetvoření tlačené výztuže ($\varepsilon_{s2} = 0$)

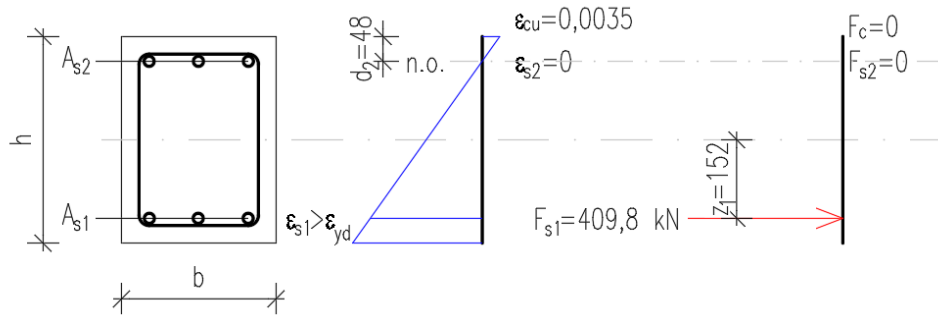
$$N_{Rd,4} = F_{s1} = A_{s1} f_{yd} =$$

$$= 942 \cdot 435 = 409,8 \text{ kN}$$

$$M_{Rd,4} = F_{s1} z_1 = A_{s1} f_{yd} z_1 =$$

$$= 942 \cdot 435 \cdot 152 = 62,3 \text{ kNm}$$

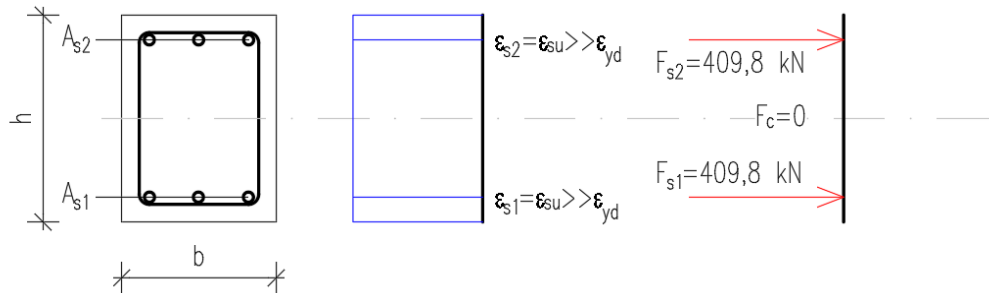
Príspevek tlačeného betonu v krycí vrstvě je bezpečně zanedbán (bereme $F_c = 0$).



10.3.6. Bod 5 – dostředný tah

$$N_{Rd,5} = F_{s1} + F_{s2} = A_{s1}f_{yd} + A_{s2}f_{yd} = 942 \cdot 435 + 942 \cdot 435 = 409,8 + 409,8 = 819,6 \text{ kN}$$

$$M_{Rd,5} = F_{s1}z_1 - F_{s2}z_2 = (A_{s1}z_1 - A_{s2}z_2)f_{yd} = (942 \cdot 152 - 942 \cdot 152) \cdot 435 = 0 \text{ kNm}$$



10.3.7. Zohlednění minimální výstřednosti zatížení

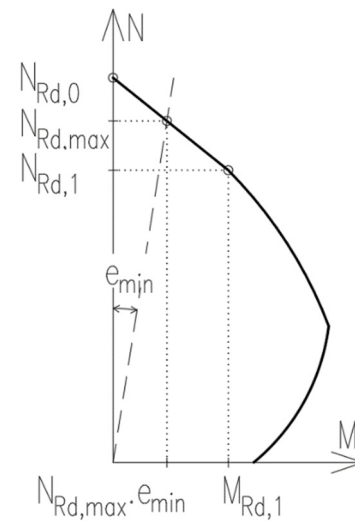
$$e_{d,min} = \max\left(\frac{h}{30}; 20 \text{ mm}\right) = \max\left(\frac{400}{30}; 20\right) = 20 \text{ mm}$$

$$\frac{N_{Rd,0} - N_{Rd,1}}{N_{Rd,0} - N_{Rd,max}} = \frac{M_{Rd,1}}{N_{Rd,max} e_{d,min}}$$

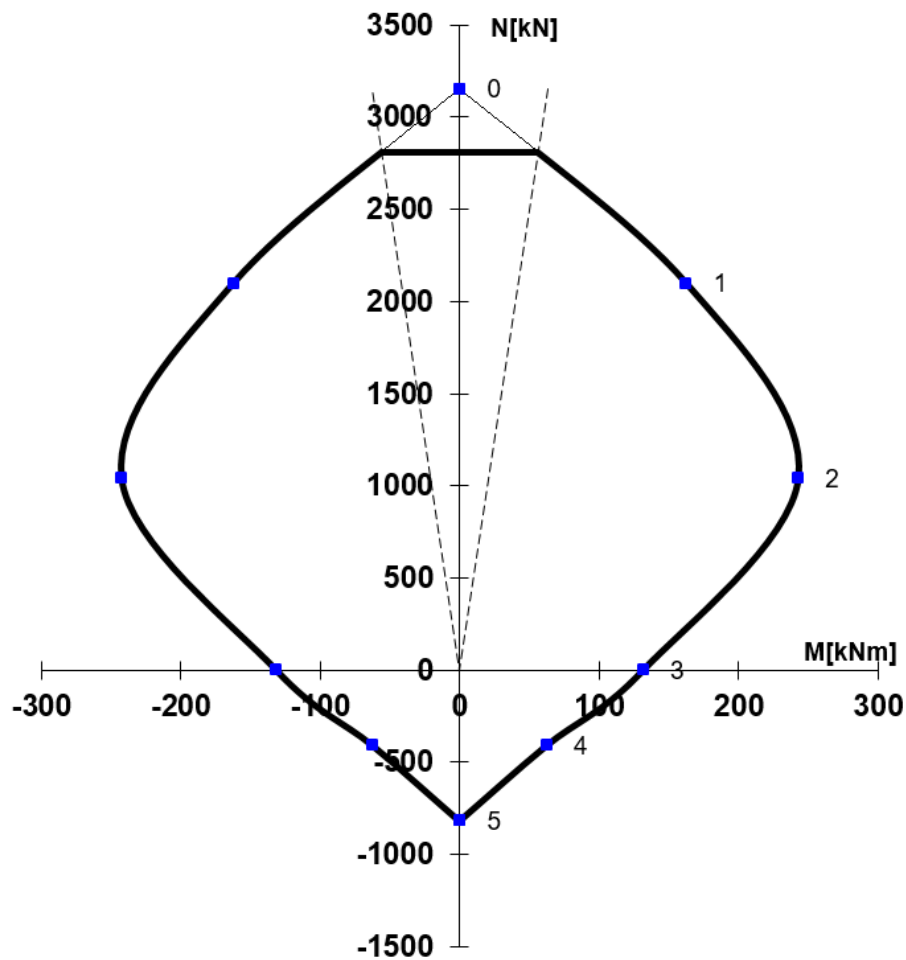
$$N_{Rd,max} = \frac{M_{Rd,1}}{M_{Rd,1} + (N_{Rd,0} - N_{Rd,1})e_{d,min}} N_{Rd,0}$$

$$N_{Rd,max} = \frac{162,3}{162,3 + (3153,6 - 2099,4) \cdot 0,02} \cdot 3153,6$$

$$N_{Rd,max} = -2791 \text{ kN}$$



10.4. Vykreslení interakčního diagramu



Pozn.: Příklad výpočtu interakčního diagramu pro nesymetricky vyztužený průřez lze najít v [4]. Postup při použití nové generace Eurokódů je prakticky stejný, mění se pouze stanovení parametrů betonu. S ohledem na numerickou složitost výpočtu je pro nesymetricky vyztužené průřezy vhodnější využít softwarové nástroje.

11. Normálová síla a ohybový moment – návrh a posouzení štíhlého sloupu

Navrhněte a posuďte sloup umístěný v monolitické konstrukci s jednosměrnými rámy. Sloup je průřezu $b \times h = 250 \times 300$ mm, přičemž rozměr h je orientován ve směru rámu. Na sloup působí normálová síla o návrhové velikosti $N_{Ed} = 2100$ kN s kvazistálou složkou $N_{Eqp} = 1300$ kN. Ohybové momenty ve směru rámu jsou v hlavě sloupu $M_{Ed,top} = 25$ kNm ($M_{Eqp,top} = 16$ kNm) a v patě sloupu $M_{Ed,bot} = -20$ kNm. Světlá délka sloupu je $l = 4000$ mm. Tloušťka betonové krycí vrstvy byla stanovena hodnotou $c = 30$ mm. Součinitel dotvarování na konci životnosti konstrukce byl stanoven hodnotou $\varphi = 2,2$.

Uvažujte beton pevnostní třídy C30/37 s největší hodnotou největšího rozměru síta hrubého kameniva $D_{upper} = 22$ mm, třídy vývoje pevnosti CR, ocel B500B. Referenční stáří betonu, pro které je specifikována třída pevnosti, je $t_{ref} = 28$ dní. Neočekává se výskyt návrhového zatížení na konstrukci po dobu tří měsíců od betonáže.

Použité přílohy

P03 Stanovení návrhové pevnosti betonu v tlaku

P06 Konstrukční zásady pro výztuž nosníků

P08 Konstrukční zásady pro výztuž sloupů

11.1. Materiály

Beton C30/37

$$f_{cd} = \eta_{cc} k_{tc} \frac{f_{ck}}{\gamma_C} = 1,0 \cdot 1,0 \cdot \frac{30}{1,5} = 20 \text{ MPa}$$

$$\eta_{cc} = \left(\frac{f_{ck,ref}}{f_{ck}} \right)^{1/3} = \left(\frac{40}{30} \right)^{1/3} = 1,1 \geq 1,0 \rightarrow \text{uplatní se omezení } \eta_{cc} = 1,0$$

$k_{tc} = 1,0$, jelikož je použit beton třídy vývoje pevnosti CR, $t_{ref} \leq 28$ dní a současně se neočekává výskyt návrhového zatížení na konstrukci po dobu tří měsíců od betonáže

Poměrné přetvoření při dosažení pevnosti betonu v tlaku: $\varepsilon_{c2} = 0,002$

Ocel B500B

$$f_{yd} = \frac{f_{yk}}{\gamma_S} = \frac{500}{1,15} = 435 \text{ MPa}$$

$$\varepsilon_{yd} = \frac{f_{yd}}{E_s} = \frac{435}{200000} = 0,002175$$

$$\xi_{bal,1} = \frac{\varepsilon_{cu}}{\varepsilon_{cu} + \varepsilon_{yd}} = \frac{0,0035}{0,0035 + 0,002175} = 0,617$$

Napětí ve výztuži při dosažení pevnosti betonu v tlaku: $\sigma_s = \varepsilon_{s2} E_s = 0,002 \cdot 200\,000 = 400$ MPa $\leq f_{yd} = 435$ MPa.

11.2. Vliv geometrických imperfekcí

Účinnou délku sloupu lze odhadnout jako součin světlé délky sloupu l a součinitele koncového upnutí β . Doporučené hodnoty součinitele β pro ztužené konstrukce se pohybují v závislosti na upnutí konců sloupu mezi 0,75 – 1,00; podrobnější pokyny lze nalézt například v [4], příloha 13. Pro konstrukci s jednosměrnými rámy lze uvažovat $\beta = 0,9$ a tedy:

$$l_0 = \beta l = 0,9 \cdot 4000 = 3600 \text{ mm}$$

Vliv imperfekcí lze vyjádřit pomocí výstřednosti svislé síly e_i . Pro jednotlivý sloup lze bezpečně uvažovat (podrobnější postup viz norma):

$$e_i = \frac{l_0}{400} = \frac{3600}{400} = 9 \text{ mm}$$

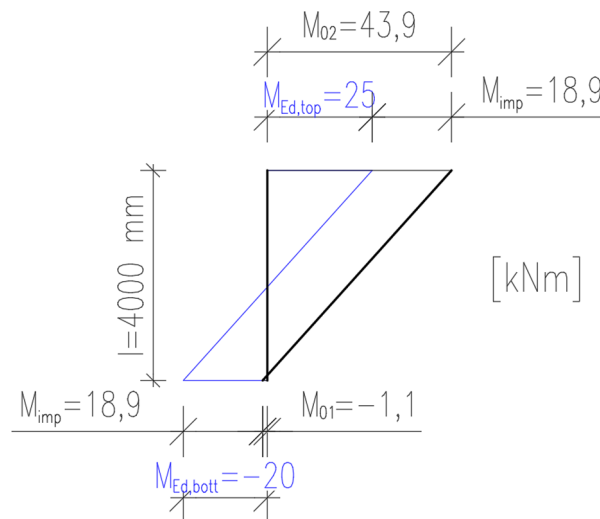
Moment od imperfekcí:

$$M_{imp} = N_{Ed} e_i = 2100 \cdot 0,009 = 18,9 \text{ kNm}$$

Momenty 1. řádu s vlivem imperfekcí (M_{imp} přidáváme na stranu toho koncového momentu, který je v absolutní hodnotě větší; tento moment pak označujeme jako M_{02} a zbylý koncový moment jako M_{01}):

$$M_{02} = M_{Ed,top} + M_{imp} = 25 + 18,9 = 43,9 \text{ kNm}$$

$$M_{01} = M_{Ed,bott} + M_{imp} = -20 + 18,9 = -1,1 \text{ kNm}$$



11.3. Ověření štíhlosti sloupu

Štíhlost sloupu je:

$$\lambda = \frac{l_0}{i} = \frac{l_0}{\sqrt{\frac{I}{A}}} = \frac{l_0}{\sqrt{\frac{1}{12} \frac{bh^3}{bh}}} \frac{3600}{\sqrt{\frac{1}{12} \cdot 250 \cdot 300^3}} = 41,57$$

Limitní štíhlost je:

$$\lambda_{\text{lim}} = 20 \frac{ABC}{\sqrt{n}} \left\{ \begin{array}{l} \leq 75 \\ = 25, \text{ pokud } |n| \geq 0,41 \end{array} \right.$$

Stanovení limitní štíhlosti:

- *Pozn.:* Postup výpočtu by bylo možné výrazně zjednodušit, pokud by se uvážily bezpečné hodnoty $A = 0,7$, $B = 1,1$, $C = 0,7$. Pro úplnost však přistoupíme k podrobnému stanovení.

- Moment prvního řádu vč. vlivu imperfekcí od kvazistálé kombinace zatížení v nejvíce namáhaném průřezu:

$$M_{\text{imp},qp} = N_{Eqp} e_i = 1300 \cdot 0,009 = 11,7 \text{ kNm}$$

$$M_{0Eqp} = M_{Eqp,top} + M_{\text{imp},qp} = 16 + 11,7 = 27,7 \text{ kNm}$$

- Efektivní součinitel dotvarování zohledňující dobu trvání zatížení pro lokální účinky zatížení (jako hodnoty momentů se použijí momenty prvního řádu s vlivem imperfekcí v nejvíce namáhaném průřezu od kvazistálé a návrhové kombinace zatížení):

$$\varphi_{\text{eff},b} = \varphi \frac{M_{0Eqp}}{M_{02}} = 2,2 \cdot \frac{27,7}{43,9} = 1,388$$

- Vliv dotvarování betonu:

$$A = \frac{1}{1 + 0,2\varphi_{\text{eff},b}} = \frac{1}{1 + 0,2 \cdot 1,388} = 0,783$$

- Předpokládáme podélnou výztuž $\varnothing = 20 \text{ mm}$ a příčnou výztuž $\varnothing_{\text{sw}} = 8 \text{ mm}$. Vzdálenost těžiště tažené výztuže od povrchu průřezu:

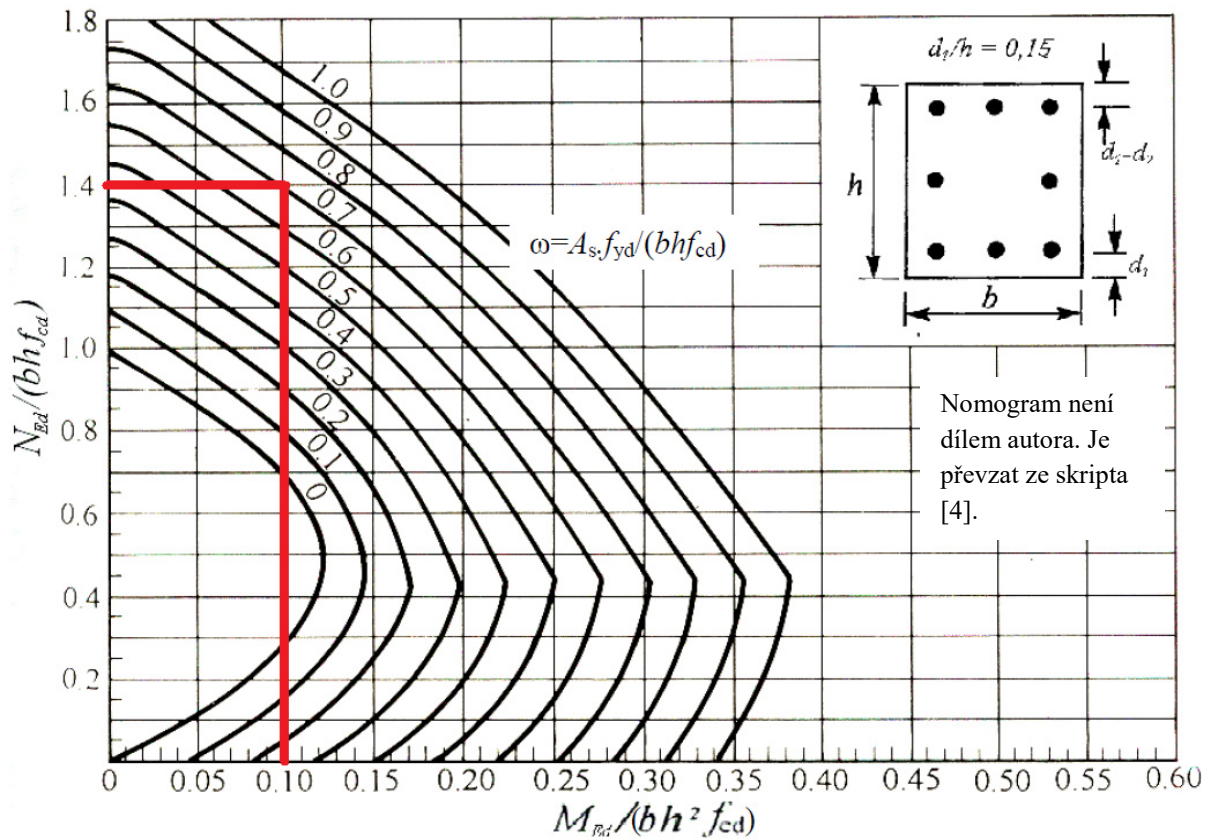
$$d_1 = c + \varnothing_{\text{sw}} + \frac{\varnothing}{2} = 30 + 8 + \frac{20}{2} = 48 \text{ mm}$$

- Mechanický stupeň vyztužení průřezu – předběžný odhad pomocí nomogramu na základě poměrné normálové síly n a poměrného ohybového momentu m (viz následující strana). Použijeme nomogram pro sloup s výztuží pouze na tlačném a taženém povrchu a s poměrem $d_1/h = 48/300 = 0,16 \approx 0,15$. Nomogramy pro jiné případy viz např. [4], příloha 12.

$$n = \frac{N_{Ed}}{bh f_{cd}} = \frac{2100000}{250 \cdot 300 \cdot 20} = 1,4; \quad m = \frac{M_{02}}{bh^2 f_{cd}} = \frac{43900000}{250 \cdot 300^2 \cdot 20} = 0,10 \rightarrow \omega = 0,70$$

- Vliv stupně vyztužení podélnou výztuží:

$$B = \sqrt{1 + 2\omega} = \sqrt{1 + 2 \cdot 0,70} = 1,549$$



- Koncové návrhové momenty prvního řádu s vlivem imperfekcí, kde $|M_{02}| \geq |M_{01}|$:
 $M_{02} = 43,9 \text{ kNm}$; $M_{01} = -1,1 \text{ kNm}$
- Vliv ohybových momentů (pokud by byly momenty převážně vyvozeny imperfekcemi, uvažovala by se automaticky hodnota $C = 0,7$; to však není náš případ):

$$C = 1,7 - \frac{M_{01}}{M_{02}} = 1,7 - \frac{-1,1}{43,9} = 1,725$$

Limitní štíhlost sloupu po dosazení je

$$\lambda_{\text{lim}} = 20 \frac{ABC}{\sqrt{n}} = 20 \cdot \frac{0,783 \cdot 1,549 \cdot 1,725}{\sqrt{1,4}} = 35,36 \left\{ \begin{array}{l} \leq 75 - \text{splněno} \\ = 25, \text{ pokud } |n| \geq 0,41 \Rightarrow \text{rozhoduje} \end{array} \right.$$

Ověření štíhlosti

$$\lambda = 41,57 \not\leq \lambda_{\text{lim}} = 25$$

Kritérium není splněno. Sloup je tedy štíhlý, je potřeba stanovit momenty druhého řádu a zahrnout je do návrhu a posouzení sloupu.

Pozn.: Pokud by kritérium bylo splněno, sloup by nebyl štíhlý a v dále uvedeném postupu by bylo možné vynechat stanovení účinků 2. řádu.

11.4. Moment se zohledněním účinků 2. řádu – odhad pro návrh výztuže

Pozn.: Pokud provedeme návrh výztuže „odborným odhadem“, je možno část výpočtu 11.4 vynechat a provést výpočet momentu se zohledněním účinků 2. řádu až při posouzení.

Výpočet bude proveden metodou založenou na jmenovité křivosti.

Součinitel k_r závislý na normálové síle:

- Mechanický stupeň vyztužení průřezu – předběžný odhad (viz kapitola 11.3):
 $\omega = 0,70$
- Poměrná normálová únosnost v dostředném tlaku: $n_u = 1 + \omega = 1,7$
- Poměrná normálová síla (viz kapitola 11.3): $n = 1,4$
- Hodnota n při maximální momentové únosnosti: $n_{bal} = 0,4$
- $k_r = \frac{n_u - n}{n_u - n_{bal}} = \frac{1,7 - 1,4}{1,7 - 0,4} = 0,231 \leq 1$

Součinitel k_φ zohledňující dotvarování:

- $\beta_{fck} = 0,35 + \frac{f_{ck}}{200} - \frac{\lambda}{150} = 0,35 + \frac{30}{200} - \frac{41,57}{150} = 0,223$
- Efektivní součinitel dotvarování zohledňující dobu trvání zatížení pro lokální účinky zatížení (viz kapitola 11.3): $\varphi_{eff,b} = 1,388$
- $k_\varphi = 1 + \beta_{fck} \varphi_{eff,b} = 1 + 0,223 \cdot 1,388 = 1,310 \geq 1$

Základní křivost $1/r_0$:

- Účinná výška průřezu:
$$d = h - c - \varnothing_{sw} - \frac{\varnothing}{2} = 300 - 30 - 8 - \frac{20}{2} = 252 \text{ mm}$$
$$d_1 = c + \varnothing_{sw} + \frac{\varnothing}{2} = 30 + 8 + \frac{20}{2} = 48 \text{ mm}$$
- $\frac{1}{r_0} = \frac{2\varepsilon_{yd}}{d - d_1} = \frac{2 \cdot 0,002175}{0,252 - 0,048} = 2,132 \cdot 10^{-2} \text{ m}^{-1}$
- *Pozn.:* Uvedený postup platí pro symetrický průřez symetricky vyztužený, kde je veškerá uvažovaná podélná výztuž soustředěna na protilehlých stranách průřezu. Pokud by byla část uvažované podélné výztuže umístěna na stranách rovnoběžných se směrem ohybu, bylo by nutno použít obecnější postup výpočtu jmenovatele $(d - d_1) = 2i_s$, kde i_s je poloměr setrvačnosti veškeré podélné výztuže.

Křivost $1/r$:

$$\frac{1}{r} = k_r k_\varphi \frac{1}{r_0} = 0,231 \cdot 1,310 \cdot 2,132 \cdot 10^{-2} = 6,452 \cdot 10^{-3} \text{ m}^{-1}$$

Výstřednost 2. řádu e_2 :

- Účinná délka (viz kapitola 11.2): $l_0 = 3600 \text{ mm}$
- Součinitel závislý na rozdělení křivosti; pro jednotlivý prvek ve ztužené konstrukci:
 $c_{1/r} = 8$
- $e_2 = \frac{l_0^2}{c_{1/r}} \frac{1}{r} = \frac{3,6^2}{8} \cdot 6,452 \cdot 10^{-3} = 10,452 \text{ mm}$

Jmenovitý ohybový moment 2. řádu M_2 :

$$M_2 = N_{Ed} e_2 = 2100 \cdot 0,010452 = 21,9 \text{ kNm}$$

Ekvivalentní hodnota momentu prvního řádu uvnitř výšky sloupu M_{0Ed} :

- Jelikož $|M_{02}| = 43,9 \text{ kNm} \geq 0,05 N_{Ed} h = 0,05 \cdot 2100 \cdot 0,3 = 31,5 \text{ kNm}$, je nutno stanovit poměr r_m výpočtem. V opačném případě by platilo $r_m = 1$.
- Poměr koncových momentů: $r_m = \frac{M_{01}}{M_{02}} = \frac{-1,1}{43,9} = -0,025$
- $C_m = 0,6 + 0,4 r_m = 0,6 - 0,4 \cdot 0,025 = 0,59 \geq 0,4$
- $M_{0Ed} = C_m |M_{02}| = 0,59 \cdot 43,9 = 25,9 \text{ kNm}$

Návrhový ohybový moment s účinky 2. řádu M_{Ed} (ve třetím členu znaménko „+“ značí, že momenty sečteme nebo odečteme s ohledem na to, na které straně průřezu vyvozují tah):

$$M_{Ed} = \max \left(|M_{02}|; M_{0Ed} + M_2; |M_{01} + 0,5 M_2 + 2 M_{imp}|; |N_{Ed}| \cdot \max \left(\frac{h}{30}; 20 \text{ mm} \right) \right)$$

$$M_{Ed} = \max \left(43,9; 25,9 + 21,9; |-1,1 - 0,5 \cdot 21,9 - 2 \cdot 18,9|; 2100 \cdot \max \left(\frac{0,3}{30}; 0,02 \right) \right)$$

$$M_{Ed} = \max(43,9; 47,8; 49,9; 42) = 49,9 \text{ kNm}$$

Schéma průběhu momentů by se sestavilo analogicky ke schématu v závěru kapitoly 11.6.

11.5. Návrh podélné výztuže sloupu

Návrh výztuže provedeme dvěma postupy. V prvním kroku vyjdeme z výše uvedeného nomogramu, který nám umožní stanovit potřebný mechanický stupeň vyztužení

$$n = \frac{N_{Ed}}{b h f_{cd}} = \frac{2100000}{250 \cdot 300 \cdot 20} = 1,4; \quad m = \frac{M_{Ed}}{b h^2 f_{cd}} = \frac{49900000}{250 \cdot 300^2 \cdot 20} = 0,11 \rightarrow \omega = 0,74$$

Z mechanického stupně vyztužení stanovíme první odhad potřebné plochy výztuže:

$$\omega = \frac{A_{s,req} f_{yd}}{A_c f_{cd}} \rightarrow A_{s,req,1} = \frac{\omega A_c f_{cd}}{f_{yd}} = \frac{0,74 \cdot 250 \cdot 300 \cdot 20}{435} = 2552 \text{ mm}^2$$

Ve druhém kroku vyjdeme z předpokladu dostředného tlaku:

$$A_{s,req,2} = \frac{N_{Ed} - 0,8 A_c f_{cd}}{\sigma_s} = \frac{2100000 - 0,8 \cdot 250 \cdot 300 \cdot 20}{400} = 2250 \text{ mm}^2$$

Pro návrh použijeme vyšší z hodnot:

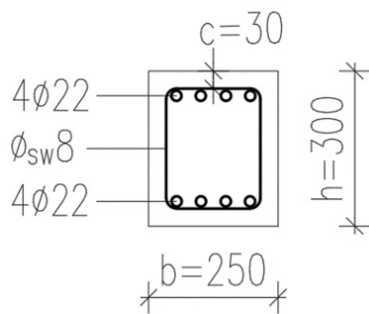
$$A_{s,req} = \max(A_{s,req,1}; A_{s,req,2}) = 2552 \text{ mm}^2$$

NÁVRH: 2x 4Ø22 (A_{s,prov} = 3041 mm²)

S ohledem na malou šířku sloupu zkontrolujeme vzdálenosti profilů.

$$c_s = 28,7 \text{ mm} > c_{s,max} = \max(\emptyset; D_{upper} + 5 \text{ mm}; 20 \text{ mm}) = \max(22; 22 + 5; 20) = 27 \text{ mm}$$

→ Splněna podmínka pro světlou vzdálenost mezi pruty podélné výztuže



$$c_s = \frac{b - 2c - 2\emptyset_{sw} - n\emptyset}{n - 1} = \frac{250 - 2 \cdot 30 - 2 \cdot 8 - 4 \cdot 22}{4 - 1} = 28,7 \text{ mm}$$

11.6. Moment se zohledněním účinků 2. řádu – přesný výpočet pro navržené vyztužení

Součinitel k_r závislý na normálové síle:

- Mechanický stupeň vyztužení průřezu: $\omega = \frac{A_{s,prov} f_{yd}}{A_c f_{cd}} = \frac{3041 \cdot 435}{250 \cdot 300 \cdot 20} = 0,882$
- Poměrná normálová únosnost v dostředném tlaku: $n_u = 1 + \omega = 1,882$
- Poměrná normálová síla (viz kapitola 11.3): $n = 1,4$
- Hodnota n při maximální momentové únosnosti: $n_{bal} = 0,4$
- $k_r = \frac{n_u - n}{n_u - n_{bal}} = \frac{1,882 - 1,4}{1,882 - 0,4} = 0,325 \leq 1$

Součinitel k_ϕ zohledňující dotvarování (viz kapitola 11.4): $k_\phi = 1,310$

Základní křivost $1/r_0$:

- Účinná výška průřezu:

$$d = h - c - \varnothing_{sw} - \frac{\varnothing}{2} = 300 - 30 - 8 - \frac{22}{2} = 251 \text{ mm}$$

$$d_1 = c + \varnothing_{sw} + \frac{\varnothing}{2} = 30 + 8 + \frac{22}{2} = 49 \text{ mm}$$

- $\frac{1}{r_0} = \frac{2\varepsilon_{yd}}{d - d_1} = \frac{2 \cdot 0,002175}{0,251 - 0,049} = 2,153 \cdot 10^{-2} \text{ m}^{-1}$

- *Pozn.:* Uvedený postup platí pro symetrický průřez symetricky vyztužený, kde je veškerá uvažovaná podélná výztuž soustředěna na protilehlých stranách průřezu. Pokud by byla část uvažované podélné výztuže umístěna na stranách rovnoběžných se směrem ohybu, bylo by nutno použít obecnější postup výpočtu jmenovatele $(d - d_1) = 2i_s$, kde i_s je poloměr setrvačnosti veškeré podélné výztuže.

Křivost $1/r$:

$$\frac{1}{r} = k_r k_\varphi \frac{1}{r_0} = 0,325 \cdot 1,310 \cdot 2,153 \cdot 10^{-2} = 9,167 \cdot 10^{-3} \text{ m}^{-1}$$

Výstřednost 2. řádu e_2 :

- Účinná délka (viz kapitola 11.2): $l_0 = 3600 \text{ mm}$
- Součinitel závislý na rozdělení křivosti; pro prvek ve ztužené konstrukci: $c_{1/r} = 8$
- $e_2 = \frac{l_0^2}{c_{1/r}} \frac{1}{r} = \frac{3,6^2}{8} \cdot 9,167 \cdot 10^{-3} = 14,850 \text{ mm}$

Jmenovitý ohybový moment 2. řádu M_2 :

$$M_2 = N_{Ed} e_2 = 2100 \cdot 0,014850 = 31,2 \text{ kNm}$$

Ekvivalentní hodnota momentu prvního řádu uvnitř výšky sloupu (viz kapitola 11.4):
 $M_{0Ed} = 25,9 \text{ kNm}$

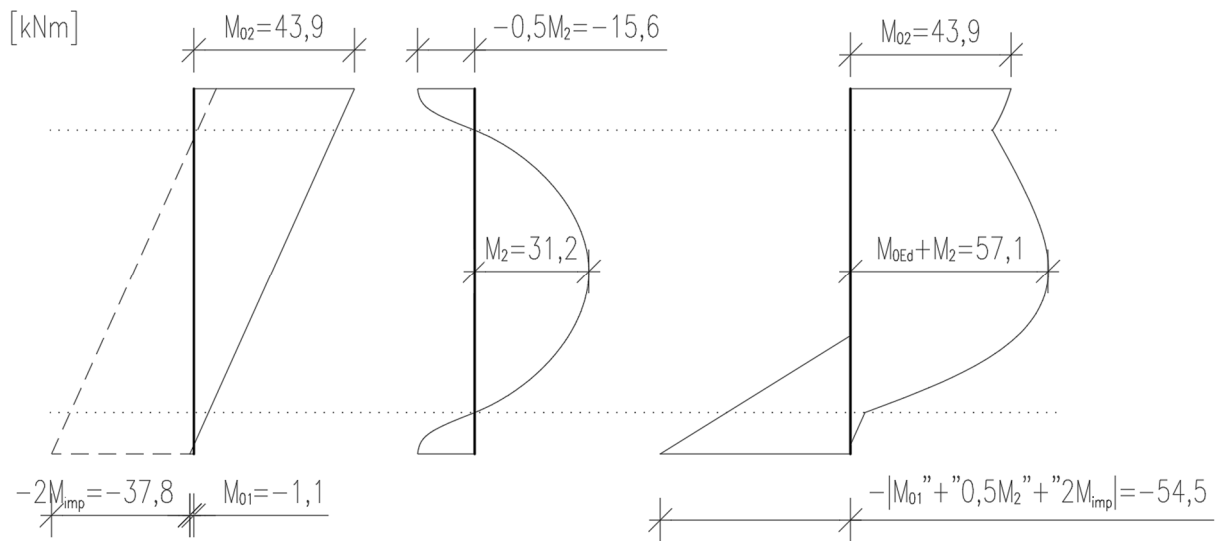
Návrhový ohybový moment s účinky 2. řádu M_{Ed} :

$$M_{Ed} = \max \left(|M_{02}|; M_{0Ed} + M_2; |M_{01} + 0,5M_2 + 2M_{imp}|; |N_{Ed}| \cdot \max \left(\frac{h}{30}; 20 \text{ mm} \right) \right)$$

$$M_{Ed} = \max \left(43,9; 25,9 + 31,2; |-1,1 - 0,5 \cdot 31,2 - 2 \cdot 18,9|; 2100 \cdot \max \left(\frac{0,3}{30}; 0,02 \right) \right)$$

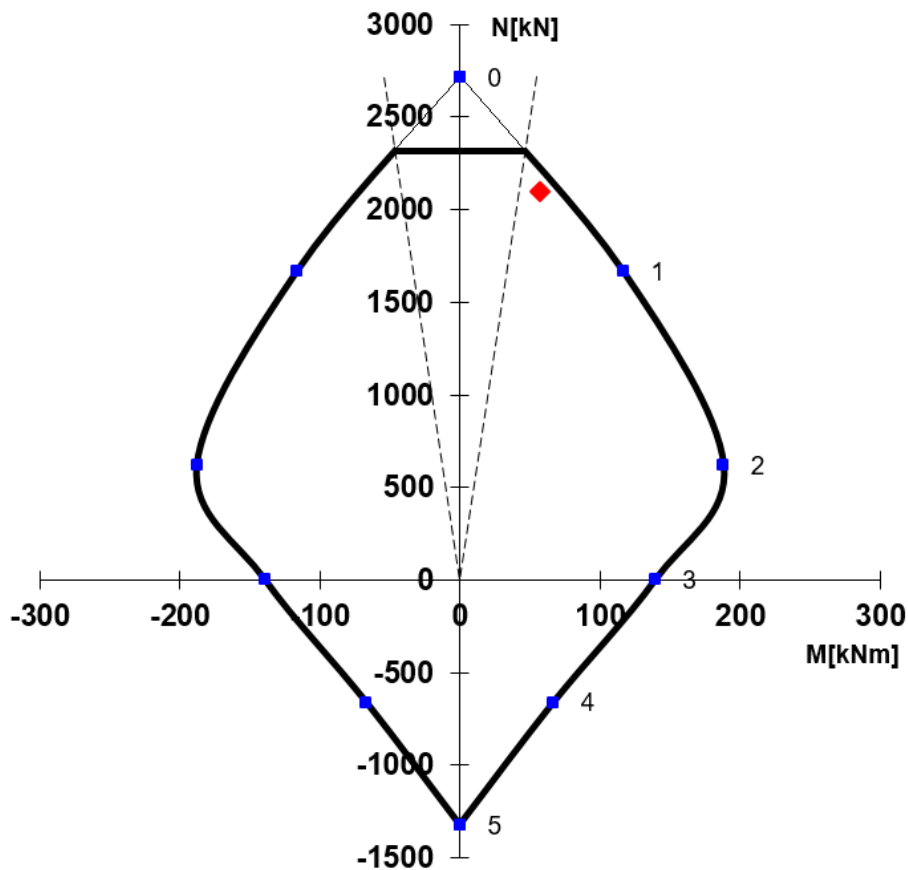
$$M_{Ed} = \max(43,9; 57,1; 54,5; 42) = 57,1 \text{ kNm}$$

Schéma průběhu momentů na sloupu:



11.7. Posouzení

Posouzení provedeme pomocí interakčního diagramu sestaveného pro navržený sloup (postup viz příklad 10), kam umístíme bod zatížení $[N_{Ed}; M_{Ed}] = [2100; 57,1]$.



Bod leží uvnitř interakčního diagramu – PRVEK VYHOVÍ

11.8. Návrh příčné výztuže a kontrola vyztužení

11.8.1. Příčná výztuž

Příčná výztuž bude provedena z uzavřených třmínků $\emptyset_{sw} = 8 \text{ mm} \geq 0,25\emptyset = 0,25 \cdot 22 = 5,5 \text{ mm}$.

→ Splněna podmínka pro minimální průměr prutů příčné výztuže.

Podélnou rozteč prutů příčné výztuže ve vnitřní oblasti navrhujeme jako $s_{col} = 250 \text{ mm}$.

Platí $s_{col} \leq s_{max,col} = \min(20\emptyset; b; h; 300 \text{ mm}) = \min(440; 250; 300; 300) = 250 \text{ mm}$.

→ Splněna podmínka pro maximální podélnou rozteč prutů příčné výztuže ve vnitřní oblasti.

Podélnou rozteč prutů příčné výztuže v koncových oblastech navrhujeme jako $s_{end} = 150 \text{ mm}$.

Platí $s_{end} \leq s_{end,col} = 0,6s_{max,col} = 150 \text{ mm}$.

→ Splněna podmínka pro maximální podélnou rozteč prutů příčné výztuže v koncových oblastech. Délka koncových oblastí je rovna většímu z rozměrů průřezu sloupu, tj. 300 mm.

Podélnou rozteč prutů příčné výztuže v oblasti přesahu navrhujeme jako $s_{lap} = 150 \text{ mm}$.

Platí $s_{lap} \leq s_{lap,col} = 0,6s_{max,col} = 150 \text{ mm}$.

→ Splněna podmínka pro maximální podélnou rozteč prutů příčné výztuže v oblasti přesahu.

Délka oblasti přesahu (postup výpočtu viz příklad 2; v tomto případě stykujeme pruty opatřené krepováním a nemusí se tedy redukovat hodnota c_d):

$$c_s = 28,7 \text{ mm (viz kapitola 11.5)}$$

$$c_x = c_y = c + \emptyset_{sw} = 30 + 8 = 38 \text{ mm}$$

$$c_d = \min(0,5c_s; c_x; c_y) = \min(0,5 \cdot 28,7; 38; 38) = 14,35 \text{ mm}$$

$$c_d = 14,35 \text{ mm} \leq 1,5\emptyset = 33 \text{ mm} \Rightarrow \text{Nesplněno } c_d > 1,5\emptyset \Rightarrow \text{Nutný podrobný výpočet:}$$

$$l_{bd} = k_{lb} \cdot k_{cp} \cdot \phi \cdot \left(\frac{\sigma_{sd}}{435}\right)^{n_\sigma} \cdot \left(\frac{25}{f_{ck}}\right)^{\frac{1}{2}} \cdot \left(\frac{\phi}{20}\right)^{\frac{1}{3}} \cdot \left(\frac{1,5\phi}{c_d}\right)^{\frac{1}{2}} \geq 10\phi$$

$$l_{bd} = 50 \cdot 1,0 \cdot 22 \cdot \left(\frac{435}{435}\right)^{1,5} \cdot \left(\frac{25}{30}\right)^{\frac{1}{2}} \cdot \left(\frac{22}{20}\right)^{\frac{1}{3}} \cdot \left(\frac{1,5 \cdot 22}{14,35}\right)^{\frac{1}{2}} = 1572 \text{ mm}$$

$$l_{sd} = k_{ls} l_{bd} = 1,2 \cdot 1572 = 1886,4 \text{ mm} \rightarrow l_{sd} = 1900 \text{ mm}$$

11.8.2. Kontrola vyztužení

$$A_{s,prov} = 3041 \text{ mm}^2 > A_{s,min} = \max\left(0,1 \frac{N_{Ed}}{f_{yd}}; 0,002 A_c\right) = \max\left(0,1 \frac{2100000}{435}; 0,002 \cdot 250 \cdot 300\right) = \\ = \max(483; 150) = 483 \text{ mm}^2$$

→ Splněna podmínka pro minimální plochu podélné výztuže sloupů.

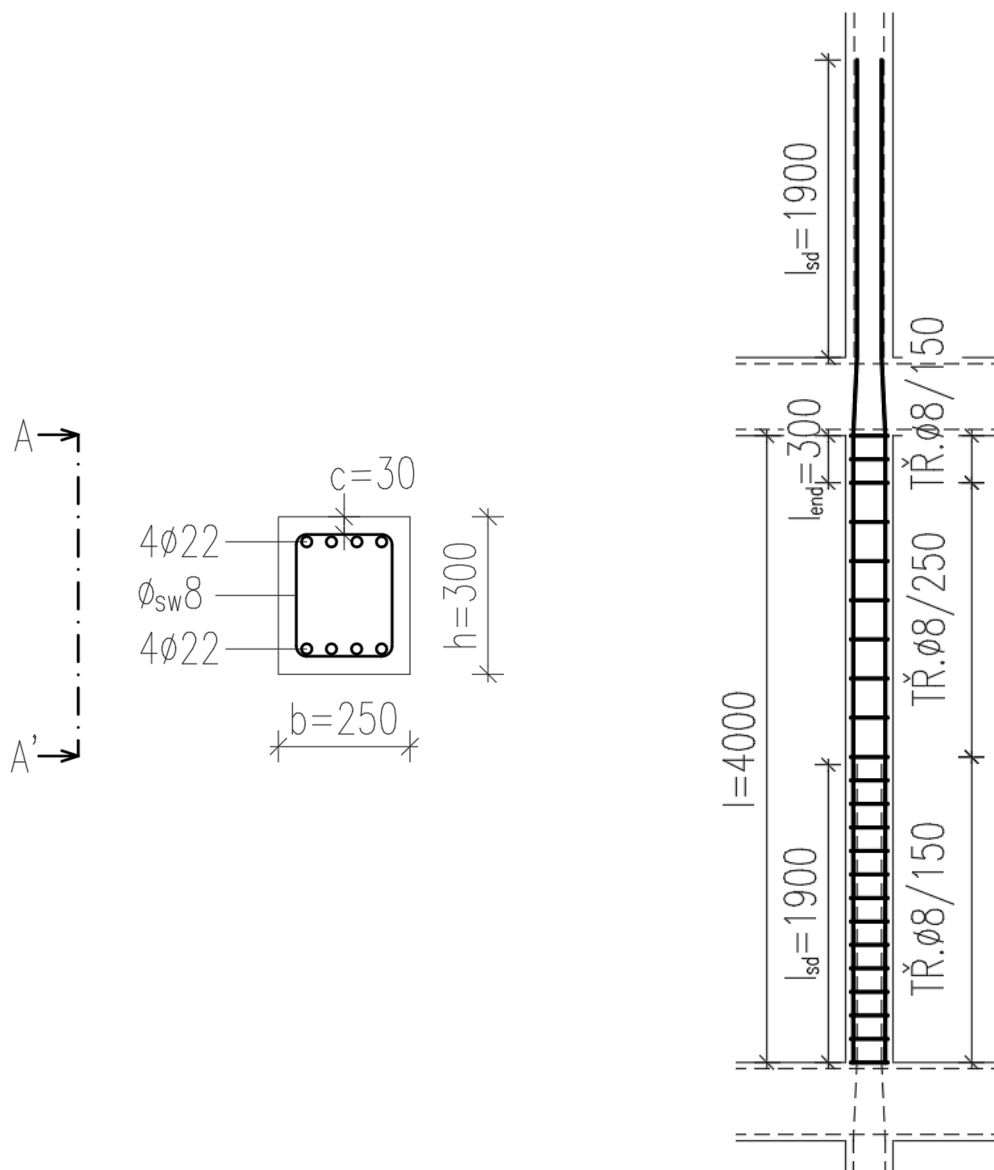
V každém rohu průřezu je alespoň jeden prut a osová vzdálenost prutů je ≤ 400 mm.

→ Splněna podmínka pro minimální počet podélných prutů.

Všechny pruty podélné výztuže budou zajištěny příčnou výztuží.

→ Splněna podmínka pro zajištění podélných prutů příčnou výztuží.

11.8.3. Schéma vyztužení



PRVEK VYHOVÍ VČETNĚ KONSTRUKČNÍCH ZÁSAD

12. Normálová síla a ohybový moment – vliv ovinutí příčnou výztuží

Pro sloup z příkladu 11 zohledněte v posouzení únosnosti vliv ovinutí příčnou výztuží.

12.1. Materiály

Viz kapitola 11.1.

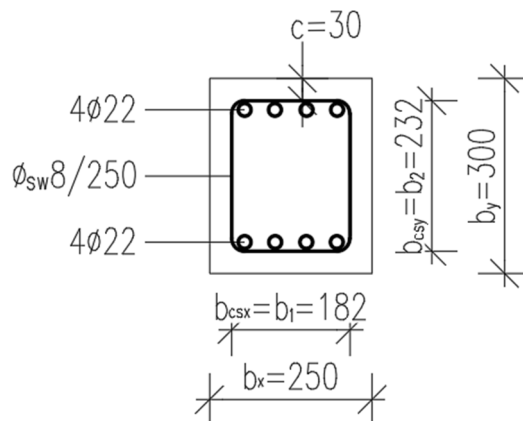
12.2. Vliv ovinutí – původní příčná výztuž

V prvním kroku stanovíme vliv ovinutí příčnou výztuží $\emptyset 8/250$, která byla navržena dle konstrukčních zásad v závěru příkladu 11.

Uvedený postup platí pro tlačené obdélníkové prvky s jednoduchou výztuží na ovinutí. Pro jiné typy prvků se liší vztahy pro stanovení σ_{c2d} , $k_{conf,b}$ a $k_{conf,s}$, viz norma.

Absolutní hodnota nejmenšího hlavního příčného tlakového napětí σ_{c2d} :

- Průřezová plocha jedné větve výztuže na ovinutí: $A_{s,conf} = 50 \text{ mm}^2$
- Rozměry ovinutého jádra průřezu:
 $b_{csx} = b - 2c - \emptyset_{sw} = 250 - 2 \cdot 30 - 8 = 182 \text{ mm}$
 $b_{csy} = h - 2c - \emptyset_{sw} = 300 - 2 \cdot 30 - 8 = 232 \text{ mm}$
- Vzdálenosti větví výztuže na ovinutí b_i :
 $b_1 = b_{csx} = 182 \text{ mm}$
 $b_2 = b_{csy} = 232 \text{ mm}$



- Podélná rozteč prutů výztuže na ovinutí: $s = 250 \text{ mm}$
- Napětí: $\sigma_{c2d} = \frac{2A_{s,conf} f_{yd}}{\max(b_{csx}; b_{csy}) \cdot s} = \frac{2 \cdot 50 \cdot 435}{232 \cdot 250} = 0,75 \text{ MPa}$

Vliv ovinutí příčnou výztuží na návrhovou hodnotu pevnosti betonu v tlaku Δf_{cd} :

- Parametr popisující drsnost plochy porušení pro betony s $f_{ck} \leq 60$ MPa je $d_{dg} = 16 \text{ mm} + D_{\text{lower}} \leq 40 \text{ mm}$, kde D_{lower} je nejmenší hodnota největšího rozměru síta hrubého kameniva, kterou lze nahradit hodnotou D_{max} , je-li známa. V našem případě uvažujeme $D_{\text{max}} = 22 \text{ mm}$ a je $d_{dg} = 16 + 22 = 38 \text{ mm} \leq 40 \text{ mm}$.
- Pro $d_{dg} \geq 32 \text{ mm}$ lze použít vztahy (v opačném případě nutno redukovat hodnotu Δf_{cd} faktorem $d_{dg}/32$):

$$\Delta f_{cd} = 4\sigma_{c2d} \quad \text{pro } \sigma_{c2d} \leq 0,6f_{cd}$$

$$\Delta f_{cd} = 3,5\sigma_{c2d}^{3/4}f_{cd}^{1/4} \quad \text{pro } \sigma_{c2d} > 0,6f_{cd}$$
- V našem případě platí první vztah, jelikož $\sigma_{c2d} = 0,75 \text{ MPa} \leq 0,6f_{cd} = 12 \text{ MPa}$, a dostáváme:

$$\Delta f_{cd} = 4\sigma_{c2d} = 4 \cdot 0,75 = 3 \text{ MPa}$$

Navýšení pevnosti v tlaku uvnitř ovinutého jádra lze rozprostřít po tlačené oblasti průřezu uvážením průměrné pevnosti $f_{cd,c}$:

- Faktor účinnosti vzhledem k rozměrům průřezu $k_{\text{conf},b}$ (každý z rozměrů b_i je nutno započítat tolikrát, kolikrát se po obvodu průřezu vyskytne):

$$k_{\text{conf},b} = \frac{b_{csx}b_{csy} - \frac{1}{6} \sum b_i^2}{b_x b_y} = \frac{182 \cdot 232 - \frac{1}{6} \cdot (182^2 + 232^2 + 182^2 + 232^2)}{250 \cdot 300} = 0,177$$

- Faktor účinnosti vzhledem k roztečím příčné výztuže $k_{\text{conf},s}$:

$$k_{\text{conf},s} = \left(1 - \frac{s}{2b_{csx}}\right) \left(1 - \frac{s}{2b_{csy}}\right) = \left(1 - \frac{250}{2 \cdot 182}\right) \left(1 - \frac{250}{2 \cdot 232}\right) = 0,313 \cdot 0,461 = 0,144$$

- Průměrná pevnost $f_{cd,c}$:

$$f_{cd,c} = f_{cd} + k_{\text{conf},b} \cdot k_{\text{conf},s} \cdot \Delta f_{cd} = 20 + 0,177 \cdot 0,144 \cdot 3 = 20,08 \text{ MPa}$$

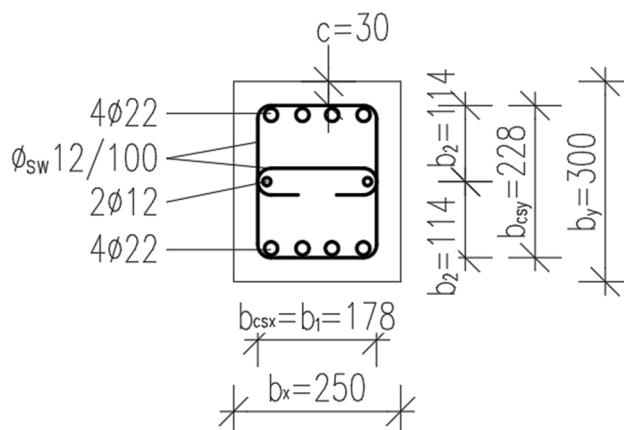
Je patrné, že v daném případě je vliv ovinutí zanedbatelný.

Pozn.: Obecně lze konstatovat, že vliv ovinutí jednoduchými třmínky u obdélníkových průřezů je malý. Významnějšího vlivu ovinutí je dosahováno zejména při použití vícenásobných třmínků a u sloupů kruhového průřezu. Vliv ovinutí je zároveň významnější u sloupů většího průřezu díky příznivějšímu poměru plochy ovinutého jádra k celkové průřezové ploše.

12.3. Vliv ovinutí – zvýšené množství příčné výztuže

Oproti původnímu návrhu bude do poloviny delší strany vložena spona, profil příčné výztuže se zvýší na 12 mm a rozteče příčné výztuže v podélném směru budou zmenšeny na $s = 100 \text{ mm}$ po celé délce sloupu. Z důvodu porovnatelnosti výsledků do výsledné únosnosti sloupu nebudeme započítávat podélné konstrukční profily 2x Ø12 přidané pro zakotvení spon.

Uvedený postup platí pro tlačené obdélníkové prvky s násobnou výztuží na ovinutí. Pro jiné typy prvků se liší vztahy pro stanovení σ_{c2d} , $k_{conf,b}$ a $k_{conf,s}$, viz norma.



Absolutní hodnota nejmenšího hlavního příčného tlakového napětí σ_{c2d} :

- Průřezová plocha všech větví výztuže na ovinutí ve směru x:
 $\Sigma A_{s,conf,x} = 3 \cdot \phi_{sw} 12 = 3 \cdot 113 = 339 \text{ mm}^2$
- Průřezová plocha všech větví výztuže na ovinutí ve směru y:
 $\Sigma A_{s,conf,y} = 2 \cdot \phi_{sw} 12 = 2 \cdot 113 = 226 \text{ mm}^2$
- Rozměry ovinutého jádra průřezu:
 $b_{csx} = b - 2c - \phi_{sw} = 250 - 2 \cdot 30 - 12 = 178 \text{ mm}$
 $b_{csy} = h - 2c - \phi_{sw} = 300 - 2 \cdot 30 - 12 = 228 \text{ mm}$
- Vzdálenosti větví výztuže na ovinutí b_i :
 $b_1 = b_{csx} = 178 \text{ mm}$
 $b_2 = \frac{1}{2} b_{csy} = 114 \text{ mm}$
- Podélná rozteč prutů výztuže na ovinutí: $s = 100 \text{ mm}$
- Napětí:

$$\sigma_{c2d} = \min\left(\frac{\Sigma A_{s,conf,x}}{b_{csy}}; \frac{\Sigma A_{s,conf,y}}{b_{csx}}\right) \cdot \frac{f_{yd}}{s} = \min\left(\frac{339}{232}; \frac{226}{182}\right) \cdot \frac{435}{100} =$$

$$= \min(1,461; 1,242) \cdot \frac{435}{100} = 5,402 \text{ MPa}$$

Vliv ovinutí příčnou výztuží na návrhovou hodnotu pevnosti betonu v tlaku Δf_{cd} :

- $d_{dg} = 16 \text{ mm} + D_{lower} = 16 + 22 = 38 \text{ mm} \leq 40 \text{ mm}$.
- Pro $d_{dg} \geq 32 \text{ mm}$ lze použít vztahy (v opačném případě nutno redukovat hodnotu Δf_{cd} faktorem $d_{dg}/32$):

$$\Delta f_{cd} = 4\sigma_{c2d} \quad \text{pro } \sigma_{c2d} \leq 0,6f_{cd}$$

$$\Delta f_{cd} = 3,5\sigma_{c2d}^{3/4} f_{cd}^{1/4} \quad \text{pro } \sigma_{c2d} > 0,6f_{cd}$$

- V našem případě platí první vztah, jelikož $\sigma_{c2d} = 5,402 \text{ MPa} \leq 0,6f_{cd} = 12 \text{ MPa}$, a dostáváme:

$$\Delta f_{cd} = 4\sigma_{c2d} = 4 \cdot 5,402 = 21,6 \text{ MPa}$$

Navýšení pevnosti v tlaku uvnitř ovinutého jádra průřezu lze rozprostřít po tlačené oblasti průřezu uvážením průměrné pevnosti $f_{cd,c}$:

- Faktor účinnosti vzhledem k rozměrům průřezu $k_{conf,b}$ (každý z rozměrů b_i je nutno započítat tolikrát, kolikrát se po obvodě průřezu vyskytne):

$$k_{conf,b} = \frac{b_{csx}b_{csy} - \frac{1}{6} \sum b_i^2}{b_x b_y} = \frac{178 \cdot 228 - \frac{1}{6}(178^2 + 114^2 + 114^2 + 178^2 + 114^2 + 114^2)}{250 \cdot 300} = 0,285$$

- Faktor účinnosti vzhledem k roztečím příčné výztuže $k_{conf,s}$:

$$k_{conf,s} = \left(1 - \frac{s}{2b_{csx}}\right) \left(1 - \frac{s}{2b_{csy}}\right) = \left(1 - \frac{100}{2 \cdot 178}\right) \left(1 - \frac{100}{2 \cdot 228}\right) = 0,719 \cdot 0,781 = 0,561$$

- Průměrná pevnost $f_{cd,c}$:

$$f_{cd,c} = f_{cd} + k_{conf,b} \cdot k_{conf,s} \cdot \Delta f_{cd} = 20 + 0,285 \cdot 0,561 \cdot 21,6 = 23,50 \text{ MPa}$$

Vliv ovinutí je podstatně významnější než při původním vyztužení. Pokud při tvorbě interakčního diagramu sloupu využijeme zvýšenou hodnotu pevnosti v tlaku $f_{cd,c}$, dospějeme k větší rezervě únosnosti (viz obrázek v závěru příkladu – interakční diagram s vlivem ovinutí je vykreslen zelenou barvou, bez vlivu ovinutí černou barvou).

12.4. Vliv ovinutí na mezní přetvoření betonu

Vliv ovinutí je možné zohlednit také navýšením mezních přetvoření betonu na ploše ovinutého jádra průřezu na hodnoty $\varepsilon_{c2,c}$ a $\varepsilon_{cu,c}$:

$$\varepsilon_{c2,c} = \varepsilon_{c2} \left(1 + 5 \frac{\Delta f_{cd}}{f_{cd}}\right) = 0,002 \cdot \left(1 + 5 \cdot \frac{21,6}{20}\right) = 0,0128$$

$$\varepsilon_{cu,c} = \varepsilon_{cu} + 0,2 \frac{\sigma_{c2d}}{f_{cd}} = 0,0035 + 0,2 \cdot \frac{5,402}{20} = 0,05752$$

To umožní při stanovení interakčního diagramu sloupu použít vyšší hodnoty $\sigma_s = f_{yd}$ a $\xi_{bal,1} = 0,964$ (původní hodnoty a postup výpočtu viz 11.1). Při použití zvýšených přetvoření je však nutné pro posouzení únosnosti použít namísto celkové plochy průřezu pouze plochu ovinutého jádra průřezu (tj. $b_x = b_{csx}$ a $b_y = b_{csy}$). Na této ploše se uplatní zvýšená průměrná pevnost $f_{cd,c}$:

- Faktor účinnosti vzhledem k rozměrům průřezu $k_{conf,b}$ (každý z rozměrů b_i je nutno započítat tolikrát, kolikrát se po obvodě průřezu vyskytne):

$$k_{conf,b} = \frac{b_{csx} b_{csy} - \frac{1}{6} \sum b_i^2}{b_x b_y} = \frac{178 \cdot 228 - \frac{1}{6} (178^2 + 114^2 + 114^2 + 178^2 + 114^2 + 114^2)}{178 \cdot 228} = 0,526$$

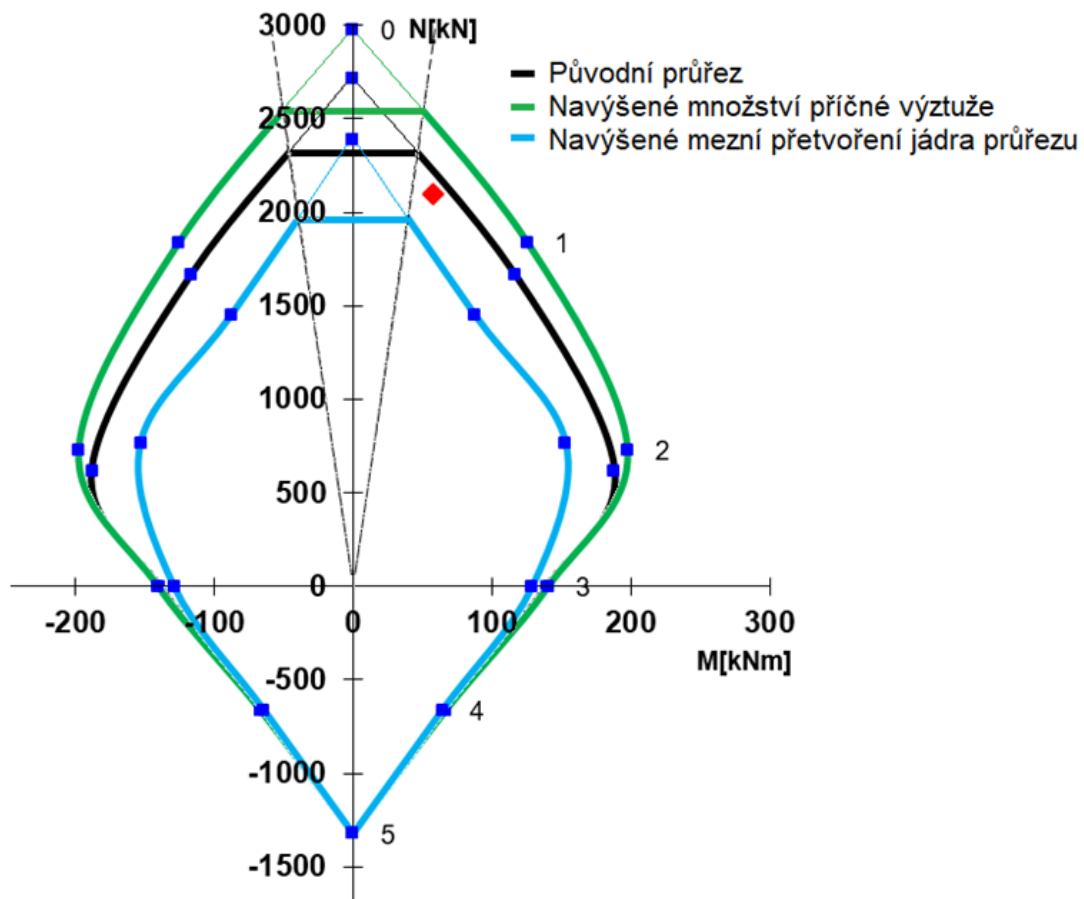
- Faktor účinnosti vzhledem k roztečím příčné výztuže $k_{conf,s}$:

$$k_{conf,s} = \left(1 - \frac{s}{2b_{csx}}\right) \left(1 - \frac{s}{2b_{csy}}\right) = \left(1 - \frac{100}{2 \cdot 178}\right) \left(1 - \frac{100}{2 \cdot 228}\right) = 0,719 \cdot 0,781 = 0,561$$

- Průměrná pevnost $f_{cd,c}$:

$$f_{cd,c} = f_{cd} + k_{conf,b} \cdot k_{conf,s} \cdot \Delta f_{cd} = 20 + 0,526 \cdot 0,561 \cdot 21,6 = 26,37 \text{ MPa}$$

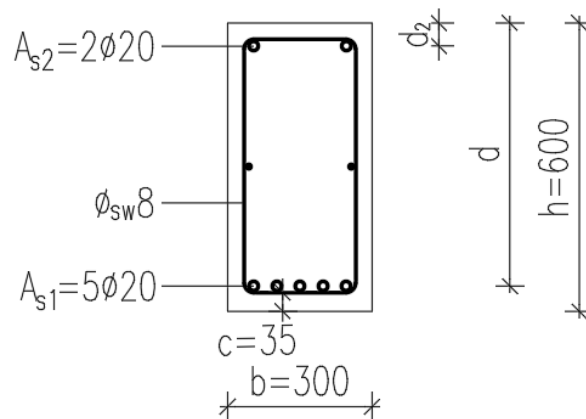
Příznivý vliv navýšení $f_{cd,c}$, σ_s a $\xi_{bal,1}$ je v daném případě výrazně menší než nepříznivý vliv redukce plochy průřezu. Výsledný interakční diagram je uveden na obrázku níže modrou barvou. Lze tedy konstatovat, že zohlednění zvýšení mezních přetvoření betonu na ploše ovinutého jádra není v daném případě výhodné.



13. Omezení napětí – trám obdélníkového průřezu

Proveďte posouzení omezení napětí pro trám obdélníkového průřezu $b \times h = 300 \times 600$ mm, který působí jako prostý nosník na rozpětí $L = 6000$ mm. Schéma vyztužení trámu je uvedeno na obrázku níže (podélná konstrukční výztuž v polovině výšky průřezu je ve výpočtu bezpečně zanedbána). Trám se nachází ve stupni vlivu prostředí XC4, XF1. Charakteristická hodnota celkového stálého zatížení je $g_k = 30$ kN/m, charakteristická hodnota proměnného zatížení je $q_k = 25$ kN/m. Pro proměnné zatížení konstrukce uvažujte kombinační součinitel pro kategorii C $\psi_2 = 0,6$ (trám podpírá terasu, kde může docházet ke shromažďování osob).

Uvažujte beton pevnostní třídy C40/50 se silikátovým kamenivem, třídy vývoje pevnosti CR, ocel B500B. Uvažujte se stářím betonu v okamžiku zatížení $t_0 = 28$ dní, návrhovou životností konstrukce $t = 50$ let a vlhkostí prostředí $RH = 80$ %. Krytí výztuže je $c = 35$ mm (z hlediska trvanlivost $c_{\min, \text{dur}} = 25$ mm + z hlediska provádění $\Delta c_{\text{dev}} = 10$ mm).



Použité přílohy

P03 Stanovení pevnosti betonu

P09 Tabulky pro posouzení omezení napětí a šířky trhlin

13.1. Materiály

13.1.1. Beton C40/50

$$f_{ck} = 40 \text{ MPa}$$

$$f_{cm} = 48 \text{ MPa}$$

$$f_{ctm} = 3,5 \text{ MPa}$$

$$k_E = 9500 \text{ (součinitel typu kameniva pro silikátové kamenivo)}$$

$$E_{cm} = k_E \cdot f_{cm}^{1/3} = 9500 \cdot 48^{1/3} = 34500 \text{ MPa}$$

13.1.2. Ocel B500B

$$f_{yk} = 500 \text{ MPa}$$

$$E_s = 200000 \text{ MPa}$$

$$\alpha_e = \frac{E_s}{E_{cm}} = \frac{200000}{34500} = 5,80$$

13.2. Účinky zatížení

Zatížení od charakteristické kombinace:

$$f_k = g_k + q_k = 30 + 25 = 55 \text{ kN/m}$$

Moment uprostřed rozpětí od charakteristické kombinace:

$$M_{Ek} = \frac{1}{8} f_k L^2 = \frac{1}{8} \cdot 55 \cdot 6^2 = 247,5 \text{ kNm}$$

Zatížení od kvazistálé kombinace:

$$f_{qp} = g_k + \psi_2 q_k = 30 + 0,6 \cdot 25 = 45 \text{ kN/m}$$

Moment uprostřed rozpětí od kvazistálé kombinace:

$$M_{Eqp} = \frac{1}{8} f_{qp} L^2 = \frac{1}{8} \cdot 45 \cdot 6^2 = 202,5 \text{ kNm}$$

13.3. Geometrické charakteristiky průřezu

13.3.1. Průřez bez trhlin, krátkodobě působící zatížení + posouzení vzniku trhlin

Vznik trhlin je nevratný jev. Posoudíme jej proto pro nejvíce nepříznivý stav – charakteristickou kombinaci zatížení (ta z definice působí krátkodobě).

Plocha ideálního průřezu

$$A_c = bh = 300 \cdot 600 = 180000 \text{ mm}^2$$

$$A_{s1} = 5 \cdot \pi \cdot 10^2 = 1570 \text{ mm}^2$$

$$A_{s2} = 2 \cdot \pi \cdot 10^2 = 628 \text{ mm}^2$$

$$A_I = A_c + \alpha_e (A_{s1} + A_{s2}) = 180000 + 5,8 \cdot (1570 + 628) = 192748 \text{ mm}^2$$

Vzdálenost těžiště ideálního průřezu od horního okraje

$$d = h - c - \varnothing_{sw} - \frac{\varnothing}{2} = 600 - 35 - 8 - \frac{20}{2} = 547 \text{ mm}$$

$$d_2 = c + \varnothing_{sw} + \frac{\varnothing}{2} = 35 + 8 + \frac{20}{2} = 53 \text{ mm}$$

$$a_c = \frac{h}{2} = \frac{600}{2} = 300 \text{ mm}$$

$$a_I = \frac{1}{A_I} [A_c \cdot a_c + \alpha_e (A_{s1} d + A_{s2} d_2)] =$$

$$= \frac{1}{192748} \cdot [180000 \cdot 300 + 5,8 \cdot (1570 \cdot 547 + 628 \cdot 53)] = 307,0 \text{ mm}$$

Moment setrvačnosti ideálního průřezu k jeho těžišti:

$$I_c = \frac{1}{12} b h^3 = \frac{1}{12} \cdot 300 \cdot 600^3 = 5,4 \cdot 10^9 \text{ mm}^4$$

$$I_I = I_c + A_c (a_I - a_c)^2 + \alpha_e [A_{s1} (d - a_I)^2 + A_{s2} (a_I - d_2)^2] =$$

$$= 5,4 \cdot 10^9 + 180000 \cdot (307 - 300)^2 + 5,8 \cdot [1570 \cdot (547 - 307)^2 + 628 \cdot (307 - 53)^2] =$$

$$= 6,168 \cdot 10^9 \text{ mm}^4$$

Ohybový moment při vzniku trhlin:

$$M_{cr} = \frac{I_I}{h - a_I} f_{ctm} = \frac{6,168 \cdot 10^9}{600 - 307} \cdot 3,5 = 73,7 \text{ kNm} < M_{Ek} = 242,5 \text{ kNm}$$

Očekává se vznik trhlin v prvku při charakteristické kombinaci zatížení

13.3.2. Průřez s trhlinou, krátkodobě působící zatížení

Vzdálenost neutrální osy od tlačeného okraje průřezu:

$$x_{cr} = \frac{\alpha_e}{b} (A_{s1} + A_{s2}) \left[-1 + \sqrt{1 + \frac{2b}{\alpha_e} \frac{A_{s1} d + A_{s2} d_2}{(A_{s1} + A_{s2})^2}} \right] =$$

$$= \frac{5,8}{300} \cdot (1570 + 628) \cdot \left[-1 + \sqrt{1 + \frac{2 \cdot 300}{5,8} \cdot \frac{1570 \cdot 547 + 628 \cdot 53}{(1570 + 628)^2}} \right] = 148,0 \text{ mm}$$

Moment setrvačnosti průřezu s trhlinou:

$$I_{II} = \frac{1}{3} b x_{cr}^3 + \alpha_e [A_{s1} (d - x_{cr})^2 + A_{s2} (x_{cr} - d_2)^2] = \frac{1}{3} \cdot 300 \cdot 148^3 +$$

$$+ 5,8 \cdot [1570 \cdot (547 - 148)^2 + 628 \cdot (148 - 53)^2] = 1,807 \cdot 10^9 \text{ mm}^4$$

13.4. Posouzení napětí v betonu a ve výztuži

Napětí v betonu od účinků charakteristické kombinace zatížení:

$$\sigma_{c,k} = \frac{M_{Ek}}{I_{II}} x_{cr} = \frac{247,5 \cdot 10^6}{1,807 \cdot 10^9} \cdot 148 = 20,3 \text{ MPa}$$

Napětí v betonu od účinků kvazistálé kombinace zatížení (*pozn.* na konci stránky):

$$\sigma_{c,qp} = \frac{M_{Eqp}}{I_{II}} x_{cr} = \frac{202,5 \cdot 10^6}{1,807 \cdot 10^9} \cdot 148 = 16,6 \text{ MPa}$$

Napětí v tažené výztuži od účinků charakteristické kombinace zatížení:

$$\sigma_{s,k} = \alpha_e \frac{M_{Ek}}{I_{II}} (d - x_{cr}) = 5,8 \cdot \frac{247,5 \cdot 10^6}{1,807 \cdot 10^9} \cdot (547 - 148) = 317 \text{ MPa}$$

Napětí v betonu od účinků charakteristické kombinace zatížení pro stupeň vlivu prostředí XF1 nemá z důvodu trvanlivosti překročit mezní hodnotu $0,6f_{ck}$:

$$\sigma_{c,k} = 20,3 \text{ MPa} \leq 0,6f_{ck} = 0,6 \cdot 40 = 24 \text{ MPa} \rightarrow \text{Splněno}$$

Napětí v betonu od účinků kvazistálé kombinace zatížení nemá překročit hodnotu $0,4f_{cm}$, aby nebylo nutno počítat s účinky nelineárního dotvarování

$$\sigma_{c,qp} = 16,6 \text{ MPa} \leq 0,4f_{cm} = 0,4 \cdot 48 = 19,2 \text{ MPa} \rightarrow \text{Splněno}$$

Napětí v tažené výztuži od charakteristické kombinace zatížení nemá překročit hodnotu $0,8f_{yk}$ pro vyloučení zplastizování výztuže v MSP:

$$\sigma_{s,k} = 317 \text{ MPa} \leq 0,8f_{yk} = 0,8 \cdot 500 = 400 \text{ MPa} \rightarrow \text{Splněno}$$

TRÁM VYHOVUJE Z HLEDISKA OMEZENÍ NAPĚTÍ

Pozn.: Norma umožňuje při stanovení napětí od kvazistálé kombinace zatížení zahrnout vliv dlouhodobých účinků uvážením efektivního modulu pružnosti $E_{c,eff}$ (viz norma [1] odst. 9.1(4)). Z hlediska posouzení omezení napětí je však vhodnější a bezpečné stanovit napětí od kvazistálé kombinace na základě krátkodobých průřezových charakteristik, které vedou k výpočtu vyšších hodnot napětí.

Takový postup se může zdát v rozporu s účelem posudku $\sigma_{c,qp} \leq 0,4f_{cm}$, kterým je zkontrolovat, že napětí od dlouhodobě působící (kvazistálé) kombinace nepřesahuje dlouhodobě (nikoliv krátkodobě) dovolený limit pro lineární dotvarování. Při výpočtu $E_{c,eff}$ s hodnotou součinitele dotvarování $\varphi(t, t_0)$ pro čas t odpovídající životnosti konstrukce Z bychom však mohli působící napětí podcenit. Mohlo by se stát, že v počáteční fázi života konstrukce bude působící napětí dovolený limit po určitou delší dobu překračovat a bude tedy vyvolávat nelineární dotvarování, avšak při použití charakteristik stanovených pro konec životnosti konstrukce bychom tuto skutečnost neodhalili.

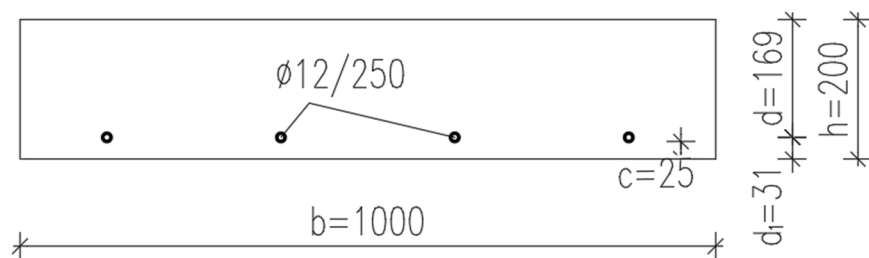
Teoreticky je možné stanovit $E_{c,eff}$ pro jiný vhodně zvolený čas $t < Z$ definující působení zatížení dostatečně dlouhé na to, aby vyvolalo dlouhodobé účinky. Bezpečné je vždy uvažovat $t = 0$ a $E_{c,eff} = E_{cm}$.

14. Omezení šířky trhlin – plná deska – minimální plocha výztuže

Pro stropní desku tloušťky 200 mm byla z hlediska MSÚ navržena výztuž při spodním povrchu $\emptyset 12/250$ mm ($A_{s,prov} = 452 \text{ mm}^2/\text{m}$). Posuďte, zda tato výztuž splní kritérium pro minimální potřebnou plochu výztuže pro omezení šířky trhlin (postup dle informativní přílohy S.3 normy [1]). Charakteristické zatížení vyvodí v desce ohybový moment při spodních vláknech $M_{Ek} = 18 \text{ kNm/m}$. Tloušťka betonové krycí vrstvy byla stanovena hodnotou $c = 25$ mm.

Uvažujte beton pevnostní třídy C30/37, ocel B500B. Konstrukce se nachází v prostředí se stupněm vlivu XC1. Beton je vyroben ze silikátového kameniva. Vznik trhlin od zatížení se očekává v čase $t \geq t_{ref}$, tj. až po dosažení charakteristické pevnosti betonu.

Pozn.: Postup uvedený v tomto příkladu se má použít pouze pro prvky, na kterých se nepředpokládá vznik trhlin od účinků charakteristické kombinace zatížení. Slouží ke stanovení základní plochy výztuže pro omezení šířky trhlin od účinků, které nebyly přímo zohledněny v návrhu. Nelze jej použít pro omezení šířky trhlin na trámu z příkladů 13 a 16, neboť na tomto trámu se předpokládá vznik trhlin od charakteristické kombinace zatížení.



Použité přílohy

P03 Stanovení pevnosti betonu

P09 Tabulky pro posouzení omezení napětí a šířky trhlin

14.1. Materiály

14.1.1. Beton C30/37

$$f_{ck} = 30 \text{ MPa}$$

$$f_{cm} = 38 \text{ MPa}$$

$$f_{ctm} = 2,9 \text{ MPa}$$

$$k_E = 9500 \text{ (součinitel typu kameniva pro silikátové kamenivo)}$$

$$E_{cm} = k_E \cdot f_{cm}^{1/3} = 9500 \cdot 38^{1/3} = 31900 \text{ MPa}$$

14.1.2. Ocel B500B

$$f_{yk} = 500 \text{ MPa}$$

$$E_s = 200000 \text{ MPa}$$

$$\alpha_e = \frac{E_s}{E_c} = \frac{200000}{31900} = 6,27$$

14.2. Posouzení vzniku trhlin od charakteristické kombinace

Plocha ideálního průřezu:

$$A_c = bh = 200 \cdot 1000 = 200000 \text{ mm}^2$$

$$A_{s1} = 452 \text{ mm}^2 \text{ (tažená výztuž)}$$

$$A_{s2} = 0 \text{ (tlačená výztuž)}$$

$$A_I = A_c + \alpha_e (A_{s1} + A_{s2}) = 200000 + 6,27 \cdot (452 + 0) = 202834 \text{ mm}^2$$

Vzdálenost těžiště ideálního průřezu od horního okraje:

$$d = h - c - \frac{\varnothing}{2} = 200 - 25 - \frac{12}{2} = 169 \text{ mm}$$

$$a_c = \frac{h}{2} = \frac{200}{2} = 100 \text{ mm}$$

$$a_I = \frac{1}{A_I} [A_c \cdot a_c + \alpha_e (A_{s1} d + A_{s2} d_2)] =$$

$$= \frac{1}{202834} [200000 \cdot 100 + 6,27 \cdot (452 \cdot 169 + 0)] = 101,0 \text{ mm}$$

Moment setrvačnosti ideálního průřezu k jeho těžišti:

$$I_c = \frac{1}{12} bh^3 = \frac{1}{12} \cdot 1000 \cdot 200^3 = 6,667 \cdot 10^8 \text{ mm}^4$$

$$\begin{aligned} I_I &= I_c + A_c (a_I - a_c)^2 + \alpha_e [A_{s1} (d - a_I)^2 + A_{s2} (a_I - d_2)^2] = \\ &= 6,667 \cdot 10^8 + 200000 \cdot (101 - 100)^2 + 6,27 \cdot [452 \cdot (169 - 101)^2 + 0] = \\ &= 6,800 \cdot 10^8 \text{ mm}^4 \end{aligned}$$

Ohybový moment při vzniku trhlin:

$$M_{cr} = \frac{I_I}{h - a_I} f_{ctm} = \frac{6,800 \cdot 10^8}{200 - 101} \cdot 2,9 = 19,9 \text{ kNm} > M_{Ek} = 18 \text{ kNm}$$

Neočekává se vznik trhlin v prvku při charakteristické kombinaci zatížení. Lze tedy použít dále uvedený postup pro stanovení minimální plochy výztuže pro omezení šířky trhlin.

14.3. Maximální dovolené napětí ve výztuži

Maximální dovolené napětí ve výztuži po vzniku trhlin $\sigma_{s,lim}$ pro omezení šířky trhlin lze stanovit ze vztahu:

$$\sigma_{s,lim} \leq k_{\sigma 1} f_{ct,eff} \left(\frac{1}{\phi} \right) \left(-c + \sqrt{c^2 + k_{\sigma 2} \frac{E_s w_{lim,cal} \phi}{k_w k_{\frac{1}{r},simpl} f_{ct,eff}}} \right)$$

V uvedeném vztahu je:

- $k_{\sigma 1} = 4,8$ pro ohyb nebo 6,0 pro tah, v našem případě platí hodnota pro ohyb
- $k_{\sigma 2} = 0,4$ pro ohyb nebo 0,3 pro tah, v našem případě platí hodnota pro ohyb
- $k_{\frac{1}{r},simpl} = 1,0$ pro tah, v našem případě platí hodnota pro ohyb

$$k_{\frac{1}{r},simpl} = \left(1,2 \frac{h}{d} - 0,1 \right) = \left(1,2 \cdot \frac{200}{169} - 0,1 \right) = 1,320$$

- $k_w = 1,7$ je součinitel převádějící průměrnou šířku trhliny na výpočtovou šířku trhliny
- $f_{ct,eff}$ je průměrná hodnota tahové pevnosti betonu v tahu v okamžiku, kdy lze poprvé očekávat vznik trhlin; pro $t \geq t_{ref}$ je $f_{ct,eff} = f_{ctm} = 2,9$ MPa.
- $\phi = 12$ mm je profil tažené výztuže
- $c = 25$ mm je krytí výztuže
- Limitní výpočtová šířka trhliny pro prostředí XC1 není z důvodu trvanlivosti nijak omezena. Platí proto pouze omezení z hlediska vzhledu na $w_{lim,cal} = 0,4$ mm.

Po dosazení dostaneme maximální dovolené napětí ve výztuži

$$\sigma_{s,lim} \leq 4,8 \cdot 2,9 \cdot \left(\frac{1}{12} \right) \left(-25 + \sqrt{25^2 + 0,4 \cdot \frac{200000 \cdot 0,4 \cdot 12}{1,7 \cdot 1,320 \cdot 2,9}} \right) = 254,3 \text{ MPa}$$

14.4. Minimální potřebná plocha výztuže

Vzdálenost neutrální osy od tlačeného okraje průřezu po vzniku trhlin:

$$x_{cr} = \frac{\alpha_e}{b} (A_{s1} + A_{s2}) \left[-1 + \sqrt{1 + \frac{2b}{\alpha_e} \frac{A_{s1}d + A_{s2}d_2}{(A_{s1} + A_{s2})^2}} \right] =$$

$$= \frac{6,27}{1000} \cdot (452 + 0) \cdot \left[-1 + \sqrt{1 + \frac{2 \cdot 1000}{6,27} \cdot \frac{452 \cdot 169 + 0}{(452)^2}} \right] = 28,2 \text{ mm}$$

Efektivní tažená plocha betonu $A_{c,eff}$ viz příloha P09. Pro ohýbaný prvek s jednou vrstvou tažené výztuže se výška oblasti $h_{c,eff}$ stanoví následovně:

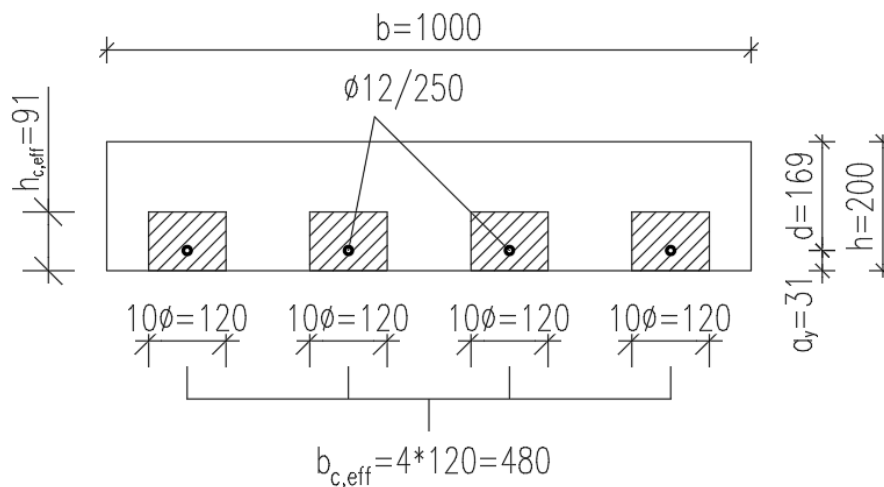
$$\begin{aligned} x &= x_{cr} = 28,2 \text{ mm} \\ a_y &= c + \frac{\varnothing}{2} = 25 + \frac{12}{2} = 31 \text{ mm} \\ h_{c,eff} &= \min\left(a_y + 5\varnothing; 10\varnothing; 3,5a_y; h - x; \frac{h}{2}\right) = \\ &= \min\left(31 + 5 \cdot 12; 10 \cdot 12; 3,5 \cdot 31; 200 - 28,2; \frac{200}{2}\right) = \\ &= \min(91; 120; 108,5; 171,8; 100) = 91 \text{ mm} \end{aligned}$$

Pro ohýbaný prvek s jednou vrstvou tažené výztuže s jednotlivými pruty se šířka oblasti $b_{c,eff}$ stanoví následovně (uvažujeme celkovou šířku průřezu $b = 1000$ mm a počet prutů podélné výztuže profilu 12 mm na této šířce $n = 1000/250 = 4$):

$$b_{c,eff} = \min(b; n \cdot 10\varnothing) = \min(1000; 4 \cdot 10 \cdot 12) = \min(1000; 480) = 480 \text{ mm}$$

Efektivní tažená plocha betonu $A_{c,eff}$:

$$A_{c,eff} = b_{c,eff} h_{c,eff} = 480 \cdot 91 = 43680 \text{ mm}^2$$



Minimální potřebná plocha výztuže u nejvíce taženého povrchu pro omezení šířky trhlin pro prvek namáhaný ohybem (pro další typy namáhání viz norma):

$$A_{s,min,w1} \geq \frac{0,8 \frac{h - h_{c,eff}}{h} f_{ct,eff} A_{c,eff}}{\sigma_{s,lim}} = \frac{0,8 \cdot \frac{200 - 91}{200} \cdot 2,9 \cdot 43680}{254,3} = 217 \text{ mm}^2$$

Posouzení

$$A_{s,min,w1} = 217 \text{ mm}^2 < A_{s,prov} = 452 \text{ mm}^2$$

Výztuž navržená na MSÚ vyhovuje z hlediska omezení šířky trhlin.

15. Omezení šířky trhlin – plná deska – zjednodušený výpočet

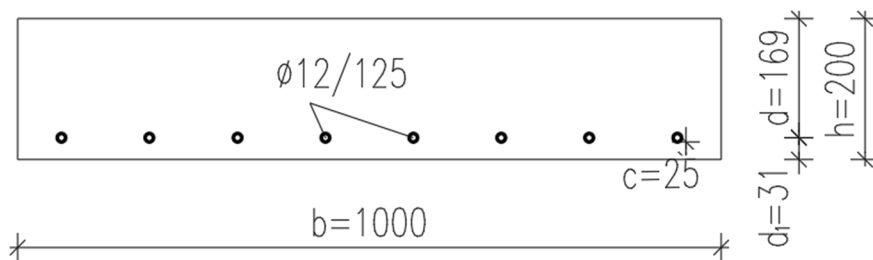
Proveďte posouzení omezení šířky trhlin od kvazistálé kombinace zatížení pro plnou desku zjednodušeným výpočtem spočívajícím v omezení profilu nebo rozteče prutů výztuže (postup dle informativní přílohy S.4 normy [1]).

Jedná se o jednosměrně pnutou stropní desku, která působí jako prostý nosník. Rozpětí stropní desky je $L = 5000$ mm. Tloušťka stropní desky je $h = 200$ mm. Tloušťka betonové krycí vrstvy byla stanovena hodnotou $c = 25$ mm (z hlediska trvanlivosti $c_{\min, \text{dur}} = 15$ mm + z hlediska provádění $\Delta c_{\text{dev}} = 10$ mm).

Pro výpočet uvažujte výztuž u spodního povrchu $\emptyset 12/125$ mm ($A_{s, \text{prov}} = 904$ mm²/m, navržena na MSÚ). Výztuž horního povrchu pro výpočet zanedbejte.

Stropní deska je zatížena ostatním stálým zatížením o hodnotě $g_{k, \text{ost}} = 1,5$ kN/m² a užitečným zatížením o hodnotě $q_k = 2,0$ kN/m². Kombinační koeficient $\psi_2 = 0,3$ (kategorie A – obytné budovy).

Uvažujte beton pevnostní třídy C30/37 se silikátovým kamenivem, ocel B500B. Konstrukce se nachází ve stupni vlivu prostředí XC2.



Použité přílohy

P09 Tabulky pro posouzení omezení napětí a šířky trhlin

15.1. Materiály

15.1.1. Beton C30/37

$$f_{ck} = 30 \text{ MPa}$$

$$f_{cm} = 38 \text{ MPa}$$

$$f_{ctm} = 2,9 \text{ MPa}$$

$$k_E = 9500 \text{ (součinitel typu kameniva pro silikátové kamenivo)}$$

$$E_{cm} = k_E f_{cm}^{1/3} = 9500 \cdot 38^{1/3} = 31900 \text{ MPa}$$

15.1.2. Ocel B500B

$$f_{yk} = 500 \text{ MPa}$$

$$E_s = 200000 \text{ MPa}$$

$$\alpha_e = \frac{E_s}{E_{cm}} = \frac{200000}{31900} = 6,27$$

15.2. Účinky zatížení

Zatížení od charakteristické kombinace na 1 m šířky desky:

$$f_k = g_k + q_k = (0,2 \cdot 25 + 1,5) + 2 = 8,5 \text{ kN/m}$$

Moment uprostřed rozpětí od charakteristické kombinace na 1 m šířky desky:

$$M_{Ek} = \frac{1}{8} f_k L^2 = \frac{1}{8} \cdot 8,5 \cdot 5^2 = 26,56 \text{ kNm}$$

Zatížení od kvazistálé kombinace na 1 m šířky desky:

$$f_{qp} = g_k + \psi_2 q_k = (0,2 \cdot 25 + 1,5) + 0,3 \cdot 2 = 7,1 \text{ kN/m}$$

Moment uprostřed rozpětí od kvazistálé kombinace na 1 m šířky desky:

$$M_{Eqp} = \frac{1}{8} f_{qp} L^2 = \frac{1}{8} \cdot 7,1 \cdot 5^2 = 22,19 \text{ kNm}$$

15.3. Geometrické charakteristiky průřezu

15.3.1. Průřez bez trhlin, krátkodobě působící zatížení + posouzení vzniku trhlin

Plocha ideálního průřezu:

$$A_c = bh = 1000 \cdot 200 = 200000 \text{ mm}^2$$

$$A_{s1} = 904 \text{ mm}^2 \text{ (tažená výztuž)}$$

$$A_{s2} = 0 \text{ (neuvažuje se s tlačnou výztuží)}$$

$$A_I = A_c + \alpha_e A_s = 200000 + 6,27 \cdot 904 = 205668 \text{ mm}^2$$

Vzdálenost těžiště ideálního průřezu od horního okraje:

$$d = h - c - \frac{\varnothing}{2} = 200 - 25 - \frac{12}{2} = 169 \text{ mm}$$

$$a_c = \frac{h}{2} = \frac{200}{2} = 100 \text{ mm}$$

$$a_I = \frac{1}{A_I} [A_c \cdot a_c + \alpha_e (A_{s1} d + A_{s2} d_2)] =$$

$$= \frac{1}{205668} [200000 \cdot 100 + 6,27 \cdot (904 \cdot 169 + 0)] = 101,9 \text{ mm}$$

Moment setrvačnosti ideálního průřezu k jeho těžišti:

$$I_c = \frac{1}{12} b h^3 = \frac{1}{12} \cdot 1000 \cdot 200^3 = 6,667 \cdot 10^8 \text{ mm}^4$$

$$I_I = I_c + A_c (a_I - a_c)^2 + \alpha_e [A_{s1} (d - a_I)^2 + A_{s2} (a_I - d_2)^2] = 6,667 \cdot 10^8 +$$

$$+ 200000 \cdot (101,9 - 100)^2 + 6,27 \cdot [904 \cdot (169 - 101,9)^2 + 0] = 6,929 \cdot 10^8 \text{ mm}^4$$

Ohybový moment při vzniku trhlin:

$$M_{cr} = \frac{I_I}{h - a_I} f_{ctm} = \frac{6,929 \cdot 10^8}{200 - 101,9} \cdot 2,9 = 20,5 \text{ kNm} < M_{Ek} = 26,56 \text{ kNm}$$

Očekává se vznik trhlin v prvku při charakteristické kombinaci zatížení. Nestačí tedy posouzení omezení šířky trhlin kontrolou kritéria pro minimální potřebnou plochu výztuže pro omezení šířky trhlin (příklad 14). Provedeme zjednodušené posouzení omezením profilu nebo rozteče prutů výztuže.

15.3.2. Průřez s trhlinou, krátkodobě působící zatížení

Vzdálenost neutrální osy od tlačného okraje průřezu:

$$x_{cr} = \frac{\alpha_e}{b} (A_{s1} + A_{s2}) \left[-1 + \sqrt{1 + \frac{2b}{\alpha_e} \cdot \frac{A_{s1} d + A_{s2} d_2}{(A_{s1} + A_{s2})^2}} \right] =$$

$$= \frac{6,27}{1000} \cdot (904 + 0) \cdot \left[-1 + \sqrt{1 + \frac{2 \cdot 1000}{6,27} \cdot \frac{904 \cdot 169 + 0}{(904 + 0)^2}} \right] = 38,5 \text{ mm}$$

Moment setrvačnosti průřezu s trhlinou:

$$I_{II} = \frac{1}{3} b x_{cr}^3 + \alpha_e [A_{s1} (d - x_{cr})^2 + A_{s2} (x_{cr} - d_2)^2] = \frac{1}{3} \cdot 1000 \cdot 38,5^3 +$$

$$+ 6,27 \cdot [904 \cdot (169 - 38,5)^2 + 0] = 1,156 \cdot 10^8 \text{ mm}^4$$

15.4. Omezení velikosti profilu výztuže

Lze předpokládat, že šířka trhlin v prvku splní kritérium $w_{lim,cal}$, pokud bude profil podélné výztuže omezen podle vztahu:

$$\phi \leq \frac{2,1 \cdot \rho_p}{\frac{a}{d} \cdot k_{fl,simpl} \cdot k_{b,simpl}} \left(\frac{w_{lim,cal}}{k_w \cdot k_{\frac{1}{r},simpl} \cdot 0,9 \cdot \frac{\sigma_s}{E_s}} - 1,5 \cdot c \right)$$

V uvedeném vztahu:

- ρ_p je stupeň vyztužení uvažovaného taženého povrchu:

$$\rho_p = \frac{A_s + \xi_1 A_p}{bd} = \frac{904 + 0}{1000 \cdot 169} = 5,349 \text{ ‰}$$

A_s a A_p jsou průřezové plochy betonářské a předpínací výztuže umístěné v efektivní tažené oblasti, ξ_1 je upravený součinitel pevnosti v soudržnosti pro předpínací výztuž (viz norma).

- a je vzdálenost od povrchu betonu k těžišti první vrstvy podélné výztuže

$$a = c + \frac{\varnothing}{2} = 25 + \frac{12}{2} = 31 \text{ mm}$$

- a_y je vzdálenost od povrchu betonu k těžišti první vrstvy podélné výztuže ve směru osy y (tj. ve směru ohybu prvku), v našem případě $a = a_y$

- $k_{fl,simpl} = 1,0$ jsou-li oba povrchy prvku tažené, v našem případě platí hodnota pro

$$\text{ohyb } k_{fl,simpl} = \left(1 - 3,5 \frac{a_y}{h} \right) = \left(1 - 3,5 \frac{31}{200} \right) = 0,458$$

- $k_{b,simpl} = 0,9$ pro dobré podmínky soudržnosti (naš případ) nebo 1,2 pro špatné podmínky soudržnosti

- $k_w = 1,7$ je součinitel převádějící průměrnou šířku trhliny na výpočtovou šířku trhliny

- $k_{\frac{1}{r},simpl} = 1,0$ pro tah, v našem případě platí hodnota pro ohyb

$$k_{\frac{1}{r},simpl} = 25 \left(\frac{h}{d} - 1 \right) \rho_p + 1,15 \frac{h}{d} - 0,15 = 25 \cdot \left(\frac{200}{169} - 1 \right) \cdot 0,005349 + 1,15 \cdot \frac{200}{169} - 0,15 = 1,235$$

- σ_s je dovolené napětí ve výztuži nejbližše taženému povrchu po vzniku všech trhlin. Lze jej uvažovat jako spočtené napětí od zatížení nebo nižší hodnotou $\sigma_{s,lim}$ (postup výpočtu viz kapitola 14.3). Stanovíme napětí ve výztuži od kvazistálé kombinace zatížení:

$$\sigma_{s,qp} = \alpha_e \frac{M_{Eqp}}{I_{II}} (d - x_{cr}) = 6,27 \cdot \frac{22,19 \cdot 10^6}{1,156 \cdot 10^8} \cdot (169 - 38,5) = 157 \text{ MPa}$$

Pozn.: Postup s využitím hodnoty $\sigma_{s,lim}$ se může zdát lákavý, neboť pro stanovení $\sigma_{s,lim}$ není třeba znát průřezové charakteristiky ideálního průřezu. Je však nutno si uvědomit, že následně by bylo nezbytné ověřit, že skutečné napětí ve výztuži nepřesahuje hodnotu $\sigma_{s,lim}$ a že tedy výpočet vychází ze správného předpokladu. K tomu bychom průřezové charakteristiky stejně potřebovali stanovit. Obecně lze tedy doporučit použití spočteného napětí od zatížení.

- Limitní výpočtová šířka trhliny pro prostředí XC2 z důvodu trvanlivosti je

$$w_{lim,cal} = k_{surf} \cdot 0,3 \text{ mm} = 1,0 \cdot 0,3 = 0,3 \text{ mm}$$

Součinitel k_{surf} zohledňuje vliv zvýšení šířky trhlin na povrchu z důvodu většího krytí a stanoví se jako (c_{act} je skutečně použité krytí; $c_{act} = c$):

$$1 \leq k_{surf} = \frac{c_{act}}{10 \text{ mm} + c_{min,dur}} = \frac{25}{10 + 15} = 1,0 \leq 1,5$$

Po dosazení dostaneme maximální dovolenou velikost profilu výztuže:

$$\phi \leq \frac{2,1 \cdot 0,005349}{\frac{31}{169} \cdot 0,458 \cdot 0,9} \cdot \left(\frac{0,3}{1,7 \cdot 1,235 \cdot 0,9 \cdot \frac{157}{200000}} - 1,5 \cdot 25 \right) = 24,5 \text{ mm}$$

Posouzení:

$$\phi = 12 \text{ mm} < 24,5 \text{ mm}$$

Navržená výztuž splňuje podmínku pro maximální velikost profilu z hlediska omezení šířky trhlin. Není nutno provádět podrobnější výpočet omezení šířky trhlin.

15.5. Omezení vzdálenosti prutů výztuže

Alternativně lze předpokládat, že šířka trhlin splní kritérium $w_{lim,cal}$, pokud bude rozteč prutů výztuže omezena podle vztahu:

$$s_1 \leq \frac{3,45 \cdot \rho_p}{\frac{a^2}{d} \cdot k_{fl,simpl}^2 \cdot k_{b,simpl}^2} \left(\frac{w_{lim,cal}}{k_w \cdot k_{r,simpl} \cdot 0,9 \cdot \frac{\sigma_s}{E_s}} - 1,5 \cdot c \right)^2$$

Po dosazení dostaneme maximální dovolenou rozteč prutů výztuže:

$$s_1 \leq \frac{3,45 \cdot 0,005349}{\frac{31^2}{169} \cdot 0,458^2 \cdot 0,9^2} \cdot \left(\frac{0,3}{1,7 \cdot 1,235 \cdot 0,9 \cdot \frac{157}{200000}} - 1,5 \cdot 25 \right)^2 = 518 \text{ mm}$$

Posouzení:

$$s = 125 \text{ mm} < 518 \text{ mm}$$

Navržená výztuž splňuje podmínku pro maximální rozteč prutů výztuže z hlediska omezení šířky trhlin. Není nutno provádět podrobnější výpočet omezení šířky trhlin.

16. Omezení šířky trhlin – trám obdélníkového průřezu – podrobnější výpočet

Proveďte posouzení omezení šířky trhlin od kvazistálé kombinace zatížení pro trám z příkladu 13 podrobnějším výpočtem šířky trhlin (postup podle kapitoly 9.2.3 normy [1]). Vznik trhlin od zatížení se očekává v čase $t \geq t_{ref}$, tj. až po dosažení charakteristické pevnosti betonu. Ostatní parametry zadání se nemění.

Použité přílohy

P09 Tabulky pro posouzení omezení napětí a šířky trhlin

16.1. Materiály

Viz kapitola 13.1.

16.2. Účinky zatížení

Viz kapitola 13.2.

16.3. Geometrické charakteristiky průřezu bez trhlin, posouzení vzniku trhlin

Viz kapitola 13.3.1.

16.4. Geometrické charakteristiky průřezu s trhlinou

Viz kapitola 13.3.2.

16.5. Podrobnější výpočet šířky trhlin

16.5.1. Výpočtová šířka trhliny

Výpočtová šířka trhliny $w_{k,cal}$ se určí ze vztahu:

$$w_{k,cal} = k_w k_{1/r} s_{r,m,cal} (\varepsilon_{sm} - \varepsilon_{cm})$$

V uvedeném vztahu:

- $k_w = 1,7$ je součinitel převádějící průměrnou šířku trhliny na výpočtovou šířku trhliny
- $k_{1/r}$ je součinitel, který započítává zvýšení šířky trhlin vlivem křivosti. Pro nejvíce tažená vlákna ohýbaného průřezu je (výšku tlačené části průřezu uvažujeme pro průřez s trhlinou, $x = x_{cr} = 148$ mm, viz kapitola 13.3):

$$k_{1/r} = \frac{h - x}{d - x} = \frac{600 - 148}{547 - 148} = 1,133$$

- $s_{r,m,cal}$ je výpočtová průměrná vzdálenost trhlin pro případ, kdy již byly vytvořeny všechny trhliny (stabilizovaný stav rozvoje trhlin) nebo délka, na které dochází k pokluzu mezi výztuží a betonem pro případ, kdy ještě nebyly vytvořeny všechny trhliny. Výpočet viz dále.
- ε_{sm} je průměrná deformace ve výztuži umístěné nejbližší k taženému povrchu pro uvažovanou kombinaci zatížení zahrnující účinky vynucených deformací a tahového zpevnění. Uvažuje se pouze tahová deformace za stavem nulové deformace betonu ve stejné úrovni. Výpočet viz dále.
- ε_{cm} je průměrná deformace betonu ve stejném průřezu v úrovni výztuže, viz dále.

Po dosažení hodnot spočtených v dalších kapitolách budeme moci stanovit výpočtovou šířku trhliny $w_{k,cal}$:

$$w_{k,cal} = k_w k_{1/r} s_{r,m,cal} (\varepsilon_{sm} - \varepsilon_{cm})$$

16.5.2. Rozdíl poměrného přetvoření výztuže a betonu

Postup výpočtu členu $(\varepsilon_{sm} - \varepsilon_{cm})$ závisí na způsobu zatížení. Pro prvky zatížené přímým silovým zatížením lze postupovat podle dále uvedeného vztahu. Pro prvky zatížené vynucenou deformací lze použít tentýž vztah, dochází-li k omezení deformace primárně na koncích prvku. V případě, kdy je vynucená deformace dána primárně omezením podél okraje prvku, je nutno použít jiný vztah (viz norma).

$$(\varepsilon_{sm} - \varepsilon_{cm}) = \frac{\sigma_s - k_t \frac{f_{ct,eff}}{\rho_{p,eff}} (1 + \alpha_e \rho_{p,eff})}{E_s}$$

V uvedeném vztahu:

- α_e je pracovní součinitel $E_s/E_{cm} = 200/34,5 = 5,8$
- σ_s je napětí ve výztuži umístěné nejbližší k taženému povrchu průřezu s trhlinou. Šířku trhlin stanovujeme pro kvazistálou kombinaci, takže bude:

$$\sigma_s = \alpha_e \frac{M_{Eqp}}{I_{II}} (d - x_{cr}) = 5,8 \cdot \frac{202,5 \cdot 10^6}{1,807 \cdot 10^9} \cdot (547 - 148) = 259 \text{ MPa}$$

- k_t je součinitel závislý na době trvání a charakteru zatížení; 0,6 pro krátkodobá a okamžitá zatížení nebo 0,4 pro dlouhodobá a opakovaná zatížení. V našem případě předpokládáme dlouhodobě působící zatížení (kvazistálá kombinace), tj. $k_t = 0,4$.
- $\rho_{p,eff}$ je stupeň vyztužení v efektivní tažené oblasti betonu $A_{c,eff}$:

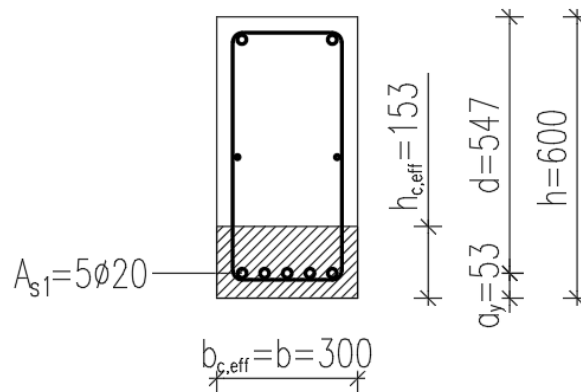
$$\rho_{p,eff} = \frac{A_s + \xi_1 A_p}{A_{c,eff}}$$

A_s a A_p jsou průřezové plochy betonářské a předpínací výztuže umístěné v efektivní tažené oblasti, ξ_1 je upravený součinitel pevnosti v soudržnosti pro předpínací výztuž (viz norma).

Efektivní tažená plocha betonu $A_{c,eff}$ viz příloha P09. Pro ohýbaný prvek s jednou vrstvou tažené výztuže se výška oblasti $h_{c,eff}$ stanoví následovně:

$$\begin{aligned} x &= x_{cr} = 148 \text{ mm} \\ a_y &= c + \varnothing_{sw} + \frac{\varnothing}{2} = 35 + 8 + \frac{20}{2} = 53 \text{ mm} \\ h_{c,eff} &= \min \left(a_y + 5\varnothing; 10\varnothing; 3,5a_y; h - x; \frac{h}{2} \right) = \\ &= \min \left(53 + 5 \cdot 20; 10 \cdot 20; 3,5 \cdot 53; 600 - 148; \frac{600}{2} \right) = \\ &= \min(153; 200; 185,5; 452; 300) = 153 \text{ mm} \end{aligned}$$

Jelikož je osová vzdálenost prutů menší než $10\varnothing$, je $b_{c,eff} = b$ a $A_{c,eff} = bh_{c,eff}$.



Uvnitř plochy $A_{c,eff}$ se nachází betonářská výztuž o ploše $A_s = A_{s1} = 1570 \text{ mm}^2$, takže dostaneme:

$$\rho_{p,eff} = \frac{A_s + \xi_1 A_p}{A_{c,eff}} = \frac{A_s + \xi_1 A_p}{bh_{c,eff}} = \frac{1570 + 0}{300 \cdot 153} = 34,205 \text{ ‰}$$

Po dosazení spočteme

$$\begin{aligned} (\varepsilon_{sm} - \varepsilon_{cm}) &= \frac{\sigma_s - k_t \frac{f_{ct,eff}}{\rho_{p,eff}} (1 + \alpha_e \rho_{p,eff})}{E_s} = \\ &= \frac{259 - 0,4 \frac{3,5}{0,034205} (1 + 5,8 \cdot 0,034205)}{200000} = 1,050 \cdot 10^{-3} \end{aligned}$$

16.5.3. Výpočtová průměrná vzdálenost trhlin

Výpočtová průměrná vzdálenost trhlin $s_{r,m,cal}$ se spočte ze vztahu:

$$s_{r,m,cal} = 1,5c + \frac{k_{fl}k_b}{7,2} \cdot \frac{\varnothing}{\rho_{p,eff}} \leq \frac{1,3}{k_w}(h-x)$$

V uvedeném vztahu:

- k_{fl} je součinitel vyjadřující rozdíl mezi efektivní pevností betonu v tahu $f_{ct,eff}$ a průměrnou hodnotou napětí v tažené oblasti průřezu před vznikem trhlin. Pro obdélníkové průřezy zatížené čistým ohybem je:

$$k_{fl} = \frac{h - h_{c,eff}}{h} = \frac{600 - 153}{600} = 0,745$$

Pro obecný případ by platilo (x_g je výška tlačené oblasti průřezu bez trhlin):

$$k_{fl} = \frac{1}{2} \left(1 + \frac{h - x_g - h_{c,eff}}{h - x_g} \right)$$

Pro čistý tah by platilo $k_{fl} = 1,0$.

- k_b je součinitel podmínek soudržnosti, 1,2 pro špatné podmínky a 0,9 pro dobré podmínky; v našem případě se výztuž nachází méně než 300 mm nad dnem bednění, takže uvažujeme dobré podmínky soudržnosti a $k_b = 0,9$.
- \varnothing je průměr prutu. Při použití prutů různých průměrů by se dosadil ekvivalentní průměr spočtený jako:

$$\varnothing_{ef} = \frac{n_1\varnothing_1^2 + n_2\varnothing_2^2}{n_1\varnothing_1 + n_2\varnothing_2}$$

Po dosazení spočteme:

$$\begin{aligned} s_{r,m,cal} &= 1,5c + \frac{k_{fl}k_b}{7,2} \cdot \frac{\varnothing}{\rho_{p,eff}} = 1,5 \cdot 35 + \frac{0,745 \cdot 0,9}{7,2} \cdot \frac{20}{0,034205} = 106,7 \text{ mm} \leq \\ &\leq \frac{1,3}{k_w}(h-x) = \frac{1,3}{1,7}(600-148) = 346 \text{ mm} \end{aligned}$$

16.5.4. Výpočtová šířka trhliny – vyčíslení

Po dosazení hodnot spočtených v předchozích kapitolách můžeme stanovit výpočtovou šířku trhliny $w_{k,cal}$:

$$w_{k,cal} = k_w k_{1/r} s_{r,m,cal} (\varepsilon_{sm} - \varepsilon_{cm}) = 1,7 \cdot 1,133 \cdot 106,7 \cdot 1,050 \cdot 10^{-3} = 0,216 \text{ mm}$$

16.6. Posouzení kritérií pro šířku trhlin

Z důvodu vzhledu je stanoveno pevné kritérium pro všechny případy. Výpočtová šířka trhliny od kvazistálé kombinace nesmí překročit hodnotu $w_{lim,cal} = 0,4$ mm.

$$w_{k,cal} = 0,216 \text{ mm} \leq w_{lim,cal} = 0,4 \text{ mm} \rightarrow \text{Splněno}$$

Z důvodu trvanlivosti se kritérium liší podle stupně vlivu prostředí a typu vyztužení prvku, viz příloha P09. Pro náš případ – železobetonová konstrukce a stupně XC4, XF1 – platí kritérium:

$$w_{lim,cal} = k_{surf} \cdot 0,3 \text{ mm} = 1,0 \cdot 0,3 = 0,3 \text{ mm}$$

Součinitel k_{surf} zohledňuje vliv zvýšení šířky trhlin na povrchu z důvodu většího krytí a stanoví se jako:

$$1 \leq k_{surf} = \frac{c_{act}}{10 \text{ mm} + c_{min,dur}} = \frac{35}{10 + 25} = 1,0 \leq 1,5$$

kde c_{act} je skutečně navržené krytí, v našem případě $c_{act} = c = 35$ mm a $c_{min,dur} = 25$ mm je minimální požadované krytí z hlediska zajištění trvanlivosti konstrukce.

Posouzení šířky trhlin z hlediska trvanlivost konstrukce:

$$w_{k,cal} = 0,216 \text{ mm} \leq w_{lim,cal} = 0,3 \text{ mm} \rightarrow \text{Splněno}$$

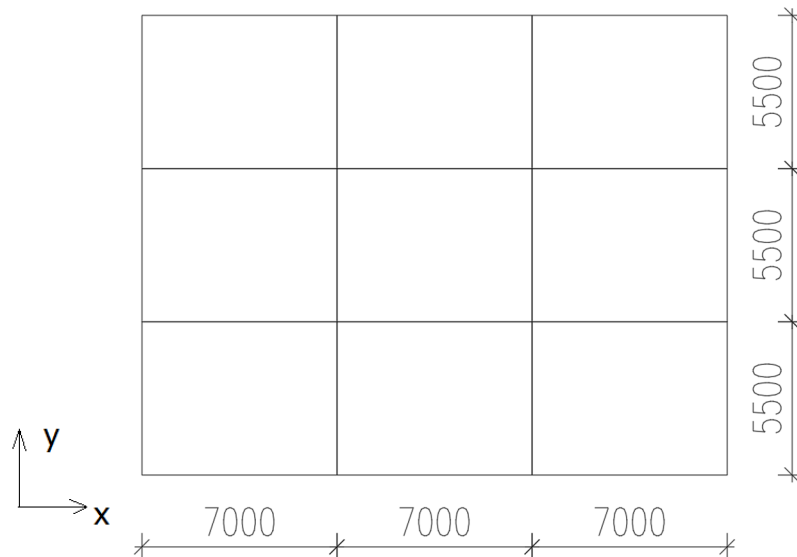
TRÁM VYHOVUJE Z HLEDISKA OMEZENÍ ŠÍŘKY TRHLIN

17. Průhyb – plná deska – kontrola pomocí ohybové štíhlosti

Proveďte zjednodušené ověření průhybů omezením ohybové štíhlosti (postup podle kapitoly 9.3.2 normy [1]) pro obousměrně pnutou stropní desku obytné budovy, která je uložena na zděných stěnách. Osově schéma půdorysných rozměrů konstrukce je na obrázku níže. Tloušťka stropní desky je $h = 200$ mm. Tloušťka betonové krycí vrstvy byla stanovena hodnotou $c = 25$ mm. Pro návrh uvažujte výztuž $\varnothing = 12$ mm.

Stropní deska je zatížena ostatním stálým zatížením o hodnotě $g_{k,ost} = 1,5$ kN/m² a užitným zatížením o hodnotě $q_k = 2,5$ kN/m². Kombinační koeficient $\psi_2 = 0,3$ (kategorie A – obytné budovy).

Uvažujte beton pevnostní třídy C30/37 a třídy vývoje pevnosti CR, ocel B500B. Referenční stáří betonu, pro které je specifikována třída pevnosti, je $t_{ref} = 28$ dní. Neočekává se výskyt návrhového zatížení na konstrukci po dobu tří měsíců od betonáže.



Použité přílohy

P03 Stanovení návrhové pevnosti betonu v tlaku

P10 Zjednodušené ověření průhybů omezením ohybové štíhlosti u budov

17.1. Materiály

Beton C30/37

$$f_{cd} = \eta_{cc} k_{tc} \frac{f_{ck}}{\gamma_C} = 1,0 \cdot 1,0 \cdot \frac{30}{1,5} = 20 \text{ MPa}$$

$$\eta_{cc} = \left(\frac{f_{ck,ref}}{f_{ck}} \right)^{1/3} = \left(\frac{40}{30} \right)^{1/3} = 1,1 \geq 1,0 \rightarrow \text{uplatní se omezení } \eta_{cc} = 1,0$$

$k_{tc} = 1,0$, jelikož je použit beton třídy vývoje pevnosti CR, $t_{ref} \leq 28$ dní a současně se neočekává výskyt návrhového zatížení na konstrukci po dobu tří měsíců od betonáže

Ocel B500B

$$f_{yd} = \frac{f_{yk}}{\gamma_s} = \frac{500}{1,15} = 435 \text{ MPa}$$

17.2. Zatížení

Charakteristická hodnota vlastní tíhy desky:

$$g_{k,0} = h \cdot \gamma_{bet} = 0,2 \cdot 25 = 5 \text{ kN/m}^2$$

Charakteristická hodnota stálého zatížení:

$$g_k = g_{k,0} + g_{k,ost} = 5 + 1,5 = 6,5 \text{ kN/m}^2$$

Charakteristická hodnota celkového zatížení:

$$f_k = g_k + q_k = 6,5 + 2,5 = 9 \text{ kN/m}^2$$

Poměr proměnného a celkového zatížení LL/TL (viz příloha P10):

$$LL / TL = \frac{q_k}{f_k} = \frac{2,5}{9} = 27,8 \%$$

Návrhová hodnota celkového zatížení:

$$f_d = g_k \gamma_G + q_k \gamma_Q = 6,5 \cdot 1,35 + 2,5 \cdot 1,5 = 12,5 \text{ kN/m}^2$$

Obousměrně pnutá deska podepřená stěnami => je nutné rozdělení zatížení do směrů. Provedeme pro rohové pole, kde lze předpokládat největší průhyby v rámci celé konstrukce. Vyjdeme z předpokladu rovnosti průhybů. V obou směrech idealizujeme působení rohového pole jednostranně vetknutým nosníkem, takže $k_x = k_y = 2/384$ (pro prostý nosník by bylo $k = 5/384$ a pro oboustranně vetknutý nosník $k = 1/384$).

$$f_{d,x} = \frac{f_d}{1 + \frac{k_x}{k_y} \left(\frac{l_x}{l_y} \right)^4} = \frac{12,5}{1 + \left(\frac{7000}{5500} \right)^4} = \frac{12,5}{3,62} = 3,45 \text{ kN/m}^2$$

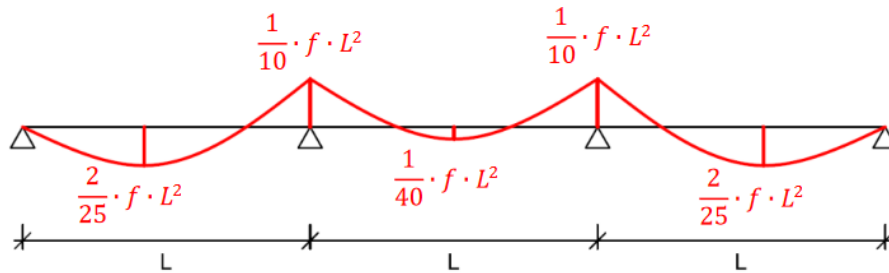
$$f_{d,y} = f_d - f_{d,x} = 12,5 - 3,45 = 9,05 \text{ kN/m}^2$$

Návrhové hodnoty ohybových momentů v řešeném poli (ve smyslu zjednodušeného postupu použito zjednodušené stanovení maximálního momentu pro spojitý nosník o třech polích):

$$m_{Ed,x} = \frac{1}{25} f_{d,x} l_x^2 = \frac{1}{25} \cdot 3,45 \cdot 7,0^2 = 6,8 \text{ kNm/m}$$

$$m_{Ed,y} = \frac{1}{25} f_{d,y} l_y^2 = \frac{1}{25} \cdot 9,05 \cdot 5,5^2 = 11,0 \text{ kNm/m}$$

Rozhoduje moment ve směru y, tedy $m_{Ed} = m_{Ed,y} = 11,0 \text{ kNm/m}$.



Pozn. Pro desku lokálně podepřenou bychom nerozdělovali zatížení do směrů.

17.3. Mechanický stupeň vyztužení

Účinná tloušťka desky:

$$d = h - c - \frac{\varnothing}{2} = 200 - 25 - \frac{12}{2} = 169 \text{ mm}$$

Potřebná plocha výztuže pomocí zjednodušeného odhadu ramene vnitřních sil $z = 0,9d$:

$$a_{s,req} = \frac{m_{Ed}}{0,9df_{yd}} = \frac{11,0 \cdot 10^6}{0,9 \cdot 169 \cdot 435} = 166 \text{ mm}^2/\text{m}$$

Potřebný mechanický stupeň vyztužení:

$$\omega_r = \frac{a_{s,req}}{bd} \cdot \frac{f_{yd}}{f_{cd}} = \frac{166}{1000 \cdot 169} \cdot \frac{435}{20} = 0,021$$

17.4. Ohybová štíhlost

Postup stanovení hodnoty vymežující ohybové štíhlosti λ_d :

- Výběr řádku v tabulce: Kontrolujeme spojitou desku, v úvahu tedy přicházejí řádky 2 a 3. Vymežující hodnoty ohybové štíhlosti pro krajní pole jsou méně příznivé než pro vnitřní pole. Ověření proto provedeme s pomocí hodnot pro krajní pole (ř. 2).
- $LL/TL = 27,8 \%$ => Lze uvažovat hodnoty pro $LL/TL = 30 \%$, interpolace není nutná.
- $\omega_r = 0,021$ => Lze uvažovat hodnoty pro $\omega_r = 0,1$, interpolace není nutná.
- Odečteme tabulkovou hodnotu vymežující ohybové štíhlosti $\lambda_{d,tab} = 22$:

Konstrukční systém	Požadovaný stupeň vyztužení ^a								
	$\omega_r = 0,3$			$\omega_r = 0,2$			$\omega_r = 0,1$		
	LL/TL ^b			LL/TL ^b			LL/TL ^b		
	60%	45%	30%	60%	45%	30%	60%	45%	30%
1 Prostě podepřený trám, jednosměrně pnutá prostá deska	15	14	12	17	15	13	22	19	17
2 Krajní pole spojitěho trámu nebo jednosměrně pnuté spojitě desky	20	18	16	22	20	17	29	25	22
3 Vnitřní pole spojitěho nosníku nebo jednosměrně pnuté spojitě desky	23	21	18	26	23	20	33	29	26
4 Konzola	7	7	6	8	7	6	10	9	8

- Opravný faktor pro desky dvousměrně pnuté podepřené stěnami nebo tuhými trámy (pro desky lokálně podepřené viz příloha P10):

$$k = \left(\frac{1}{1 - 0,65 \cdot \frac{l_{\min}}{l_{\max}}} \right)^{1/4} = \left(\frac{1}{1 - 0,65 \cdot \frac{5500}{7000}} \right)^{1/4} = 1,196$$

Kontrola, zda je ohybová štíhlost prvku λ menší než vymežující ohybová štíhlost λ_d :

$$\lambda = \frac{l_{\min}}{d} = \frac{5500}{169} = 32,54 \not\leq \lambda_d = k \cdot \lambda_{d,tab} = 1,196 \cdot 22 = 26,31$$

Podmínka není splněna. Pro desku tloušťky 200 mm je nezbytné provést podrobnější ověření průhybů.

17.5. Úprava konstrukce

Aby nebylo nutno provádět podrobnější ověření průhybů, je potřebné zvětšit tloušťku desky. Pro odhad potřebného zvětšení vyjdeme z výše stanovené hodnoty vymežující ohybové štíhlosti λ_d pro původní tloušťku desky.

$$d = \frac{l_{\min}}{\lambda_d} = \frac{5500}{26,31} = 209 \text{ mm} \rightarrow h = d + c + \frac{\varnothing}{2} = 209 + 25 + \frac{12}{2} = 240 \text{ mm}$$

NÁVRH: Deska tloušťky $h = 250 \text{ mm}$

Vymežující ohybová štíhlost λ_d pro desku nové tloušťky $h = 250 \text{ mm}$:

$$g_{k,0} = h \cdot \gamma_{bet} = 0,25 \cdot 25 = 6,25 \text{ kN/m}^2$$

$$g_k = g_{k,0} + g_{k,ost} = 6,25 + 1,5 = 7,75 \text{ kN/m}^2$$

$$f_k = g_k + q_k = 7,75 + 2,5 = 10,25 \text{ kN/m}^2$$

$$LL / TL = \frac{q_k}{f_k} = \frac{2,5}{10,25} = 24,4 \%$$

$$f_d = g_k \gamma_G + q_k \gamma_Q = 7,75 \cdot 1,35 + 2,5 \cdot 1,5 = 14,2 \text{ kN/m}^2$$

$$f_{d,x} = \frac{f_d}{1 + \frac{k_x}{k_y} \left(\frac{l_x}{l_y} \right)^4} = \frac{14,2}{1 + \left(\frac{7000}{5500} \right)^4} = \frac{14,2}{3,62} = 3,92 \text{ kN/m}^2$$

$$f_{d,y} = f_d - f_{d,x} = 14,2 - 3,92 = 10,3 \text{ kN/m}^2$$

$$m_{Ed} = m_{Ed,y} = \frac{1}{25} f_{d,y} l_y^2 = \frac{1}{25} \cdot 10,3 \cdot 5,5^2 = 12,5 \text{ kNm/m}$$

$$a_{s,req} = \frac{m_{Ed}}{0,9 d f_{yd}} = \frac{12,5 \cdot 10^6}{0,9 \cdot 219 \cdot 435} = 149 \text{ mm}^2/\text{m}$$

$$\omega_r = \frac{a_{s,req}}{bd} \cdot \frac{f_{yd}}{f_{cd}} = \frac{149}{1000 \cdot 219} \cdot \frac{435}{20} = 0,015$$

LL/TL = 24,4 % => Lze uvažovat hodnoty pro LL/TL = 30 % (interpolace není nutná a extrapolace není dovolena).

$\omega_r = 0,015$ => Lze uvažovat hodnotu pro $\omega_r = 0,1$, interpolace není nutná => $\lambda_{d,tab} = 22$.

Kontrola ohybové štíhlosti:

$$\lambda = \frac{l_{min}}{d} = \frac{5500}{219} = 25,11 \leq \lambda_d = k \cdot \lambda_{d,tab} = 1,196 \cdot 22 = 26,31$$

Podmínka je splněna. Lze předpokládat, že celkový průhyb desky tloušťky 250 mm nepřesáhne limitní hodnotu a není potřebný podrobnější výpočet.

18. Průhyb – trám obdélníkového průřezu – zjednodušený přímý výpočet pro ŽB budovy

Pro trám z příkladu 13 stanovte a posuďte celkový dlouhodobý průhyb od kvazistálé kombinace zatížení s použitím zjednodušeného výpočtu pro obdélníkové průřezy železobetonových budov (postup podle kapitoly 9.3.3. normy [1]). Předpokládejte, že ošetřování betonu probíhá po dobu 3 dnů od betonáže. Ostatní parametry zadání se nemění.

Pozn.: Pro ověření trámu nelze použít tabulkové hodnoty ohybové štíhlosti, jelikož $\psi_2 = 0,6$ (viz poznámky k tabulce P10).

Použité přílohy

P11 Tabulky pro posouzení průhybu

18.1. Materiály

18.1.1. Beton C40/50

$$f_{ck} = 40 \text{ MPa}$$

$$f_{cm} = 48 \text{ MPa}$$

$$f_{ctm} = 3,5 \text{ MPa}$$

$$k_E = 9500 \text{ (součinitel typu kameniva pro silikátové kamenivo)}$$

$$E_{cm} = k_E f_{cm}^{1/3} = 9500 \cdot 48^{1/3} = 34500 \text{ MPa}$$

18.1.2. Ocel B500B

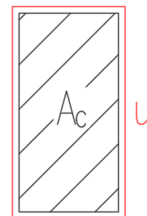
$$f_{yk} = 500 \text{ MPa}$$

$$E_s = 200000 \text{ MPa}$$

18.1.3. Efektivní modul pružnosti betonu

Náhradní rozměr průřezu pro stanovení součinitele dotvarování vychází z poměru průřezové plochy trámu A_c a délky povrchu vystavení vysychání u .

$$h_n = \frac{2A_c}{2u} = \frac{2 \cdot 300 \cdot 600}{2 \cdot (300 + 600)} = 200 \text{ mm}$$



Stanovení součinitele dotvarování pomocí tabulky:

Stáří při zatížení t_0 [dny] pro tř. vývoje pevnosti betonu ^a			Suché prostředí (RH = 50 %)				Vlhké prostředí (RH = 80 %)			
			h_n^b [mm]				h_n^b [mm]			
CS	CN	CR	100	200	500	1000	100	200	500	1000
3	1	1	4,2	3,8	3,4	3,1	3,0	2,8	2,6	2,5
10	7	3	3,1	2,8	2,5	2,3	2,2	2,1	2,0	1,9
32	28	23	2,4	2,2	1,9	1,8	1,7	1,6	1,6	1,5
91	91	91	1,9	1,7	1,5	1,4	1,4	1,3	1,2	1,2
365	365	365	1,4	1,3	1,1	1,0	1,0	0,9	0,9	0,8
Korekční exponent A			0,82	0,79	0,75	0,72	0,71	0,68	0,66	0,64

- Interpolace φ podle $t_0 = 28$ dní pro beton typu CR, RH = 80 %, $h_n = 200$ mm:

$$\varphi_{tab} = 1,6 - (1,6 - 1,3) \cdot \frac{28 - 23}{91 - 23} = 1,578$$

- Korekční exponent A odečteme přímo z tabulky: $A = 0,68$

- Faktor podle pevnosti betonu: $f = \left(\frac{35}{f_{ck}}\right)^A = \left(\frac{35}{40}\right)^{0,68} = 0,913$

- Součinitel dotvarování v čase $t = 50$ let při vnesení zatížení v čase $t_0 = 28$ dní:

$$\varphi(t, t_0) = \varphi(50y, 28d) = f \cdot \varphi_{tab} = 0,913 \cdot 1,577 = 1,440$$

Pozn.: Alternativně lze součinitel dotvarování stanovit podrobným výpočtem podle [1], příloha B, nebo pomocí softwaru CaS vytvořeného doc. Ing. Lukášem Vráblíkem, Ph.D., který je k dispozici na <https://people.fsv.cvut.cz/~vrablluk/Veda.htm>. Software je založen na modelu B3.

Efektivní modul pružnosti betonu:

$$E_{c,eff} = \frac{1,05 E_{cm}}{1 + \varphi(t, t_0)} = \frac{1,05 \cdot 34500}{1 + 1,440} = 14850 \text{ MPa}$$

18.1.4. Efektivní modul pružnosti betonu pro vliv smršťování

Oproti silovému zatížení, s jehož působením uvažujeme od času $t_0 = 28$ dní, začíná smršťování působit na prvek dříve. Předpokládáme, že se tak děje od okamžiku ukončení ošetřování v čase $t_0 = 3$ dny. Je proto potřeba stanovit součinitel dotvarování zvlášť.

Stáří při zatížení t_0 [dny] pro tř. vývoje pevnosti betonu ^a			Suché prostředí (RH = 50 %)				Vlhké prostředí (RH = 80 %)			
			h_n^b [mm]				h_n^b [mm]			
CS	CN	CR	100	200	500	1000	100	200	500	1000
3	1	1	4,2	3,8	3,4	3,1	3,0	2,8	2,6	2,5
10	7	3	3,1	2,8	2,5	2,3	2,2	2,1	2,0	1,9
32	28	23	2,4	2,2	1,9	1,8	1,7	1,6	1,6	1,5
91	91	91	1,9	1,7	1,5	1,4	1,4	1,3	1,2	1,2
365	365	365	1,4	1,3	1,1	1,0	1,0	0,9	0,9	0,8
Korekční exponent A			0,82	0,79	0,75	0,72	0,71	0,68	0,66	0,64

- Základní hodnotu pro beton typu CR, $t_0 = 3$ dny, RH = 80 %, $h_n = 200$ odečteme přímo z tabulky: $\varphi_{tab} = 2,1$
- Korekční exponent A odečteme přímo z tabulky: $A = 0,68$

- Faktor podle pevnosti betonu: $f = \left(\frac{35}{f_{ck}}\right)^A = \left(\frac{35}{40}\right)^{0,68} = 0,913$
- Součinitel dotvarování v čase $t = 50$ let při vnesení zatížení v čase $t_0 = 3$ dny:
 $\varphi(t, t_0) = \varphi(50y, 3d) = f \cdot \varphi_{tab} = 0,913 \cdot 2,1 = 1,917$

Efektivní modul pružnosti betonu pro smršťování:

$$E_{c,sh} = \frac{1,05 E_{cm}}{1 + \varphi(t, t_0)} = \frac{1,05 \cdot 34500}{1 + 1,917} = 12420 \text{ MPa}$$

18.1.5. Pracovní součinitel

Pro uvážení účinků krátkodobého působení zatížení se vychází z hodnoty sečného modulu pružnosti:

$$\alpha_e = \frac{E_s}{E_{cm}} = \frac{200000}{34500} = 5,80$$

Pro uvážení účinků dlouhodobého působení zatížení se vychází z hodnoty efektivního modulu pružnosti:

$$\alpha_{e,eff} = \frac{E_s}{E_{c,eff}} = \frac{200000}{14850} = 13,47$$

Pro uvážení účinků smršťování se vychází z hodnoty efektivního modulu pružnosti pro smršťování:

$$\alpha_{e,sh} = \frac{E_s}{E_{c,sh}} = \frac{200000}{12420} = 16,1$$

18.1.6. Nominální hodnota přetvoření od smršťování

Stanovení pomocí tabulky:

Vývoj pevnosti betonu ^a	$f_{ck,28}$	Suché prostředí (RH = 50 %)				Vlhké prostředí (RH = 80 %)			
		h_n [mm]				h_n [mm]			
		100	200	500	1000	100	200	500	1000
Třída CS	20	0,57	0,56	0,48	0,36	0,33	0,32	0,28	0,21
	35	0,53	0,51	0,45	0,35	0,31	0,31	0,27	0,22
	50	0,49	0,48	0,43	0,35	0,30	0,29	0,27	0,23
Třída CN	20	0,67	0,65	0,56	0,41	0,38	0,37	0,32	0,24
	35	0,60	0,59	0,51	0,39	0,34	0,34	0,30	0,24
	50	0,55	0,54	0,48	0,37	0,31	0,31	0,28	0,23
	80	0,48	0,48	0,43	0,36	0,30	0,30	0,28	0,25
Třída CR	35	0,76	0,74	0,65	0,48	0,42	0,41	0,36	0,28
	50	0,67	0,66	0,58	0,44	0,36	0,35	0,32	0,26
	80	0,55	0,54	0,49	0,39	0,31	0,30	0,28	0,25

- Interpolace ϵ_{cs} podle $f_{ck} = 40$ MPa pro beton typu CR, RH = 80 %, $h_n = 200$ mm:

$$0,41 - (0,41 - 0,35) \cdot \frac{40 - 35}{50 - 35} = 0,390 \text{ ‰}$$

- Nominální celkové poměrné přetvoření od smršťování v čase 50 let:
 $\varepsilon_{cs,50y} = 0,390 \text{ ‰}$

18.2. Zatížení

Viz kapitola 13.2.

18.3. Výpočet průhybu

18.3.1. Lineární průhyb s uvážením dlouhodobých účinků

Lineární průhyb s uvážením dlouhodobých účinků zatížení od kvazistálé kombinace se má spočítat pro průřez bez trhlin s uvážením efektivního modulu pružnosti $E_{c,eff}$. Pro prostý nosník jej lze stanovit ručním výpočtem (pro složitější konstrukci lze stanovit lineární průhyb ve vhodném programu s modulem E_{cm} a výsledek přenásobit poměrem $E_{c,eff}/E_{cm}$):

$$I_c = \frac{1}{12}bh^3 = \frac{1}{12} \cdot 300 \cdot 600^3 = 5,4 \cdot 10^9 \text{ mm}^4$$

$$\delta_{loads} = \frac{5}{384} \cdot \frac{f_{qp} L^4}{E_{c,eff} I_c} = \frac{5}{384} \cdot \frac{45 \cdot 6000^4}{14850 \cdot 5,4 \cdot 10^9} = 9,47 \text{ mm}$$

18.3.2. Lineární průhyb od diferenčního smršťování

Lineární průhyb od diferenčního smršťování $\delta_{\varepsilon_{cs}}$ se má spočítat pro průřez bez trhlin s pomocí křivosti od smršťování:

$$\left(\frac{1}{r}\right)_{\varepsilon_{cs}} = \alpha_{e,sh} \varepsilon_{cs} \frac{S_s}{I_c}$$

Statický moment tažené i tlačené výztuže k těžišti betonového průřezu:

$$S_s = A_{s1} \left(d - \frac{h}{2}\right) - A_{s2} \left(\frac{h}{2} - d_2\right) = 1570 \cdot \left(547 - \frac{600}{2}\right) - 628 \cdot \left(\frac{600}{2} - 53\right) = 232674 \text{ mm}^3$$

Křivost od smršťování ($\varepsilon_{cs} = \varepsilon_{cs,50y}$):

$$\left(\frac{1}{r}\right)_{\varepsilon_{cs}} = \alpha_{e,sh} \varepsilon_{cs} \frac{S_s}{I_c} = 16,1 \cdot 0,000390 \cdot \frac{232674}{5,4 \cdot 10^9} = 2,705 \cdot 10^{-7} \text{ mm}^{-1}$$

Průhyb od smršťování se stanoví z křivosti podle vztahu:

$$\delta_{\varepsilon_{cs}} = k \cdot \left(\frac{1}{r}\right)_{\varepsilon_{cs}} \cdot L^2 = \frac{1}{8} \cdot 2,705 \cdot 10^{-7} \cdot 6000^2 = 1,22 \text{ mm}$$

Součinitel k vyjadřuje průběh křivosti od smršťování na prvku. Bezpečně lze vždy uvažovat součinitel $k = 1/8$ platný pro prostý nosník s neměnným vyztužením po délce prvku. Přesnější stanovení viz [4], příloha 16.

18.3.3. Vliv trhlin

Součinitel zohledňující vliv trhlin a dotvarování betonu je definovaný vztahem:

$$k_I = \begin{cases} 1,00 & \text{pokud nevznikne trhlina} \\ \zeta \frac{I_c}{I_{cr}} + (1 - \zeta) & \text{pokud vznikne trhlina} \end{cases}$$

V našem případě v průřezu vznikne trhlina (viz kapitola 13.3.1), je tedy potřeba vyčíslit vztah, ve kterém:

- Interpolační součinitel ζ se určí z ohybového momentu působícího při kvazistálé kombinaci zatížení a momentu na mezi vzniku trhlin (viz kapitola 13.3.1):

$$\zeta = 1 - 0,5 \left(\frac{M_{cr}}{M_{Eqp}} \right)^2 = 1 - 0,5 \left(\frac{73,7}{202,5} \right)^2 = 0,934$$

- Poměr momentů setrvačnosti betonového průřezu bez trhlin a průřezu s trhlínami se odhadne jako:

$$\frac{I_c}{I_{cr}} = \frac{1}{2,7 (\alpha_{e,eff} \rho)^{0,6} \left(\frac{d}{h} \right)^3} = \frac{1}{2,7 \cdot (13,47 \cdot 9,567 \cdot 10^{-3})^{0,6} \left(\frac{547}{600} \right)^3} = 1,671$$

ρ je stupeň vyztužení tahovou výztuží vztažený k účinné ploše průřezu $b \cdot d$ ve středu rozpětí nosníku, v našem případě $\rho = \frac{A_{s1}}{bd} = \frac{1570}{300 \cdot 547} = 9,567 \cdot 10^{-3}$

Součinitel zohledňující vliv trhlin a dotvarování betonu je:

$$k_I = \zeta \frac{I_c}{I_{cr}} + (1 - \zeta) = 0,934 \cdot 1,671 + (1 - 0,934) = 1,627$$

Součinitel zohledňující vliv trhlin na průhyb od smršťování je:

$$k_s = \begin{cases} 1,00 & \text{pokud nevznikne trhlina} \\ 455 \rho^2 - 35 \rho + 1,6 & \text{pokud vznikne trhlina} \end{cases}$$

V našem případě v průřezu vznikne trhlina (viz kapitola 13.3.1), je tedy potřeba vyčíslit vztah:

$$k_s = 455 \rho^2 - 35 \rho + 1,6 = 455 \cdot (9,567 \cdot 10^{-3})^2 - 35 \cdot 9,567 \cdot 10^{-3} + 1,6 = 1,307$$

18.3.4. Celkový průhyb

Celkový průhyb lze odhadnout jako:

$$\delta = k_I (\delta_{loads} + k_s \delta_{ecs}) = 1,627 \cdot (9,47 + 1,307 \cdot 1,22) = 18,00 \text{ mm}$$

18.4. Posouzení průhybu

Celkový průhyb od kvazistálé kombinace zatížení nemá přesáhnout 1/250 rozpětí:

$$\delta = 18,00 \text{ mm} \leq \frac{L}{250} = \frac{6000}{250} = 24 \text{ mm}$$

PRŮHYB PRVKU SPOČTENÝ ZJEDNODUŠENOU METODOU VYHOVUJE

19. Průhyb – plná deska – obecný přímý výpočet

S použitím obecného přímého výpočtu (postup podle kapitoly 9.3.4 normy [1]) stanovte a posuďte dlouhodobý průhyb od kvazistálého zatížení pro stropní desku z příkladu 15.

Uvažujte beton třídy vývoje pevnosti CN. Referenční stáří betonu, pro které je specifikována třída pevnosti, je $t_{\text{ref}} = 28$ dní. Uvažujte se stářím betonu v okamžiku zatížení $t_0 = 28$ dní, návrhovou životností konstrukce $t = 50$ let a vlhkostí prostředí $\text{RH} = 50\%$. Předpokládejte, že ošetřování betonu probíhá po dobu 7 dnů od betonáže. Ostatní parametry zadání se nemění.

Použité přílohy

P11 Tabulky pro posouzení průhybu

19.1. Materiály

19.1.1. Beton C30/37

$$f_{ck} = 30 \text{ MPa}$$

$$f_{cm} = 38 \text{ MPa}$$

$$f_{ctm} = 2,9 \text{ MPa}$$

$$k_E = 9500 \text{ (součinitel typu kameniva pro silikátové kamenivo)}$$

$$E_{cm} = k_E f_{cm}^{1/3} = 9500 \cdot 38^{1/3} = 31900 \text{ MPa}$$

19.1.2. Ocel B500B

$$f_{yk} = 500 \text{ MPa}$$

$$E_s = 200000 \text{ MPa}$$

19.1.3. Efektivní modul pružnosti betonu

Náhradní rozměr průřezu pro stanovení součinitele dotvarování (vysychání probíhá pouze na površích desky)

$$h_n = \frac{2A_c}{u} = \frac{2 \cdot 200 \cdot 1000}{2 \cdot 1000} = 200 \text{ mm}$$

Stanovení součinitele dotvarování pomocí tabulky:

Stáří při zatížení t_0 [dny]			Suché prostředí (RH = 50 %)				Vlhké prostředí (RH = 80 %)			
pro tř. vývoje pevnosti betonu ^a			h_n^b [mm]				h_n^b [mm]			
CS	CN	CR	100	200	500	1000	100	200	500	1000
3	1	1	4,2	3,8	3,4	3,1	3,0	2,8	2,6	2,5
10	7	3	3,1	2,8	2,5	2,3	2,2	2,1	2,0	1,9
32	28	23	2,4	2,2	1,9	1,8	1,7	1,6	1,6	1,5
91	91	91	1,9	1,7	1,5	1,4	1,4	1,3	1,2	1,2
365	365	365	1,4	1,3	1,1	1,0	1,0	0,9	0,9	0,8
Korekční exponent A			0,82	0,79	0,75	0,72	0,71	0,68	0,66	0,64

- Základní hodnotu pro $RH = 50 \%$, $h_n = 200 \text{ mm}$, beton typu CN, $t_0 = 28$ dní odečteme přímo z tabulky: $\varphi_{tab} = 2,2$
- Korekční exponent A odečteme přímo z tabulky: $A = 0,79$
- Faktor podle pevnosti betonu: $f = \left(\frac{35}{f_{ck}}\right)^A = \left(\frac{35}{30}\right)^{0,79} = 1,130$
- Součinitel dotvarování v čase $t = 50$ let při vnesení zatížení v čase $t_0 = 28$ dní: $\varphi(t, t_0) = \varphi(50y, 28d) = f \cdot \varphi_{tab} = 1,130 \cdot 2,2 = 2,486$

Pozn.: Alternativně lze součinitel dotvarování stanovit podrobným výpočtem podle [1], příloha B, nebo pomocí softwaru CaS vytvořeného doc. Ing. Lukášem Vráblíkem, Ph.D., který je k dispozici na <https://people.fsv.cvut.cz/~vrablluk/Veda.htm>. Software je založen na modelu B3.

Efektivní modul pružnosti betonu:

$$E_{c,eff} = \frac{1,05E_{cm}}{1 + \varphi(t, t_0)} = \frac{1,05 \cdot 31900}{1 + 2,486} = 9610 \text{ MPa}$$

19.1.4. Efektivní modul pružnosti betonu pro vliv smršťování

Oproti silovému zatížení, s jehož působením uvažujeme od času $t_0 = 28$ dní, začíná smršťování působit na prvek dříve. Předpokládáme, že se tak děje od okamžiku ukončení ošetřování v čase $t_0 = 7$ dní. Je proto potřeba stanovit součinitel dotvarování zvlášť.

Stáří při zatížení t_0 [dny]			Suché prostředí (RH = 50 %)				Vlhké prostředí (RH = 80 %)			
pro tř. vývoje pevnosti betonu ^a			h_n^b [mm]				h_n^b [mm]			
CS	CN	CR	100	200	500	1000	100	200	500	1000
3	1	1	4,2	3,8	3,4	3,1	3,0	2,8	2,6	2,5
10	7	3	3,1	2,8	2,5	2,3	2,2	2,1	2,0	1,9
32	28	23	2,4	2,2	1,9	1,8	1,7	1,6	1,6	1,5
91	91	91	1,9	1,7	1,5	1,4	1,4	1,3	1,2	1,2
365	365	365	1,4	1,3	1,1	1,0	1,0	0,9	0,9	0,8
Korekční exponent A			0,82	0,79	0,75	0,72	0,71	0,68	0,66	0,64

- Základní hodnotu pro beton typu CN, $t_0 = 7$ dní, $RH = 50 \%$, $h_n = 200 \text{ mm}$, odečteme přímo z tabulky: $\varphi_{tab} = 2,8$
- Korekční exponent A odečteme přímo z tabulky: $A = 0,79$
- Faktor podle pevnosti betonu: $f = \left(\frac{35}{f_{ck}}\right)^A = \left(\frac{35}{30}\right)^{0,79} = 1,130$
- Součinitel dotvarování v čase $t = 50$ let při vnesení zatížení v čase $t_0 = 7$ dní: $\varphi(t, t_0) = \varphi(50y, 7d) = f \cdot \varphi_{tab} = 1,130 \cdot 2,8 = 3,164$

Efektivní modul pružnosti betonu pro smršťování:

$$E_{c,sh} = \frac{1,05E_{cm}}{1 + \varphi(t, t_0)} = \frac{1,05 \cdot 31900}{1 + 3,164} = 8040 \text{ MPa}$$

19.1.5. Pracovní součinitel

Pro uvážení účinků krátkodobého působení zatížení se vychází z hodnoty sečného modulu pružnosti:

$$\alpha_e = \frac{E_s}{E_{cm}} = \frac{200000}{31900} = 6,27$$

Pro uvážení účinků dlouhodobého působení zatížení se vychází z hodnoty efektivního modulu pružnosti:

$$\alpha_{e,eff} = \frac{E_s}{E_{c,eff}} = \frac{200000}{9610} = 20,81$$

Pro uvážení účinků smršťování se vychází z hodnoty efektivního modulu pružnosti pro smršťování:

$$\alpha_{e,sh} = \frac{E_s}{E_{c,sh}} = \frac{200000}{8040} = 24,88$$

19.1.6. Nominální hodnota přetvoření od smršťování

Stanovení pomocí tabulky

Vývoj pevnosti betonu ^a	$f_{ck,28}$	Suché prostředí (RH = 50 %)				Vlhké prostředí (RH = 80 %)			
		h_n [mm]				h_n [mm]			
		100	200	500	1000	100	200	500	1000
Třída CS	20	0,57	0,56	0,48	0,36	0,33	0,32	0,28	0,21
	35	0,53	0,51	0,45	0,35	0,31	0,31	0,27	0,22
	50	0,49	0,48	0,43	0,35	0,30	0,29	0,27	0,23
Třída CN	20	0,67	0,65	0,56	0,41	0,38	0,37	0,32	0,24
	35	0,60	0,59	0,51	0,39	0,34	0,34	0,30	0,24
	50	0,55	0,54	0,48	0,37	0,31	0,31	0,28	0,23
	80	0,48	0,48	0,43	0,36	0,30	0,30	0,28	0,25
Třída CR	35	0,76	0,74	0,65	0,48	0,42	0,41	0,36	0,28
	50	0,67	0,66	0,58	0,44	0,36	0,35	0,32	0,26
	80	0,55	0,54	0,49	0,39	0,31	0,30	0,28	0,25

- Interpolace ε_{cs} podle $f_{ck} = 30$ MPa pro beton typu CR, RH = 50 %, $h_n = 200$ mm:

$$0,65 - (0,65 - 0,59) \cdot \frac{30 - 28}{35 - 28} = 0,633 \text{ ‰}$$

- Nominální celkové poměrné přetvoření od smršťování v čase 50 let:

$$\varepsilon_{cs,50y} = 0,633 \text{ ‰}$$

19.2. Účinky zatížení

Viz kapitola 15.2.

19.3. Geometrické charakteristiky průřezu

19.3.1. Průřez bez trhlin, krátkodobě působící zatížení + posouzení vzniku trhlin

Základní výpočty viz kapitola 15.3.1.

Ohybová poddajnost:

$$C_I = \frac{1}{E_{cm} I_I} = \frac{1}{31900 \cdot 6,929 \cdot 10^8} = 4,524 \cdot 10^{-14} \text{ N}^{-1} \text{ mm}^{-2}$$

Ohybový moment při vzniku trhlin:

$$M_{cr} = \frac{I_I}{h - a_I} f_{ctm} = \frac{6,929 \cdot 10^8}{200 - 101,9} \cdot 2,9 = 20,5 \text{ kNm} < M_{Ek} = 26,56 \text{ kNm}$$

Očekává se vznik trhlin v prvku při charakteristické kombinaci zatížení. Je tedy nutno vždy počítat s přítomností trhlin v prvku při krátkodobém i dlouhodobém působení zatížení (vznik trhlin je nevratný stav; trhliny se při menším zatížení mohou uzavřít na nulovou šířku, ale pokud jednou vzniknou, jsou již v prvku vždy přítomny).

19.3.2. Průřez bez trhlin, dlouhodobě působící zatížení

Plocha ideálního průřezu:

$$A_{I,eff} = A_c + \alpha_{e,eff} (A_{s1} + A_{s2}) = 200000 + 20,81 \cdot (904 + 0) = 218812 \text{ mm}^2$$

Vzdálenost těžiště ideálního průřezu od horního okraje:

$$\begin{aligned} a_{I,eff} &= \frac{1}{A_{I,eff}} [A_c \cdot a_c + \alpha_{e,eff} (A_{s1} d + A_{s2} d_2)] = \\ &= \frac{1}{218812} [200000 \cdot 100 + 20,81 \cdot (904 \cdot 169 + 0)] = 105,9 \text{ mm} \end{aligned}$$

Moment setrvačnosti ideálního průřezu k jeho těžišti:

$$\begin{aligned} I_{I,eff} &= I_c + A_c (a_{I,eff} - a_c)^2 + \alpha_{e,eff} [A_{s1} (d - a_{I,eff})^2 + A_{s2} (a_{I,eff} - d_2)^2] = \\ &= 6,667 \cdot 10^8 + 200000 \cdot (105,9 - 100)^2 + 20,81 \cdot [904 \cdot (169 - 105,9)^2 + 0] = \\ &= 7,486 \cdot 10^8 \text{ mm}^4 \end{aligned}$$

Ohybová poddajnost:

$$C_{I,eff} = \frac{1}{E_{c,eff} I_{I,eff}} = \frac{1}{9610 \cdot 7,486 \cdot 10^8} = 1,390 \cdot 10^{-13} \text{ N}^{-1} \text{ mm}^{-2}$$

Ohybový moment při vzniku trhlin:

$$M_{cr,eff} = \frac{I_{I,eff}}{h - a_{I,eff}} f_{ctm} = \frac{7,486 \cdot 10^8}{200 - 105,9} \cdot 2,9 = 23,1 \text{ kNm} \geq M_{Eqp} = 22,19 \text{ kNm}$$

Působení kvazistálé kombinace zatížení nevyvolá vznik trhlin. Je však přesto nutno počítat s jejich přítomností, viz kapitola 19.3.1.

19.3.3. Průřez s trhlinou, dlouhodobě působící zatížení

Vzdálenost neutrální osy od tlačeného okraje průřezu:

$$\begin{aligned} x_{cr,eff} &= \frac{\alpha_{e,eff}}{b} (A_{s1} + A_{s2}) \left[-1 + \sqrt{1 + \frac{2b}{\alpha_{e,eff}} \frac{A_{s1}d + A_{s2}d_2}{(A_{s1} + A_{s2})^2}} \right] = \\ &= \frac{20,81}{1000} \cdot (904 + 0) \cdot \left[-1 + \sqrt{1 + \frac{2 \cdot 1000}{20,81} \cdot \frac{904 \cdot 169 + 0}{(904 + 0)^2}} \right] = 63,12 \text{ mm} \end{aligned}$$

Moment setrvačnosti průřezu s trhlinou:

$$\begin{aligned} I_{II,eff} &= \frac{1}{3} b x_{cr,eff}^3 + \alpha_{e,eff} \left[A_{s1} (d - x_{cr,eff})^2 + A_{s2} (x_{cr,eff} - d_2)^2 \right] = \frac{1}{3} \cdot 1000 \cdot 63,12^3 + \\ &+ 20,81 \cdot \left[904 \cdot (169 - 63,12)^2 + 0 \right] = 2,947 \cdot 10^8 \text{ mm}^4 \end{aligned}$$

Ohybová poddajnost:

$$C_{II,eff} = \frac{1}{E_{c,eff} I_{II,eff}} = \frac{1}{9610 \cdot 2,947 \cdot 10^8} = 3,531 \cdot 10^{-13} \text{ N}^{-1} \text{ mm}^{-2}$$

19.3.4. Průřez bez trhlin, smršťování

Plocha ideálního průřezu:

$$A_{I,sh} = A_c + \alpha_{e,sh} (A_{s1} + A_{s2}) = 200000 + 24,88 \cdot (904 + 0) = 222492 \text{ mm}^2$$

Vzdálenost těžiště ideálního průřezu od horního okraje:

$$\begin{aligned} a_{I,sh} &= \frac{1}{A_{I,sh}} \left[A_c \cdot a_c + \alpha_{e,sh} (A_{s1}d + A_{s2}d_2) \right] = \\ &= \frac{1}{222492} \cdot \left[200000 \cdot 100 + 24,88 \cdot (904 \cdot 169 + 0) \right] = 107,0 \text{ mm} \end{aligned}$$

Statický moment tažené i tlačené výztuže k těžišti ideálního průřezu:

$$\begin{aligned} S_{I,sh} &= \alpha_{e,sh} \left[A_{s1} (d - a_{I,sh}) - A_{s2} (a_{I,sh} - d_2) \right] = \\ &= 24,88 \cdot \left[904 \cdot (169 - 107) - 0 \right] = 1,394 \cdot 10^6 \text{ mm}^3 \end{aligned}$$

Moment setrvačnosti ideálního průřezu k jeho těžišti

$$I_{I,sh} = I_c + A_c (a_{I,sh} - a_c)^2 + \alpha_{e,sh} \left[A_{s1} (d - a_{I,sh})^2 + A_{s2} (a_{I,sh} - d_2)^2 \right] =$$

$$= 6,667 \cdot 10^8 + 200000 \cdot (107 - 100)^2 + 24,88 \cdot 904 \cdot \left[(169 - 107)^2 + 0 \right] = 7,630 \cdot 10^8 \text{ mm}^4$$

19.3.5. Průřez s trhlinou, smršťování

Vzdálenost neutrální osy od tlačeného okraje průřezu:

$$x_{cr,sh} = \frac{\alpha_{e,sh}}{b} (A_{s1} + A_{s2}) \left[-1 + \sqrt{1 + \frac{2b}{\alpha_{e,sh}} \frac{A_{s1}d + A_{s2}d_2}{(A_{s1} + A_{s2})^2}} \right] =$$

$$= \frac{24,88}{1000} \cdot (904 + 0) \cdot \left[-1 + \sqrt{1 + \frac{2 \cdot 1000}{24,88} \cdot \frac{904 \cdot 169 + 0}{(904 + 0)^2}} \right] = 67,55 \text{ mm}$$

Statický moment tažené i tlačené výztuže k těžišti ideálního průřezu:

$$S_{II,sh} = \alpha_{e,sh} \left[A_{s1} (d - x_{cr,sh}) - A_{s2} (x_{cr,sh} - d_2) \right] =$$

$$= 24,88 \cdot 904 \cdot \left[(169 - 67,55) - 0 \right] = 2,282 \cdot 10^6 \text{ mm}^3$$

Moment setrvačnosti průřezu s trhlinou:

$$I_{II,sh} = \frac{1}{3} b x_{cr,sh}^3 + \alpha_{e,sh} \left[A_{s1} (d - x_{cr,sh})^2 + A_{s2} (x_{cr,sh} - d_2)^2 \right] =$$

$$= \frac{1}{3} \cdot 1000 \cdot 67,55^3 + 24,88 \cdot 904 \cdot \left[(169 - 67,55)^2 + 0 \right] = 3,342 \cdot 10^8 \text{ mm}^4$$

19.4. Křivost prvku od účinků zatížení

19.4.1. Průřez s trhlinou, dlouhodobě působící zatížení

Rozdělovací součinitel ζ udávající míru spolupůsobení betonu mezi trhlinami (tahové zpevnění průřezu) se stanoví s $\beta_t = 0,5$ pro dlouhodobě působící zatížení. Pro případ, že by v prvku podle výpočtu nedocházelo ke vzniku trhlin od dané kombinace zatížení ($M_{cr} \geq M_E$), se doporučuje uvažovat $\zeta = 0,5$, aby se zohlednila možnost vzniku trhlin od vyšší kombinace zatížení nebo od nesilových zatížení.

Výše uvedené je i náš případ. Při působení pouze kvazistálé kombinace zatížení by ke vzniku trhlin nedošlo (viz 19.3.2), avšak charakteristická kombinace zatížení trhliny vyvolá (viz 19.3.1), a proto je vždy nutné počítat s narušením prvku trhlinami.

$$\zeta_{qp} = 1 - \beta_t \left(\frac{M_{cr,eff}}{M_{Eqp}} \right)^2 = 1 - 0,5 \cdot \left(\frac{23,1}{22,19} \right)^2 = 0,458 \neq 0,5 \rightarrow \zeta_{qp} = 0,5$$

$$\left(\frac{1}{r} \right)_{qp} = M_{Eqp} \left[(1 - \zeta_{qp}) C_{I,eff} + \zeta_{qp} C_{II,eff} \right] =$$

$$= 22,19 \cdot 10^6 \cdot \left[(1 - 0,5) \cdot 1,390 \cdot 10^{-13} + 0,5 \cdot 3,531 \cdot 10^{-13} \right] = 5,460 \cdot 10^{-6} \text{ mm}^{-1}$$

19.4.2. Smršťování

Průřez bez trhlin ($\varepsilon_{cs} = \varepsilon_{cs,50y}$):

$$\left(\frac{1}{r} \right)_{I,sh} = \varepsilon_{cs} \frac{S_{I,sh}}{I_{I,sh}} = 0,000633 \cdot \frac{1,394 \cdot 10^6}{7,630 \cdot 10^8} = 1,156 \cdot 10^{-6} \text{ mm}^{-1}$$

Průřez s trhlinou:

$$\left(\frac{1}{r} \right)_{II,sh} = \varepsilon_{cs} \frac{S_{II,sh}}{I_{II,sh}} = 0,000633 \cdot \frac{2,282 \cdot 10^6}{3,342 \cdot 10^8} = 4,322 \cdot 10^{-6} \text{ mm}^{-1}$$

Výsledná křivost – rozdělovací součinitel ζ se uvažuje jako pro dlouhodobě působící zatížení:

$$\zeta_{sh} = \zeta_{qp} = 0,5$$

$$\left(\frac{1}{r} \right)_{sh} = (1 - \zeta_{sh}) \left(\frac{1}{r} \right)_{I,sh} + \zeta_{sh} \left(\frac{1}{r} \right)_{II,sh} =$$

$$= (1 - 0,5) \cdot 1,156 \cdot 10^{-6} + 0,5 \cdot 4,322 \cdot 10^{-6} = 2,739 \cdot 10^{-6} \text{ mm}^{-1}$$

19.5. Výpočet průhybu

Průhyb pomocí křivosti $1/r$ se stanoví ze vztahu:

$$\delta = k \cdot \frac{1}{r} \cdot L^2$$

kde k je součinitel vyjadřující průběh momentu od daného zatížení, viz příloha P10. Pro prostý nosník je $k = 5/48$ pro rovnoměrné spojité zatížení a $k = 1/8$ pro smršťování.

Průhyb od dlouhodobě působícího kvazistálého zatížení:

$$\delta_{qp} = k \cdot \left(\frac{1}{r} \right)_{qp} \cdot L^2 = \frac{5}{48} \cdot 5,460 \cdot 10^{-6} \cdot 5000^2 = 14,22 \text{ mm}$$

Průhyb od účinků smršťování:

$$\delta_{sh} = k \cdot \left(\frac{1}{r} \right)_{sh} \cdot L^2 = \frac{1}{8} \cdot 2,739 \cdot 10^{-6} \cdot 5000^2 = 8,56 \text{ mm}$$

19.6. Posouzení průhybu

Průhyb od dlouhodobě působících složek zatížení (zde od kvazistálého zatížení a smršťování) musí být menší než $L/250$ (kritérium vzhledu konstrukce):

$$\delta_{lt} = \delta_{qp} + \delta_{sh} = 14,22 + 8,56 = 22,78 \text{ mm} > \frac{L}{250} = \frac{5000}{250} = 20 \text{ mm}$$

PRŮHYB KONSTRUKCE NEVYHOVUJE. V prvním kroku by bylo nutno započítat i tlačenou výztuž, která je efektivní zejména při redukcí průhybu od smršťování. Dále by případně bylo nutno upravit parametry průřezu (tloušťka desky, vyztužení).

19.7. Výpočet průhybu od silového zatížení – alternativní postup

U složitějších konstrukcí může být obtížné správně stanovit hodnotu součinitele k vyjadřujícího průběh ohybového momentu. Zároveň ale u složitějších konstrukcí obvykle provádíme analýzu ve výpočetním softwaru, kde velmi snadno získáme hodnotu lineárního průhybu prvku δ_{el} . Ten je stanoven na základě krátkodobé tuhosti betonového průřezu $E_{cm}I_c$. Průhyb zohledňující nelineární chování prvku δ_{nl} (vznik trhlin, přítomnost výztuže, dotvarování) pak můžeme odhadnout na základě poměru tuhostí jako:

$$\delta_{nl} = \delta_{el} \frac{E_{cm}I_c}{E_{c,eff}I_{eff}}$$

V našem případě je:

$$\delta_{el} = \frac{5}{384} \cdot \frac{f_{qp}L^4}{E_{cm}I_c} = \frac{5}{384} \cdot \frac{7,1 \cdot 5000^4}{31900 \cdot 6,667 \cdot 10^8} = 2,72 \text{ mm}$$

$$I_{eff} = \frac{I_{I,eff} \cdot I_{II,eff}}{\zeta I_{I,eff} + (1 - \zeta) I_{II,eff}} = \frac{7,486 \cdot 10^8 \cdot 2,947 \cdot 10^8}{0,5 \cdot 7,486 \cdot 10^8 + (1 - 0,5) \cdot 2,947 \cdot 10^8} = 4,229 \cdot 10^8 \text{ mm}^4$$

$$\delta_{nl} = 2,72 \cdot \frac{31900 \cdot 6,667 \cdot 10^8}{9610 \cdot 4,229 \cdot 10^8} = 2,72 \cdot 5,233 = 14,23 \text{ mm}$$

Stanovená hodnota je pro prostý nosník identická s hodnotou dlouhodobého průhybu od kvazistálého zatížení δ_{qp} určenou výše s pomocí křivosti.

Pro získání celkového dlouhodobého průhybu je nutné přičíst hodnotu průhybu od smršťování stanovenou pomocí křivosti od smršťování. Pro složitější konstrukce je výpočet průhybu od smršťování komplikován poměrně náročným postupem stanovení hodnoty součinitele k (viz [4], příloha 16), která závisí na průběhu křivosti po délce prvku, který je dán statickým schématem prvku i vyztužením jednotlivých průřezů po délce prvku. Zjednodušeně a bezpečně však lze vždy uvažovat součinitel $k = 1/8$ platný pro prostý nosník s neměnným vyztužením po délce prvku.

20. Průhyb – trám obdélníkového průřezu – obecný přímý výpočet

Pro trám z příkladu 13 s použitím obecného přímého výpočtu (postup podle kapitoly 9.3.4 normy [1] stanovte a posuďte mezní stav omezení průhybů, a to pro:

- Kritérium vzhledu konstrukce.
- Kritérium komfortu uživatelů.
- Kritérium limitu pro poškození navazujících nenosných konstrukcí pro případ, že je trám opatřen omítkou.

Parametry zadání se nemění.

Použité přílohy

P11 Tabulky pro posouzení průhybu

20.1. Materiály

Viz kapitola 18.1.

20.2. Zatížení

Viz kapitola 13.2. Navíc je potřeba stanovit účinky časté kombinace zatížení, kde pro kategorii zatížení C platí kombinační součinitel $\psi_1 = 0,7$.

Zatížení od časté kombinace

$$f_{fr} = g_k + \psi_1 q_k = 30 + 0,7 \cdot 25 = 47,5 \text{ kN/m}$$

Moment uprostřed rozpětí od kvazistálé kombinace

$$M_{Efr} = \frac{1}{8} f_{qp} L^2 = \frac{1}{8} \cdot 47,5 \cdot 6^2 = 213,8 \text{ kNm}$$

20.3. Geometrické charakteristiky průřezu

20.3.1. Průřez bez trhlin, krátkodobě působící zatížení + posouzení vzniku trhlin

Základní charakteristiky viz kapitola 13.3.1.

Ohybová poddajnost:

$$C_I = \frac{1}{E_{cm} I_I} = \frac{1}{34500 \cdot 6,168 \cdot 10^9} = 4,699 \cdot 10^{-15} \text{ N}^{-1} \text{ mm}^{-2}$$

Ohybový moment při vzniku trhlin:

$$M_{cr} = \frac{I_I}{h - a_I} f_{ctm} = \frac{6,168 \cdot 10^9}{600 - 307} \cdot 3,5 = 73,7 \text{ kNm} < M_{Ek} = 242,5 \text{ kNm}$$

Očekává se vznik trhlin v prvku při charakteristické kombinaci zatížení. Je tedy nutno vždy počítat s přítomností trhlin v prvku při krátkodobém i dlouhodobém působení zatížení (vznik trhlin je nevratný stav; trhliny se při menším zatížení mohou uzavřít na nulovou šířku, ale pokud jednou vzniknou, jsou již v prvku vždy přítomny).

20.3.2. Průřez s trhlinou, krátkodobě působící zatížení

Základní charakteristiky viz kapitola 13.3.2.

Ohybová poddajnost:

$$C_{II} = \frac{1}{E_{cm} I_{II}} = \frac{1}{34500 \cdot 1,807 \cdot 10^9} = 1,604 \cdot 10^{-14} \text{ N}^{-1} \text{ mm}^{-2}$$

20.3.3. Průřez bez trhlin, dlouhodobě působící zatížení

Plocha ideálního průřezu:

$$A_{I,eff} = A_c + \alpha_{e,eff} (A_{s1} + A_{s2}) = 180000 + 13,47 \cdot (1570 + 628) = 209607 \text{ mm}^2$$

Vzdálenost těžiště ideálního průřezu od horního okraje:

$$\begin{aligned} a_{I,eff} &= \frac{1}{A_{I,eff}} [A_c \cdot a_c + \alpha_{e,eff} (A_{s1} d + A_{s2} d_2)] = \\ &= \frac{1}{209607} \cdot [180000 \cdot 300 + 13,47 \cdot (1570 \cdot 547 + 628 \cdot 53)] = 315,0 \text{ mm} \end{aligned}$$

Moment setrvačnosti ideálního průřezu k jeho těžišti:

$$\begin{aligned} I_{I,eff} &= I_c + A_c (a_{I,eff} - a_c)^2 + \alpha_{e,eff} [A_{s1} (d - a_{I,eff})^2 + A_{s2} (a_{I,eff} - d_2)^2] = \\ &= 5,4 \cdot 10^9 + 180000 \cdot (315,0 - 300)^2 + 13,47 \cdot [1570 \cdot (547 - 315)^2 + 628 \cdot (315 - 53)^2] = \\ &= 7,159 \cdot 10^9 \text{ mm}^4 \end{aligned}$$

Ohybová poddajnost:

$$C_{I,eff} = \frac{1}{E_{c,eff} I_{I,eff}} = \frac{1}{14850 \cdot 7,159 \cdot 10^9} = 9,406 \cdot 10^{-15} \text{ N}^{-1} \text{ mm}^{-2}$$

Ohybový moment při vzniku trhlin:

$$M_{cr,eff} = \frac{I_{I,eff}}{h - a_{I,eff}} f_{ctm} = \frac{7,166 \cdot 10^9}{600 - 315} \cdot 3,5 = 88,0 \text{ kNm}$$

20.3.4. Průřez s trhlinou, dlouhodobě působící zatížení

Vzdálenost neutrální osy od tlačeneho okraje průřezu:

$$\begin{aligned}x_{cr,eff} &= \frac{\alpha_{e,eff}}{b} (A_{s1} + A_{s2}) \left[-1 + \sqrt{1 + \frac{2b}{\alpha_{e,eff}} \frac{A_{s1}d + A_{s2}d_2}{(A_{s1} + A_{s2})^2}} \right] = \\ &= \frac{13,47}{300} \cdot (1570 + 628) \cdot \left[-1 + \sqrt{1 + \frac{2 \cdot 300}{13,47} \cdot \frac{1570 \cdot 547 + 628 \cdot 53}{(1570 + 628)^2}} \right] = 201,1 \text{ mm}\end{aligned}$$

Moment setrvačnosti průřezu s trhlinou:

$$\begin{aligned}I_{II,eff} &= \frac{1}{3} b x_{cr,eff}^3 + \alpha_{e,eff} \left[A_{s1} (d - x_{cr,eff})^2 + A_{s2} (x_{cr,eff} - d_2)^2 \right] = \frac{1}{3} \cdot 300 \cdot 201,1^3 + \\ &+ 13,47 \cdot \left[1570 \cdot (547 - 201,1)^2 + 628 \cdot (201,1 - 53)^2 \right] = 3,529 \cdot 10^9 \text{ mm}^4\end{aligned}$$

Ohybová poddajnost:

$$C_{II,eff} = \frac{1}{E_{c,eff} I_{II,eff}} = \frac{1}{14850 \cdot 3,529 \cdot 10^9} = 1,908 \cdot 10^{-14} \text{ N}^{-1} \text{ mm}^{-2}$$

20.3.5. Průřez bez trhlin, smršťování

Plocha ideálního průřezu:

$$A_{I,sh} = A_c + \alpha_{e,sh} (A_{s1} + A_{s2}) = 180000 + 16,1 \cdot (1570 + 628) = 215388 \text{ mm}^2$$

Vzdálenost těžiště ideálního průřezu od horního okraje:

$$\begin{aligned}a_{I,sh} &= \frac{1}{A_{I,sh}} \left[A_c \cdot a_c + \alpha_{e,sh} (A_{s1}d + A_{s2}d_2) \right] = \\ &= \frac{1}{215388} \left[180000 \cdot 300 + 16,1 \cdot (1570 \cdot 547 + 628 \cdot 53) \right] = 317,4 \text{ mm}\end{aligned}$$

Statický moment tažené i tlačené výztuže k těžišti ideálního průřezu:

$$\begin{aligned}S_{I,sh} &= \alpha_{e,sh} \left[A_{s1} (d - a_{I,sh}) - A_{s2} (a_{I,sh} - d_2) \right] = \\ &= 16,1 \cdot (1570 \cdot (547 - 317,4) - 628 \cdot (317,4 - 53)) = 3,130 \cdot 10^6 \text{ mm}^3\end{aligned}$$

Moment setrvačnosti ideálního průřezu k jeho těžišti:

$$\begin{aligned}I_{I,sh} &= I_c + A_c (a_{I,sh} - a_c)^2 + \alpha_{e,sh} \left[A_{s1} (d - a_{I,sh})^2 + A_{s2} (a_{I,sh} - d_2)^2 \right] = \\ &= 5,4 \cdot 10^9 + 180000 \cdot (317,4 - 300)^2 + 16,1 \cdot \left[1570 \cdot (547 - 317,4)^2 + 628 \cdot (317,4 - 53)^2 \right] = \\ &= 7,494 \cdot 10^9 \text{ mm}^4\end{aligned}$$

20.3.6. Průřez s trhlinou, smršťování

Vzdálenost neutrální osy od tlačeneho okraje průřezu:

$$\begin{aligned}x_{cr,sh} &= \frac{\alpha_{e,sh}}{b} (A_{s1} + A_{s2}) \left[-1 + \sqrt{1 + \frac{2b}{\alpha_{e,sh}} \frac{A_{s1}d + A_{s2}d_2}{(A_{s1} + A_{s2})^2}} \right] = \\ &= \frac{16,1}{300} \cdot (1570 + 628) \cdot \left[-1 + \sqrt{1 + \frac{2 \cdot 300}{16,1} \cdot \frac{1570 \cdot 547 + 628 \cdot 53}{(1570 + 628)^2}} \right] = 213,2 \text{ mm}\end{aligned}$$

Statický moment tažené i tlačené výztuže k těžišti ideálního průřezu:

$$\begin{aligned}S_{II,sh} &= \alpha_{e,sh} \left[A_{s1} (d - x_{cr,sh}) - A_{s2} (x_{cr,sh} - d_2) \right] = \\ &= 16,1 \cdot \left[1570 \cdot (547 - 213,2) - 628 \cdot (213,2 - 53) \right] = 6,818 \cdot 10^6 \text{ mm}^3\end{aligned}$$

Moment setrvačnosti průřezu s trhlinou:

$$\begin{aligned}I_{II,sh} &= \frac{1}{3} b x_{cr,sh}^3 + \alpha_{e,sh} \left[A_{s1} (d - x_{cr,sh})^2 + A_{s2} (x_{cr,sh} - d_2)^2 \right] = \frac{1}{3} \cdot 300 \cdot 213,2^3 + \\ &+ 16,1 \left[1570 \cdot (547 - 213,2)^2 + 628 \cdot (213,2 - 53)^2 \right] = 4,045 \cdot 10^9 \text{ mm}^4\end{aligned}$$

20.4. Křivost prvku od účinků zatížení

20.4.1. Průřez s trhlinou, krátkodobě působící zatížení

Rozdělovací součinitel ζ udávající míru spolupůsobení betonu mezi trhlinami (tahové zpevnění průřezu) se stanoví s $\beta_t = 1,0$ pro krátkodobě působící zatížení. Pro případ, že by v prvku podle výpočtu nedocházelo ke vzniku trhlin od dané kombinace zatížení ($M_{cr} \geq M_E$), se doporučuje uvažovat $\zeta = 0,5$, aby se zohlednila možnost vzniku trhlin od vyšší kombinace zatížení nebo od nesilových zatížení.

Kvazistálá kombinace zatížení:

$$\begin{aligned}\zeta_{st,qp} &= 1 - \beta_t \left(\frac{M_{cr}}{M_{Eqp}} \right)^2 = 1 - 1,0 \cdot \left(\frac{73,7}{202,5} \right)^2 = 0,868 \geq 0,5 \\ \left(\frac{1}{r} \right)_{st,qp} &= M_{Eqp} \left[(1 - \zeta_{st,qp}) C_I + \zeta_{st,qp} C_{II} \right] = \\ &= 202,5 \cdot 10^6 \cdot \left[(1 - 0,868) \cdot 4,699 \cdot 10^{-15} + 0,868 \cdot 1,604 \cdot 10^{-14} \right] = 2,945 \cdot 10^{-6} \text{ mm}^{-1}\end{aligned}$$

Častá kombinace zatížení:

$$\zeta_{st,fr} = 1 - \beta_t \left(\frac{M_{cr}}{M_{Efr}} \right)^2 = 1 - 1,0 \cdot \left(\frac{73,7}{213,8} \right)^2 = 0,881 \geq 0,5$$

$$\left(\frac{1}{r} \right)_{st,fr} = M_{Efr} \left[(1 - \zeta_{st,fr}) C_I + \zeta_{st,fr} C_{II} \right] =$$

$$= 213,8 \cdot 10^6 \cdot \left[(1 - 0,881) \cdot 4,699 \cdot 10^{-15} + 0,881 \cdot 1,604 \cdot 10^{-14} \right] = 3,141 \cdot 10^{-6} \text{ mm}^{-1}$$

Charakteristická kombinace zatížení:

$$\zeta_{st,k} = 1 - \beta_t \left(\frac{M_{cr}}{M_{Ek}} \right)^2 = 1 - 1,0 \cdot \left(\frac{73,7}{247,5} \right)^2 = 0,911 \geq 0,5$$

$$\left(\frac{1}{r} \right)_{st,k} = M_{Ek} \left[(1 - \zeta_{st,k}) C_I + \zeta_{st,k} C_{II} \right] =$$

$$= 247,5 \cdot 10^6 \cdot \left[(1 - 0,911) \cdot 4,699 \cdot 10^{-15} + 0,911 \cdot 1,604 \cdot 10^{-14} \right] = 3,720 \cdot 10^{-6} \text{ mm}^{-1}$$

20.4.2. Průřez s trhlinou, dlouhodobě působící zatížení

Rozdělovací součinitel ζ se stanoví s $\beta_t = 0,5$ pro dlouhodobě působící zatížení.

Kvazistálá kombinace zatížení:

$$\zeta_{lt,qp} = 1 - \beta_t \left(\frac{M_{cr,eff}}{M_{Eqp}} \right)^2 = 1 - 0,5 \cdot \left(\frac{88,0}{202,5} \right)^2 = 0,906 \geq 0,5$$

$$\left(\frac{1}{r} \right)_{lt,qp} = M_{Eqp} \left[(1 - \zeta_{lt,qp}) C_{I,eff} + \zeta_{lt,qp} C_{II,eff} \right] =$$

$$= 202,5 \cdot 10^6 \cdot \left[(1 - 0,906) \cdot 9,406 \cdot 10^{-15} + 0,906 \cdot 1,908 \cdot 10^{-14} \right] = 3,679 \cdot 10^{-6} \text{ mm}^{-1}$$

20.4.3. Smršťování

Průřez bez trhlin ($\varepsilon_{cs} = \varepsilon_{cs,50y}$):

$$\left(\frac{1}{r} \right)_{I,sh} = \varepsilon_{cs} \frac{S_{I,sh}}{I_{I,sh}} = 0,000390 \cdot \frac{3,130 \cdot 10^6}{7,494 \cdot 10^9} = 1,629 \cdot 10^{-7} \text{ mm}^{-1}$$

Průřez s trhlinou:

$$\left(\frac{1}{r} \right)_{II,sh} = \varepsilon_{cs} \frac{S_{II,sh}}{I_{II,sh}} = 0,000390 \cdot \frac{6,818 \cdot 10^6}{4,045 \cdot 10^9} = 6,574 \cdot 10^{-7} \text{ mm}^{-1}$$

Výsledná křivost – rozdělovací součinitel ζ se uvažuje jako pro dlouhodobě působící zatížení:

$$\begin{aligned}\zeta_{sh} &= \zeta_{lt,qp} = 0,906 \\ \left(\frac{1}{r}\right)_{sh} &= (1 - \zeta_{sh}) \left(\frac{1}{r}\right)_{I,sh} + \zeta_{sh} \left(\frac{1}{r}\right)_{II,sh} = \\ &= (1 - 0,906) \cdot 1,629 \cdot 10^{-7} + 0,906 \cdot 6,574 \cdot 10^{-7} = 6,109 \cdot 10^{-7} \text{ mm}^{-1}\end{aligned}$$

20.5. Výpočet průhybu

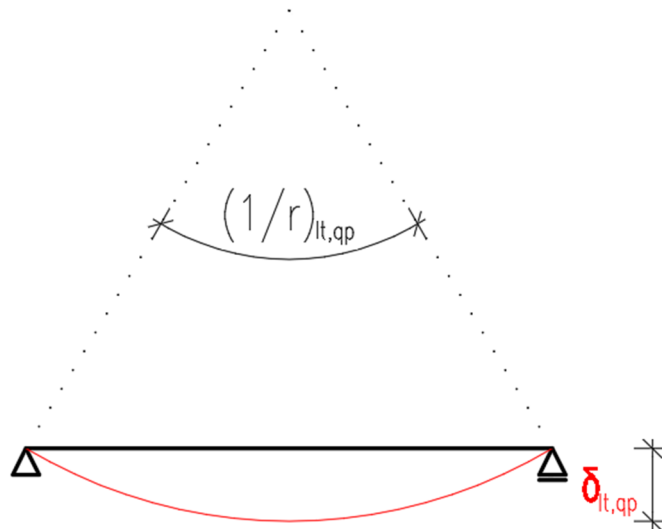
Průhyb pomocí křivosti $1/r$ se stanoví ze vztahu

$$\delta = k \cdot \frac{1}{r} \cdot L^2$$

kde k je součinitel vyjadřující průběh momentu od daného zatížení, viz příloha P10. Pro prostý nosník je $k = 5/48$ pro rovnoměrné spojitě zatížení a $k = 1/8$ pro smršťování.

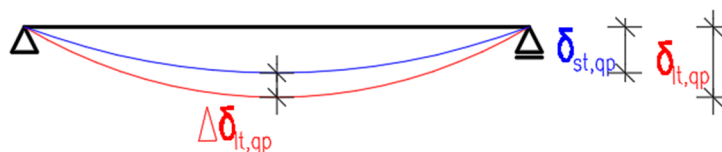
Průhyb od dlouhodobě působící kvazistálé kombinace zatížení (s vlivem výztuže, trhlin a dotvarování):

$$\delta_{lt,qp} = k \cdot \left(\frac{1}{r}\right)_{lt,qp} \cdot L^2 = \frac{5}{48} \cdot 3,679 \cdot 10^{-6} \cdot 6000^2 = 13,80 \text{ mm}$$



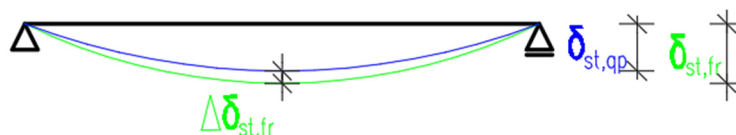
Dlouhodobá část průhybu od kvazistálého zatížení je rovna průhybu od dlouhodobě působící kvazistálé kombinace zatížení sníženému o krátkodobý průhyb od kvazistálé kombinace zatížení. Vyjadřuje vliv dotvarování na potrhaném vyztuženém průřezu.

$$\Delta\delta_{lt,qp} = k \cdot \left[\left(\frac{1}{r}\right)_{lt,qp} - \left(\frac{1}{r}\right)_{st,qp} \right] \cdot L^2 = \frac{5}{48} \cdot [3,679 \cdot 10^{-6} - 2,945 \cdot 10^{-6}] \cdot 6000^2 = 2,75 \text{ mm}$$



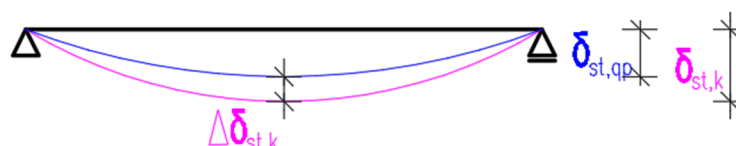
Krátkodobý přírůstek průhybu při časté kombinaci zatížení je roven krátkodobému průhybu od časté kombinace zatížení sníženému o krátkodobý průhyb od kvazistálé kombinace zatížení. Vyjadřuje vliv krátkodobě působící části zatížení při časté kombinaci.

$$\Delta\delta_{st,fr} = k \cdot \left[\left(\frac{1}{r} \right)_{st,fr} - \left(\frac{1}{r} \right)_{st,qp} \right] \cdot L^2 = \frac{5}{48} \cdot [3,141 \cdot 10^{-6} - 2,945 \cdot 10^{-6}] \cdot 6000^2 = 0,74 \text{ mm}$$



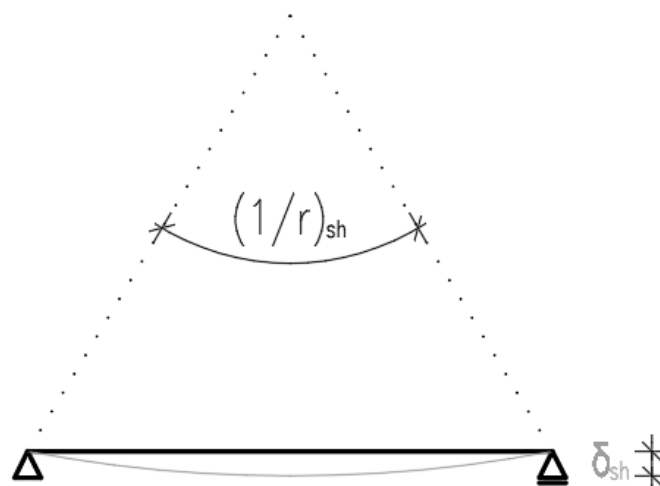
Krátkodobý přírůstek průhybu při charakteristické kombinaci zatížení je roven krátkodobému průhybu od charakteristické kombinace zatížení sníženému o krátkodobý průhyb od kvazistálé kombinace zatížení. Vyjadřuje vliv krátkodobě působící části zatížení při charakteristické kombinaci.

$$\Delta\delta_{st,k} = k \cdot \left[\left(\frac{1}{r} \right)_{st,k} - \left(\frac{1}{r} \right)_{st,qp} \right] \cdot L^2 = \frac{5}{48} \cdot [3,720 \cdot 10^{-6} - 2,945 \cdot 10^{-6}] \cdot 6000^2 = 2,91 \text{ mm}$$



Průhyb od účinků smršťování:

$$\delta_{sh} = k \cdot \left(\frac{1}{r} \right)_{sh} \cdot L^2 = \frac{1}{8} \cdot 6,109 \cdot 10^{-7} \cdot 6000^2 = 2,75 \text{ mm}$$



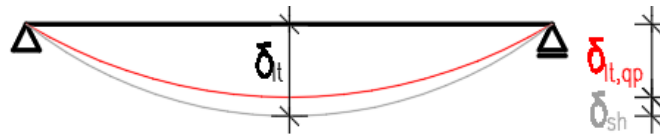
20.6. Posouzení průhybu

20.6.1. Kritérium vzhledu konstrukce

Průhyb od dlouhodobě působících složek zatížení (zde od kvazistálé kombinace zatížení a smršťování) musí být menší než $L/250$:

$$\delta_{lt} = \delta_{lt,qp} + \delta_{sh} = 13,80 + 2,75 = 16,55 \text{ mm} \leq \frac{L}{250} = \frac{6000}{250} = 24 \text{ mm}$$

Kritérium průhybu z hlediska vzhledu konstrukce vyhovuje



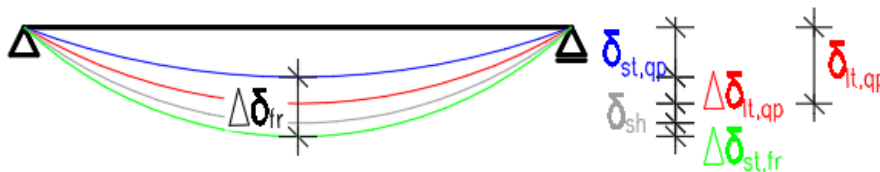
Pozn.: Průhyb od dlouhodobě působících složek zatížení stanovený obecným přímým výpočtem 16,55 mm je nižší než průhyb 18,00 mm stanovený zjednodušeným výpočtem pro železobetonové budovy (viz kapitola 18.3.4). Zjednodušený výpočet je tedy na straně bezpečné.

20.6.2. Kritérium komfortu uživatelů

Součet dlouhodobé části průhybu od dlouhodobě působících složek zatížení a krátkodobého přírůstku průhybu při časté kombinaci zatížení musí být menší než $L/300$:

$$\Delta\delta_{fr} = \Delta\delta_{lt,qp} + \delta_{sh} + \Delta\delta_{st,fr} = 2,75 + 2,75 + 0,74 = 6,24 \text{ mm} \leq \frac{L}{300} = \frac{6000}{300} = 20 \text{ mm}$$

Kritérium průhybu z hlediska komfortu uživatelů vyhovuje

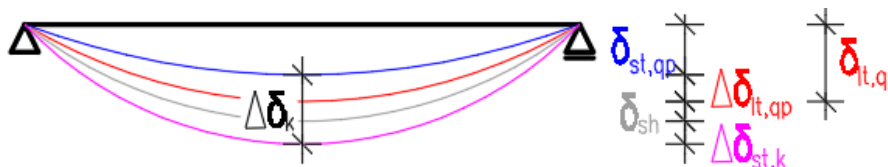


20.6.3. Kritérium pro zamezení poškození omítky stropu

Součet dlouhodobé části průhybu od dlouhodobě působících složek zatížení a krátkodobého přírůstku průhybu při charakteristické kombinaci zatížení musí být pro omítnutý strop menší než $L/350$

$$\Delta\delta_k = \Delta\delta_{lt,qp} + \delta_{sh} + \Delta\delta_{st,k} = 2,75 + 2,75 + 2,91 = 8,41 \text{ mm} \leq \frac{L}{350} = \frac{6000}{350} = 17,1 \text{ mm}$$

Kritérium průhybu z hlediska poškození omítky stropu vyhovuje



TRÁM VYHOVUJE Z HLEDISKA PRŮHYBŮ

Literatura

- [1] FprEN 1992-1-1: Eurocode 2: Design of concrete structures - Part 1-1: General rules and rules for buildings, bridges and civil engineering structures. CEN/TC 250/SC 2. Final Draft druhé generace Eurokódu 2 z dubna 2023.
- [2] Background document to FprEN 1992-1-1:2023-04 (Formal-Vote-Draft): Eurocode 2 - Design of concrete structures - Part 1-1: General rules and rules for buildings, bridges and civil engineering structures. CEN/TC 250/SC 2. 31. března 2023.
- [3] Vítek, J. L. a kol.: Navrhování betonových konstrukcí podle nové generace Eurokódů. ČBS ČSSI, 2023. ISBN 978-80-907611-9-3.
- [4] Kohoutková, A., Procházka, J., Vašková, J.: Navrhování železobetonových konstrukcí – Příklady a postupy. ČVUT, 2014. ISBN 978-80-01-05587-8.
- [5] prEN 1990: Eurocode – Basis of structural and geotechnical design. CEN/TC250. Draft druhé generace Eurokódu ze dne 17. března 2022.

Přílohy

- P01 Stanovení tloušťky krycí vrstvy výztuže
- P02 Kotevní a přesahová délka prutů betonářské výztuže
- P03 Stanovení návrhové pevnosti betonu v tlaku
- P04 Návrh obdélníkového průřezu namáhaného ohybem
- P05 Konstrukční zásady pro výztuž plných desek
- P06 Konstrukční zásady pro výztuž nosníků
- P07 Konstrukční zásady pro výztuž na protlačení
- P08 Konstrukční zásady pro výztuž sloupů, stěn a stěnových nosníků
- P09 Tabulky pro posouzení omezení napětí a šířky trhlin
- P10 Zjednodušené ověření průhybů omezením ohybové štíhlosti u budov
- P11 Tabulky pro posouzení průhybu

P01 Stanovení tloušťky krycí vrstvy výztuže

Nominální tloušťka krytí se stanoví ze vztahu:

$$c_{nom} = c_{min} + \Delta c_{dev}$$

Minimální tloušťka krytí c_{min} se stanoví ze vztahu:

$$c_{min} = \max(c_{min,b}; c_{min,dur} + \Delta c_{dur,y} - \Delta c_{dur,st} - \Delta c_{dur,add}; 10 \text{ mm})$$

$c_{min,b}$	Minimální krytí pro zajištění soudržnosti, pro jednotlivé pruty betonářské výztuže rovno průměru výztuže (podrobněji viz norma)
$c_{min,dur}$	Minimální krytí pro zajištění trvanlivosti s ohledem na podmínky prostředí, viz tabulka dále
$\Delta c_{dur,y}$	Přídavná hodnota z hlediska spolehlivosti, doporučená hodnota 0 mm
$\Delta c_{dur,st}$	Redukce minimální krycí vrstvy při použití nerezové oceli, základní hodnota 0 mm
$\Delta c_{dur,add}$	Redukce minimální krycí vrstvy při použití dodatečné ochrany výztuže (např. povlakování), základní hodnota 0 mm

Doporučená úprava třídy konstrukce (pro návrhovou životnost 50 let je třída konstrukce S4)

Kritérium	Stupeň vlivu prostředí						
	X0	XC1	XC2/XC3	XC4	XD1	XD2/XS1	XD3/XS2/XS3
Návrhová životnost 100 let	zvýšit třídu o 2						
Pevnostní třída ^{a,b}	≥ C30/37 snížit třídu o 1	≥ C30/37 snížit třídu o 1	≥ C35/45 snížit třídu o 1	≥ C40/50 snížit třídu o 1	≥ C40/50 snížit třídu o 1	≥ C40/50 snížit třídu o 1	≥ C45/55 snížit třídu o 1
Prvek s deskovou geometrií (pozice výztuže neovlivněna postupem výstavby)	snížit třídu o 1						
Zajištěna zvláštní kontrola kvality výroby betonu	snížit třídu o 1						
^a Pevnostní třída a vodní součinitel jsou považovány za související hodnoty. Je možné přihlídnout ke zvláštnímu složení betonu navrženému pro snížení permeability (typ cementu, hodnota vodního součinitele, jemná plniva)							
^b Limit je možno snížit o jednu třídu v případě, kdy je použito provzdušnění více než 4 %							

Hodnoty $c_{min,dur}$ [mm] pro betonářskou výztuž (pro předpínací viz norma)

Konstrukční třída	Stupeň vlivu prostředí						
	X0	XC1	XC2/XC3	XC4	XD1	XD2/XS1	XD3/XS2/XS3
S1	10	10	10	15	20	25	30
S2	10	10	15	20	25	30	35
S3	10	10	20	25	30	35	40
S4	10	15	25	30	35	40	45
S5	15	20	30	35	40	45	50
S6	20	25	35	40	45	50	55

Přídavek na návrhovou odchylku Δc_{dev}

Případ	Δc_{dev}
1 Obecně: Provádění s tolerancí třídy 1 podle EN 13670	10 mm
2 Provádění s tolerancí třídy 2 podle EN 13670	5 mm
3 Výroba je podrobena systému ověření kvality, ve kterém systematický monitoring zahrnuje měření krytí	5 mm
4 Je zajištěno, že pro systematický monitoring je použito přesné měřicí zařízení a nevyhovující prvky jsou vyřazeny (např. prefabrikované prvky)	0 mm
5 Betonové prvky ve stupni vlivu prostředí XC1, pro které je riziko koroze nevýznamné	5 mm
6 Beton ukládaný na povrch s obnaženým kamenivem	5 mm
7 Beton ukládaný na nerovné bednění nebo povrch výkopu (např. žebrovaný povrch nebo architektonické textury)	10 mm + rozměr nerovnosti
8 Beton ukládaný na urovanou zeminu nebo podkladní beton ^a	40 mm ^a
9 Beton ukládaný přímo na neurovanou zeminu ^a	75 mm ^a
10 Dodatečně osazené pruty výztuže	5 mm nebo podle specifikace v projektu

^a Tyto přídavky na návrhovou odchylku Δc_{dev} platí rovněž pro vrtané piloty a podzemní stěny navržené podle Eurokódu, pokud národní dodatek nestanoví jinak

P02 Kotevní a přesahová délka prutů betonářské výztuže

Uvedeny jsou základní případy a pravidla pro ně. Podrobněji viz norma.

Obrázky v této příloze nejsou dílem autora. Jsou převzaty z normy [1].

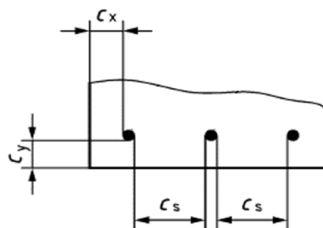
1) Kotvení přímých prutů

1a) Pro žebírkovou výztuž $\phi \leq 32$ mm a výztuž s vtisky $\phi \leq 14$ mm, kde $c_d \geq 1,5\phi$, $\sigma_{sd} = 435$ MPa a při dobrých podmínkách soudržnosti, lze kotevní délku přímého prutu určit z tabulky:

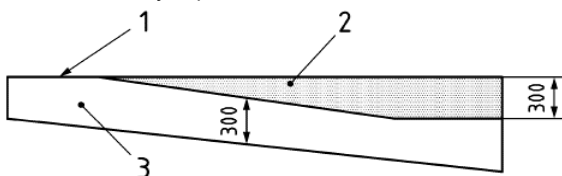
ϕ [mm]	Kotevní délka l_{bd}/ϕ							
	f_{ck}							
	20	25	30	35	40	45	50	60
≤ 12	47	42	38	36	33	31	30	27
14	50	44	41	38	35	33	31	29
16	52	46	42	39	37	35	33	30
20	56	50	46	42	40	37	35	32
25	60	54	49	46	43	40	38	35
28	63	56	51	47	44	42	40	36
32	65	58	53	49	44	44	41	38

Poznámka: Hodnoty v tabulce jsou odvozeny z obecného vztahu

$$c_d = \min(0,5c_s; c_x; c_y)$$



- 1 Horní povrch při betonáži
- 2 Oblast se špatnými podmínkami soudržnosti pro pruty se sklonem méně než 45° od vodorovně
- 3 Oblast s dobrými podmínkami soudržnosti



1b) Při špatných podmínkách soudržnosti, pokud platí ostatní podmínky 1a), navýšíme hodnotu získanou z tabulky součinitelem 1,2.

1c) Pokud neplatí podmínky 1a), použijeme obecný vztah:

$$l_{bd} = k_{lb} \cdot k_{cp} \cdot \phi \cdot \left(\frac{\sigma_{sd}}{435}\right)^{n_\sigma} \cdot \left(\frac{25}{f_{ck}}\right)^{\frac{1}{2}} \cdot \left(\frac{\phi}{20}\right)^{\frac{1}{3}} \cdot \left(\frac{1,5\phi}{c_d}\right)^{\frac{1}{2}} \geq 10\phi \quad \text{kde poměry jsou omezené } \left(\frac{\phi}{20}\right) \geq 0,6 \text{ a } \left(\frac{25}{f_{ck}}\right) \geq 0,3$$

k_{cp} je součinitel zohledňující vliv podmínek při betonáži na soudržnost mezi betonem a výztuží

- 1,0 pro pruty s dobrými podmínkami při betonáži
- 1,2 pro pruty se špatnými podmínkami při betonáži a pro všechny pruty v konstrukci s posuvným bedněním, pokud není prokázáno, že se svislé pruty při betonáži nemohou pohybovat
- 1,4 pro pruty betonované v bentonitu nebo podobné suspenzi, pokud nejsou pro danou suspenzi k dispozici přesnější data

k_{lb} je součinitel podle návrhové situace

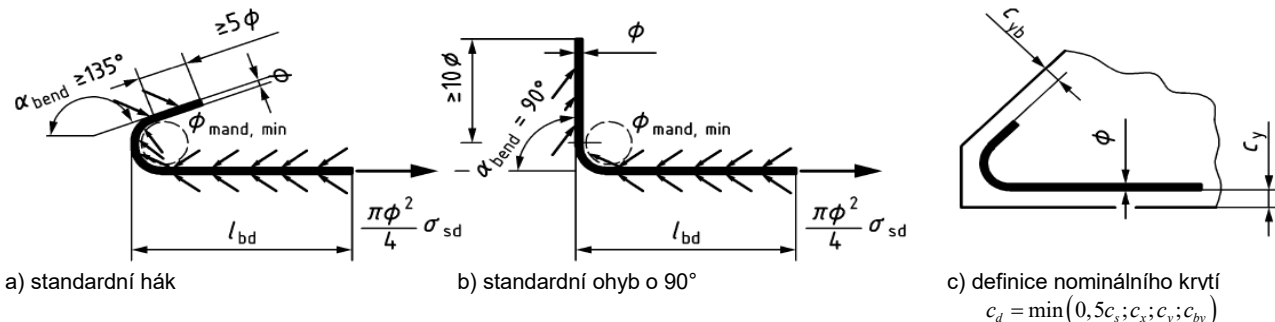
- 50 pro trvalé a dočasné návrhové situace
- 35 pro mimořádné návrhové situace

n_σ je 1,5

1d) Pro pruty kotvené v tlaku, kde vzdálenost měřená rovnoběžně s osou prutu od konce prutu k volnému povrchu není menší než 5ϕ , lze kotevní délku snížit o 15ϕ při zachování minima 10ϕ

2) Kotvení prutů s ohyby a háky

2a) Návrhová kotevní délka podle 1a) a 1c) může být snížena o 15ϕ při zachování minima 10ϕ , pokud jsou splněny podmínky dle následujícího obrázku ($\phi_{mand,min}$ je 4ϕ pro $\phi \leq 16$ mm a 7ϕ pro $\phi > 16$ mm)

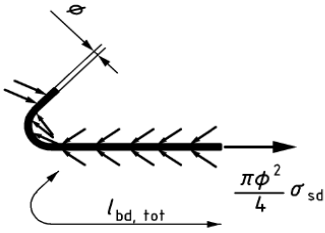


a) standardní hák

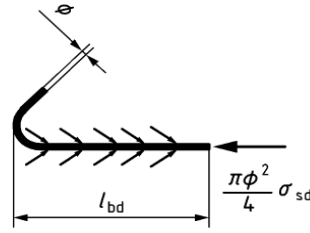
b) standardní ohyb o 90°

c) definice nominálního kvtí
 $c_d = \min(0,5c_s; c_x; c_y; c_{by})$

2b) Kotevní délka v tahu je definována těžišťovou osou prutu. Jako kotevní délku v tlaku lze kromě zvláštních případů podrobněji popsaných v normě [1] započítat pouze průmět prvního rovného úseku prutu.



a) obecný ohyb nebo hák v tahu

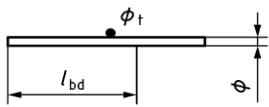


b) standardní a obecný ohyb nebo hák v tlaku

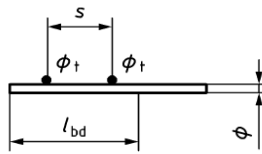
3) Kotevení prutů s přivařenou příčnou výztuží

Návrhová kotevní délka podle 1a) a 1c) může být snížena o 15ϕ při zachování minima 5ϕ , pokud platí:

- 3a) Pokud $\phi_t \geq 0,6\phi$, musí se na kotevní délce nacházet alespoň jeden příčný prut. Je-li kotvení prováděno nad podporou, musí být tento prut umístěn ve vzdálenosti alespoň 50 mm uvnitř líce podpory.
- 3b) Pokud $\phi_t < 0,6\phi$, musí se na kotevní délce nacházet alespoň dva příčné pruty v rozteči $50 \text{ mm} \leq s \leq 100 \text{ mm}$. Je-li kotvení prováděno nad podporou a je-li $\phi \leq 16 \text{ mm}$, musí být druhý prut od konce umístěn ve vzdálenosti alespoň 50 mm uvnitř líce podpory.



a) jeden příčný prut na kotevní délce



b) dva příčné pruty na kotevní délce

4) Kotevení smyček tvaru U

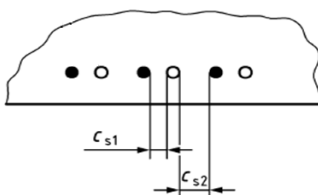
Návrhová kotevní délka v tahu podle 1a) a 1c) může být snížena o 20ϕ při zachování minima 10ϕ , pokud jsou dodrženy minimální poloměry ohýbání $\phi_{mand, min}$ (4ϕ pro $\phi \leq 16 \text{ mm}$ a 7ϕ pro $\phi > 16 \text{ mm}$). Podrobnější pravidla pro uspořádání viz norma.

5) Přesahy prutů

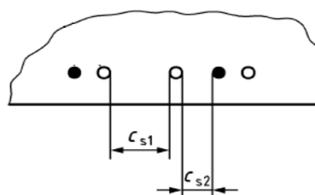
Přesahová délka vychází z kotevní délky násobené součinitelem $k_{ls} = 1,2$. Při výpočtu kotevní délky se však vychází z upravené světlé vzdálenosti $c_s = c_{s1} + c_{s2}$ dle obrázku níže.

Všechny pruty v tlaku lze stykovat v jednom průřezu. Mimo plastické klouby platí totéž i pro pruty v tahu. Stykujeme-li v plastickém kloubu více než 50 % tahové výztuže desky, má se přesahová délka navýšit o dalších 20 %.

Typ přesahu	Návrhová přesahová délka l_{sd}	
	v tahu	v tlaku
 Přímé pruty	$l_{sd} = k_{ls} \cdot l_{bd} \geq 15\phi$ l_{bd} viz 1)	
 Ohyby a háky	$l_{sd} = k_{ls} \cdot l_{bd} \geq 15\phi$ l_{bd} viz 2)	
 Smyčky	l_{sd} viz 4) $l_{sd} \geq f_{mand} + 4\phi$ Nutno doplnit příčnou výztuží uvnitř smyček a posoudit drcení betonu uvnitř smyček	
 Propletené sítě	$l_{sd} = k_{ls} \cdot l_{bd} \geq \max(15\phi; 250 \text{ mm})$ l_{bd} viz 3)	
 Vrstvené sítě		



a) průběžné pruty



b) prostrídáné pruty

P03 Stanovení návrhové pevnosti betonu v tlaku

Pevnost betonu v tlaku a tahu

Pevnost	Třídy pevnosti betonu podle EN 206															Vztah
	C12/15	C16/20	C20/25	C25/30	C30/37	C35/45	C40/50	C45/55	C50/60	C55/67	C60/75	C70/85	C80/95	C90/105	C100/115	
f_{ck}	12	16	20	25	30	35	40	45	50	55	60	70	80	90	100	-
f_{cm}	20	24	28	33	38	43	48	53	58	63	68	78	88	98	108	$f_{cm} = f_{ck} + 8 \text{ MPa}$
f_{ctm}	1,6	1,9	2,2	2,6	2,9	3,2	3,5	3,8	4,1	4,2	4,3	4,5	4,7	4,9	5,1	$f_{ctm} = 0,3f_{ck}^{2/3}$ ($f_{ck} \leq 50 \text{ MPa}$) $f_{ctm} = 1,1f_{ck}^{1/3}$ ($f_{ck} > 50 \text{ MPa}$)
$f_{ctk,0.05}$	1,1	1,3	1,5	1,8	2,0	2,2	2,5	2,7	2,9	2,9	3,0	3,2	3,3	3,5	3,6	$f_{ctk,0.05} = 0,7f_{ctm}$ (5% fraktíl)
$f_{ctk,0.95}$	2,0	2,5	2,9	3,3	3,8	4,2	4,6	4,9	5,3	5,4	5,6	5,9	6,2	6,4	6,6	$f_{ctk,0.95} = 1,3f_{ctm}$ (95% fraktíl)

Stanovení součinitele k_{tc}

Tř. vývoje pevnosti	t_{ref} ^a	f_d do 3 měsíců ^b	k_{tc}
CS	≤ 56 dní	Ne	1,00
		Ano	0,85
> 56 dní	Ne	1,00	
	Ano		0,85
CN	≤ 28 dní	Ne	
		Ano	0,85
> 28 dní	Ne	1,00	
	Ano		0,85
CR	≤ 28 dní	Ne	
		Ano	0,85
> 28 dní	Ne	1,00	
	Ano		0,85

^a t_{ref} je referenční stáří betonu, ve kterém je stanovena jeho f_{ck} .

^b Očekává se na konstrukci výskyt návrhového zatížení po dobu tří měsíců od betonáže?

Třídy vývoje pevnosti betonu

Třída	Složení a vlastnosti cementu nebo pojiva betonu		
	Beton obsahující pouze cement	Beton obsahující smíšené pojivo	
	Typ cementu ^a	Třída pevnosti cementu ^b , např.	
CS	CEM III CEM III/B	32,5 N; 42,5 N	Portlandský slínek a více než 65 % hm. mleté granulované vysokopecní strusky nebo více než 35 % hm. popílku
CN	CEM III/A CEM I	32,5 R; 42,5 N	Portlandský slínek a 35-65 % hm. mleté granulované vysokopecní strusky nebo 20-35 % hm. popílku
CR	CEM III/A CEM I	42,5 R; 52,5 N; 52,5 R	Portlandský slínek a méně než 35 % hm. mleté granulované vysokopecní strusky nebo méně než 20 % hm. jiné příměsi než strusky

^a CEM IV, CEM V a speciální cementy mohou být zařazeny s uvažováním obsahu slínku a třídy pevnosti

^b podle EN 197-1

^c obsah portlandského slínku v CEM I může být 95 % hm.

^d uvažované jako pojivo pro vodní součinitel podle EN 206

Návrhová pevnost betonu v tlaku

$$f_{ed} = \eta_{cc} k_{tc} \frac{f_{ck}}{\gamma_c}$$

kde $\eta_{cc} = \left(\frac{f_{ck,ref}}{f_{ck}} \right)^{1/3} \leq 1,0$

$$f_{ck,ref} = 40 \text{ MPa}$$

$$\gamma_c = 1,5$$

P04 Návrh obdélníkového průřezu namáhaného ohybem

Obdélníkové rozdělení napětí v betonu
Neomezené přetvoření tahové výztuže

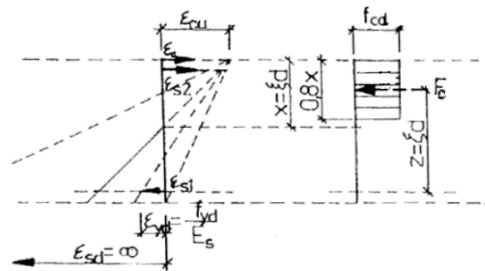
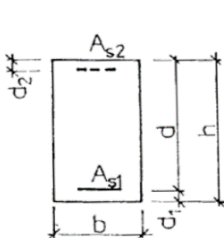
$$\xi = \frac{x}{d}$$

$$\zeta = \frac{z}{d}$$

$$z = d - 0,4x \rightarrow \zeta = 1 - 0,4\xi$$

$$\mu = \frac{M}{bd^2 f_{cd}} = \frac{F_c z}{bd^2 f_{cd}} = \frac{0,8x b f_{cd} z}{bd^2 f_{cd}} = 0,8\xi\zeta$$

$$\omega = \frac{F_c}{bdf_{cd}} = \frac{0,8x b f_{cd}}{bdf_{cd}} = 0,8\xi$$



Tento obrázek není dílem autora. Je převzat ze skripta [4].

μ	ω	ξ	ζ	εs1	εcu	εs2 pro d2/d			
						0,05	0,1	0,15	0,2
0,010	0,010	0,013	0,995	275,093	-3,500	10,430	24,359	38,289	52,219
0,020	0,020	0,025	0,990	135,086	-3,500	3,429	10,359	17,288	24,217
0,030	0,031	0,038	0,985	88,412	-3,500	1,096	5,691	10,287	14,882
0,040	0,041	0,051	0,980	65,071	-3,500	-0,071	3,357	6,786	10,214
0,050	0,051	0,064	0,974	51,063	-3,500	-0,772	1,956	4,684	7,413
0,060	0,062	0,077	0,969	41,722	-3,500	-1,239	1,022	3,283	5,544
0,070	0,073	0,091	0,964	35,047	-3,500	-1,573	0,355	2,282	4,209
0,080	0,084	0,104	0,958	30,039	-3,500	-1,823	-0,146	1,531	3,208
0,090	0,095	0,118	0,953	26,142	-3,500	-2,018	-0,536	0,946	2,428
0,100	0,106	0,132	0,947	23,022	-3,500	-2,174	-0,848	0,478	1,804
0,110	0,117	0,146	0,942	20,468	-3,500	-2,302	-1,103	0,095	1,294
0,120	0,128	0,160	0,936	18,337	-3,500	-2,408	-1,316	-0,224	0,867
0,130	0,140	0,175	0,930	16,533	-3,500	-2,498	-1,497	-0,495	0,507
0,140	0,151	0,189	0,924	14,985	-3,500	-2,576	-1,651	-0,727	0,197
0,150	0,163	0,204	0,918	13,642	-3,500	-2,643	-1,786	-0,929	-0,072
0,160	0,175	0,219	0,912	12,465	-3,500	-2,702	-1,903	-1,105	-0,307
0,170	0,188	0,234	0,906	11,426	-3,500	-2,754	-2,007	-1,261	-0,515
0,180	0,200	0,250	0,900	10,500	-3,500	-2,800	-2,100	-1,400	-0,700
0,190	0,213	0,266	0,894	9,670	-3,500	-2,841	-2,183	-1,524	-0,866
0,200	0,225	0,282	0,887	8,922	-3,500	-2,879	-2,258	-1,637	-1,016
0,210	0,238	0,298	0,881	8,244	-3,500	-2,913	-2,326	-1,738	-1,151
0,220	0,252	0,315	0,874	7,626	-3,500	-2,944	-2,387	-1,831	-1,275
0,230	0,265	0,331	0,867	7,060	-3,500	-2,972	-2,444	-1,916	-1,388
0,240	0,279	0,349	0,861	6,540	-3,500	-2,998	-2,496	-1,994	-1,492
0,250	0,293	0,366	0,854	6,060	-3,500	-3,022	-2,544	-2,066	-1,588
0,260	0,307	0,384	0,846	5,615	-3,500	-3,044	-2,588	-2,133	-1,677
0,270	0,322	0,402	0,839	5,202	-3,500	-3,065	-2,630	-2,195	-1,760
0,280	0,337	0,421	0,832	4,817	-3,500	-3,084	-2,668	-2,253	-1,837
0,290	0,352	0,440	0,824	4,456	-3,500	-3,102	-2,704	-2,307	-1,909
0,300	0,368	0,459	0,816	4,118	-3,500	-3,119	-2,738	-2,357	-1,976
0,310	0,384	0,479	0,808	3,800	-3,500	-3,135	-2,770	-2,405	-2,040
0,320	0,400	0,500	0,800	3,500	-3,500	-3,150	-2,800	-2,450	-2,100
0,330	0,417	0,521	0,792	3,216	-3,500	-3,164	-2,828	-2,493	-2,157
0,340	0,434	0,543	0,783	2,947	-3,500	-3,178	-2,855	-2,533	-2,211
0,350	0,452	0,565	0,774	2,691	-3,500	-3,190	-2,881	-2,571	-2,262
0,360	0,471	0,589	0,765	2,447	-3,500	-3,203	-2,905	-2,608	-2,311
0,370	0,490	0,613	0,755	2,213	-3,500	-3,214	-2,929	-2,643	-2,357
0,380	0,510	0,638	0,745	1,989	-3,500	-3,226	-2,951	-2,677	-2,402
0,390	0,531	0,664	0,735	1,773	-3,500	-3,236	-2,973	-2,709	-2,445
0,400	0,553	0,691	0,724	1,565	-3,500	-3,247	-2,993	-2,740	-2,487
0,410	0,576	0,720	0,712	1,363	-3,500	-3,257	-3,014	-2,770	-2,527
0,420	0,600	0,750	0,700	1,167	-3,500	-3,267	-3,033	-2,800	-2,567
0,430	0,626	0,782	0,687	0,974	-3,500	-3,276	-3,053	-2,829	-2,605
0,440	0,654	0,817	0,673	0,784	-3,500	-3,286	-3,072	-2,857	-2,643
0,450	0,684	0,855	0,658	0,595	-3,500	-3,295	-3,091	-2,886	-2,681
0,460	0,717	0,896	0,641	0,404	-3,500	-3,305	-3,110	-2,914	-2,719
0,470	0,755	0,944	0,622	0,208	-3,500	-3,315	-3,129	-2,944	-2,758
0,480	0,800	1,000	0,600	0,000	-3,500	-3,325	-3,150	-2,975	-2,800
0,490	0,859	1,073	0,571	-0,239	-3,500	-3,337	-3,174	-3,011	-2,848

P05 Konstrukční zásady pro výztuž plných desek

Popis	Symbol	Požadavek
1 Minimální plocha podélné výztuže v tažené části průřezu*	$a_{s,min}$	$m_{R,min}(n_{Ed,min}) \geq m_{cr}(n_{Ed,min})$
2 Minimální stupeň smykového vyztužení (je-li požadováno)	$\rho_{w,min}$	$0,08 \frac{\sqrt{f_{ck}}}{f_{yk}}$ – 10 % výztuž B, – 20 % výztuž C
3 Minimální plocha rozdělovací výztuže**	$a_{s,rV}$	$0,2a_{s,req,span}$
4 Minimální plocha podélné výztuže při spodním povrchu ve vnitřní podpoře	$a_{s,sup,in}$	$0,25a_{s,req,span}$
5 Minimální plocha podélné výztuže při spodním povrchu v krajní podpoře	$a_{s,sup,out}$	$0,25a_{s,req,span}$
6 Minimální plocha podélné výztuže při horním povrchu v krajní podpoře (zasahuje alespoň do 20 % světlého rozpětí pole)	$a_{s,sup,up}$	$0,25a_{s,req,span}$ a současně $a_{s,min}$
7 Maximální rozteč prutů v taženém betonu	$s_{slab,max}$	$3h \leq 400 \text{ mm}$
8 Maximální podélné vzdálenosti prvků smykové výztuže	$s_{l,max}$	$0,75d(1+cot\alpha)$
9 Maximální podélné vzdálenosti smykových ohybů	$s_{bu,max}$	d
10 Maximální příčné vzdálenosti prutů smykové výztuže	$s_{tr,max}$	$1,5d$
11 Lemovací výztuž na účinky kroucení	-	<p style="text-align: center;">$\geq \max(2h; bd)$</p>
*	Uvedený vztah platí pro obvyklý případ desky namáhané ohybem, kde působící osová tlaková síla není větší než $0,5a_{cd} f_{cd}$. Podrobněji viz norma.	
**	$a_{s,req,span}$ je požadovaná plocha výztuže pro kladný moment v poli	

P06 Konstrukční zásady pro výztuž nosníků

Popis	Symbol	Požadavek
1 Minimální plocha podélné výztuže v tažené části průřezu*	$A_{s,min}$	$M_{R,min}(N_{Ed,min}) \geq M_{cr}(N_{Ed,min})$
2 Minimální stupeň vyztužení na smyk a kroucení (je-li požadováno). Výztuž na kroucení by měla být navržena po celém obvodu, včetně nezapočítaných částí tenkostěnných průřezů.	$\rho_{w,min}$	$0,08 \frac{\sqrt{f_{ck}}}{f_{yk}} - 10\% \text{ výztuž B, } -20\% \text{ výztuž C}$
3 Minimální plocha podélné výztuže při spodním povrchu ve vnitřní podpoře**	$A_{s,sup,in}$	$0,25A_{s,req,span}$
4 Minimální plocha podélné výztuže při spodním povrchu v krajní podpoře	$A_{s,sup,out}$	$0,25A_{s,req,span}$
5 Maximální podélné vzdálenosti prvků smykové výztuže	$s_{l,max}$	$0,75d(1+cot\alpha)$
6 Maximální podélné vzdálenosti ohybů	$s_{bu,max}$	$0,6d(1+cot\alpha)$
7 Maximální příčné vzdálenosti prutů smykové výztuže	$s_{tr,max}$	$0,75d \leq 600 \text{ mm}$
8 Minimální stupeň vyztužení na smyk pomocí třmínek s ohledem na požadovaný stupeň vyztužení (např. pro zohlednění účinků kroucení v důsledku kompatibility přetvoření)	$\rho_{w,stir}$	$0,5\rho_{w,req}$
9 Minimální stupeň vyztužení na smyk pomocí uzavřených třmínek s ohledem na požadovaný stupeň vyztužení (např. pro zohlednění účinků kroucení v důsledku kompatibility přetvoření)	$\rho_{w,stir,cl}$	$0,2\rho_{w,req}$
10 Maximální podélné vzdálenosti prvků výztuže na kroucení/třmíneků	$s_{stir,max}$	$u/8 \leq \min(b;h)$
11 Minimální plocha a rozteč podélné výztuže povrchu v trámech se světlou výškou $\geq 600 \text{ mm}$ pro omezení šířky trhlin v MSP	$A_{s,web}$ $s_{l,surf,max}$	$0,2 \frac{f_{ct,eff}}{f_{yk}} b_w (d-x-150 \text{ mm})$ 300 mm
12 Minimální plocha příčné výztuže pásnic (části pásnic, kde může dojít ke vzniku tahového namáhání v příčném směru)	$A_{st,min}$	$A_{s,min} + \text{kap. 8.2.5 normy } (\tau_{Ed})$
13 Minimální světlá vzdálenost prutů	c_s	$\max(\emptyset; D_{upper} + 5 \text{ mm}; 20 \text{ mm})$
* Uvedený vztah platí pro obvyklý případ nosníku namáhaného ohybem, kde působící osová tlaková síla není větší než $0,5A_c f_{cd}$. Podrobněji viz norma.		
** $A_{s,req,span}$ je požadovaná plocha výztuže pro kladný moment v poli		

P07 Konstrukční zásady pro výztuž na protlačení

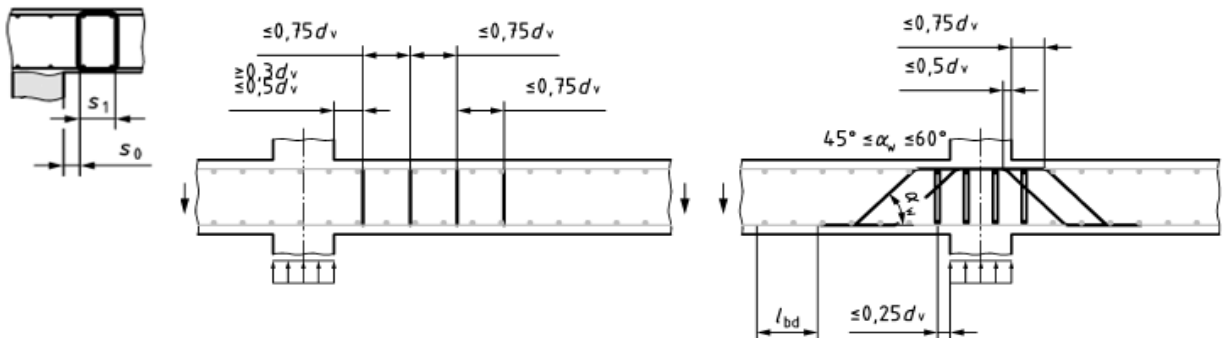
Obrázky v této příloze nejsou dílem autora. Jsou převzaty z normy [1].

1) Rozteče výztuže na protlačení

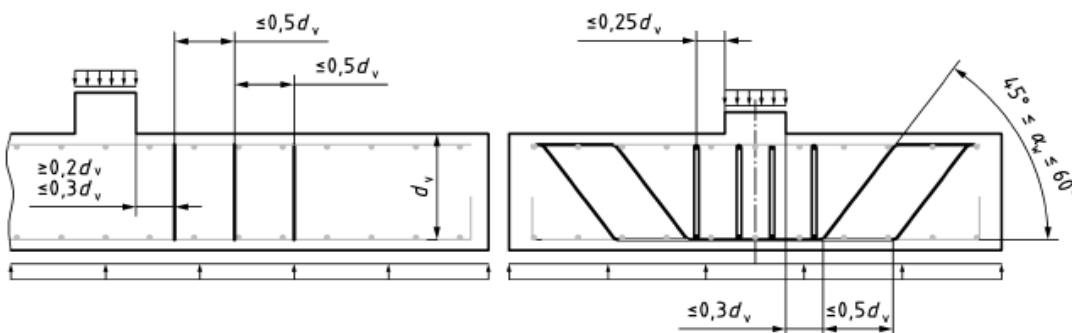
1a) Oblast výztuže na protlačení

- Výztuž na protlačení je třeba rozmístit v oblasti mezi zatíženou oblastí (sloupem) a obvodem $0,5d_{v,out}$ uvnitř obvodu $b_{0,5,out}$
- Pro třmínky, spony a trny je třeba vytvořit minimálně dva obvody výztuže
- Pro ohyby postačuje jeden obvod výztuže. V takovém případě lze sklon ohybů snížit na 30° .

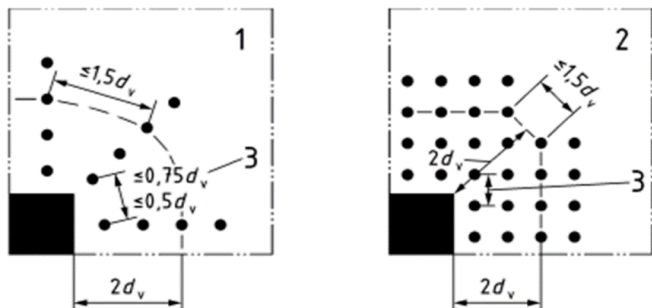
1b) Radiální rozteče pro lokálně podepřené stropní desky



1c) Radiální rozteče pro základy sloupů

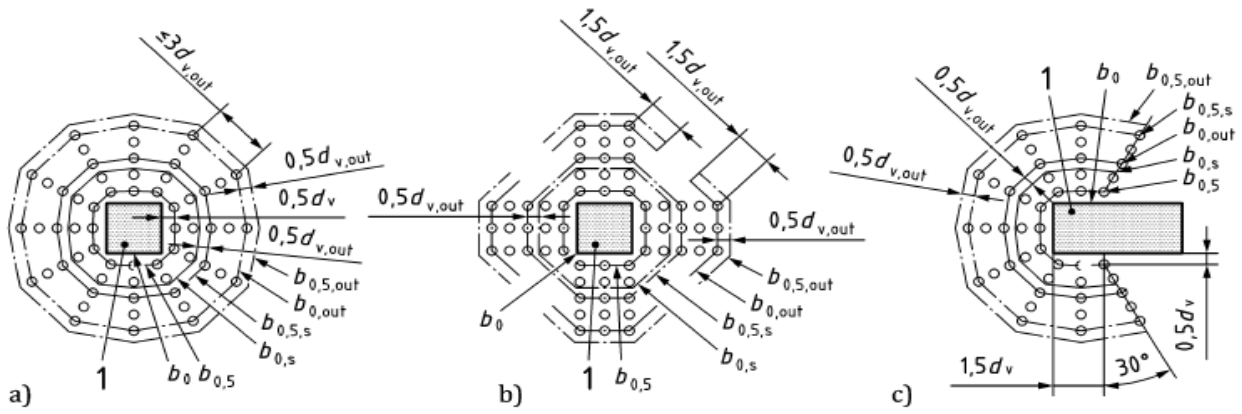


1d) Tangenciální rozteče



- 1 - radiální uspořádání
- 2 - ortogonální uspořádání
- 3 - max. rozteč v prvním obvodu výztuže
 $\le 0,75d_v$ pro stropní desky
 $\le 0,5d_v$ pro základy sloupů

2) Kontrolní obvody výztuže na protlačení



- a) - radiální uspořádání ($b_{0,5,s}$ a $b_{0,s}$ se v obrázcích vztahují ke třetímu obvodu výztuže)
 b) - křížové uspořádání
 c) - konce stěn, rohy stěn, pilíře
 1 - oblast podpory

3) Maximální účinný profil výztuže na protlačení

- Pro spony a otevřené třmínky

$$\phi_{w,max} = 10 \sqrt{\frac{d}{200}}$$

- Pro uzavřené třmínky a obdobně kotvené prvky

$$\phi_{w,max} = 11 \sqrt{\frac{d}{200}}$$

- Pro ohyby a trny

$$\phi_{w,max} = 16 \sqrt{\frac{d}{200}}$$

P08a Konstrukční zásady pro výztuž sloupů

Popis	Symbol	Požadavek
1 Minimální plocha podélné výztuže pro zajištění robustnosti a pro vyloučení rizika překročení meze kluzu výztuže v tlaku v MSP v důsledku dotvarování a smršťování (první člen lze vypustit, je-li veškerá podélná výztuž předpjatá)	$A_{s,min}$	$\max\left(0,1\frac{N_{Ed}}{f_{yd}}; 0,002A_c\right)$
2 Minimální počet podélných prutů ^a - pro polygonální průřez - pro kruhový průřez	n	1 prut v každém rohu při rozteči ≤400 mm 6 prutů rovnoměrně po obvodě, rozteč ≤400 mm
3 Maximální podélná rozteč prutů příčné výztuže pro sloupy s rozměry <i>h</i> a <i>b</i> - vnitřní oblast mezi dvěma koncovými oblastmi ^b - vnitřní oblast mezi dvěma koncovými oblastmi v případě, kdy se podélné pruty nezapočítávají do únosnosti sloupu - koncové oblasti o délce rovné většímu z rozměrů průřezu. Pro sloupy s $f_{ck} > 50$ MPa by příčná výztuž měla zabezpečit minimální ovinutí o velikosti $k \cdot f_{cd}$ v souladu s normou kap. 8.1.4, vztahy (8.11) až (8.14) ^d - v oblasti přesahu pro podélné pruty profilu $\phi_l \geq 14$ mm	$s_{max,col}$ $s_{max,col}$ $s_{end,col}$ $s_{lap,col}$	$20\phi_{l,max}^c \leq \min(h;b;300 \text{ mm})$ $\min(h;b;400 \text{ mm})$ $0,6s_{max,col}$ $0,6s_{max,col}$
4 Minimální průměr prutů příčné výztuže	$\phi_{tr,min}$	$0,25\phi_{l,max}^a$
5 Žádný prut podélné výztuže s poměrným přetvořením přesahujícím 2 ‰ by neměl být umístěn dále než 150 mm od prutu zajištěného příčnou výztuží (jedná se zejména o sloupy s výztuží ve více vrstvách). Není-li pro některé pruty tato podmínka splněna, je pro zajištění takových prutů potřebná další příčná výztuž kromě té, která vychází ze zásad 3 a 4 výše. Rozteče další příčné výztuže mohou být dvojnásobkem maximálních hodnot podle zásad 3 a 4 výše.		
6 Minimální světlá vzdálenost prutů	c_s	$\max(\emptyset; D_{upper}+5 \text{ mm}; 20 \text{ mm})$
^a Z hlediska provádění by měl být průměr podélných prutů $\phi_{l,max}$ alespoň 12 mm		
^b Jsou-li všechny pruty předpjaté, stačí uvažovat $\min(h;b;300 \text{ mm})$		
^c $\phi_{l,max}$ je největší použitý profil podélných prutů		
^d Tento požadavek má zajistit minimální úroveň duktility sloupů z betonů vyšší pevnosti. $k = 0,02$.		

P08b Konstrukční zásady pro výztuž stěn a stěnových nosníků

Popis	Symbol	Požadavek
0 Pro stěny vystavené převážně zatížení kolmému ke střednici (ohýbané) se mají použít konstrukční zásady pro desky		
1 Minimální plocha svislé výztuže (pro jeden povrch) - pro prvky přenášející normálová a smyková napětí v jejich rovině, navrhované s využitím metody příhradové analogie, metody tlakových polí, membránového nebo skořepinového působení (typicky stěnové nosníky) - pro prvky namáhané pouze svislým tlakem v jejich rovině a ohybem z jejich roviny (typicky stěny)	$A_{s,min,v}$	$0,25A_c \frac{f_{ctm}}{f_{yk}}$ $0,001A_c$
2 Minimální plocha vodorovné výztuže (pro jeden povrch) - pro prvky přenášející normálová a smyková napětí v jejich rovině, navrhované s využitím metody příhradové analogie, metody tlakových polí, membránového nebo skořepinového působení (typicky stěnové nosníky) - pro prvky namáhané pouze svislým tlakem v jejich rovině a ohybem z jejich roviny (typicky stěny)	$A_{s,min,h}$	$0,25A_c \frac{f_{ctm}}{f_{yk}}$ $0,25A_{s,v}$
3 Maximální rozteče svislé výztuže	$s_{max,v}$	$\min(3h^a; 400 \text{ mm})$
4 Maximální rozteče vodorovné výztuže	$s_{max,h}$	400 mm
5 Příčná výztuž v prvcích, kde je svislá výztuž tlačena a umístěná vně vodorovné výztuže		min. 4 spony na 1 m ² stěny ^b jako pro sloupy ^c , pokud $A_{s,v} > 0,02A_c$
^a <i>h</i> je tloušťka stěny		
^b Pokud nejsou použity svařované sítě nebo pokud není použita vázaná výztuž $\phi \leq 16$ mm s krytím $\geq 2\phi$		
^c Délka koncové oblasti se uvažuje jako $\geq 4h$		

P09 Tabulky pro posouzení omezení napětí a šířky trhlin

Posouzení napětí a šířky trhlin z důvodu vzhledu

Posouzení	Výpočet minimálního vyztužení dle EN 9.2.2	Posouzení šířky trhlin dle EN 9.2.3	Posouzení napětí ve výztuži – vyloučení plasticity výztuže v MSP
Kombinace zatížení pro výpočet σ_s	Síly způsobující trhliny dle EN 9.2.2	Kvazistálá kombinace zatížení	Charakteristická kombinace zatížení
Limitní hodnota šířky trhlin $w_{lim,cal}$ nebo napětí σ_s	$\sigma_s \leq f_{yk}$	$w_{lim,cal} = 0,4 \text{ mm}$ $\sigma_s \leq f_{yk}$	$\sigma_s \leq 0,8f_{yk}$ $\sigma_p \leq 0,8f_{pk}$
Pozn. Šířky trhlin jsou posuzovány na povrchu prvku, pokud národní příloha nestanoví jinak.			

Posouzení napětí a šířky trhlin z důvodu trvanlivosti

Stupeň vlivu prostředí	Železobetonové a předpjaté prvky bez kabelů se soudržností a s kabely se soudržností s ochranou PL2 a PL3 dle EN 5.4.1 (4)		Předpjaté prvky s kabely se soudržností s ochranou PL1 dle EN 5.4.1(4) a předem předpjaté prvky		
	Kombinace zatížení		Kombinace zatížení		
	Kvazistálá	Charakteristická	Kvazistálá	Častá	Charakteristická
X0, XC1	-	-	-	$w_{lim,cal} = 0,2 \text{ mm} \cdot k_{surf}$	-
XC2, XC3, XC4	$w_{lim,cal} = 0,3 \text{ mm} \cdot k_{surf}$	-	Dekomprese ^b		-
XD1, XD2, XD3, XS1, XS2, XS3		$\sigma_c \leq 0,6f_{ck}^{a,c}$	-	Dekomprese ^b	$\sigma_c \leq 0,6f_{ck}^{a,c}$
XF1, XF2, XF3, XF4	-	-	-	-	-

Pozn. 1 Šířka trhlin je posuzována na povrchu prvku, pokud národní příloha nestanoví jinak.

Pozn. 2 Součinitel k_{surf} uvažuje vliv zvýšení šířky trhliny na povrchu prvku z důvodu většího krytí.

$$1 \leq k_{surf} = c_{act} / (10 \text{ mm} + c_{min,dur}) \leq 1,5$$

c_{act} je skutečně navržené krytí $\geq c_{nom}$ dle konstrukčních zásad nebo dle požadavků na provádění.

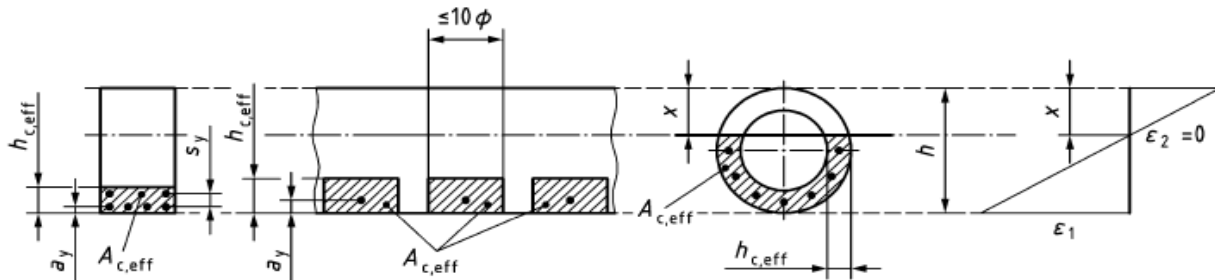
^a Toto omezení v MSP není nutně vyžadováno pro napětí pod ložisky, pod oblastmi zatíženými koncentrovaným zatížením a pod koncovými hlavicemi prutů.

^b Požadavek dekomprese znamená, že všechny části soudržného kabelu nebo kabelového kanálku leží min. 25 mm od okraje tlačené oblasti betonu. Požadavek dekomprese je relevantní pouze ve směru předpínací výztuže.

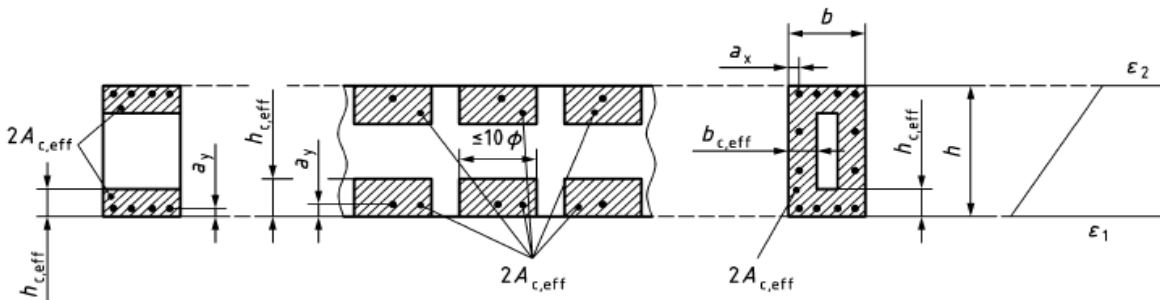
^c Tlakové napětí σ_c může být zvýšeno na $0,66 f_{ck}$, pokud je krytí zvýšeno o 10 mm, nebo pokud je zajištěno ovinutí příčnou výztuží.

Efektivní tažená plocha betonu pro analýzu šířky trhlin

Uvedené obrázky nejsou dílem autora. Jsou převzaty z normy [1]



a) Skupina prutů (ohyb) b) Jednotlivé pruty (ohyb) c) Kruhový průřez (ohyb)



d) Skupina prutů rozmístěných po obvodě (oba povrchy v tahu) e) Skupina prutů (oba povrchy v tahu) f) Jednotlivé pruty (oba povrchy v tahu)

Vysvětlivky

Obrázek a) a b): Ohyb (s nebo bez normálové síly)

Pro jednu vrstvu prutů
$$h_{c,eff} = \min \left(a_y + 5\varnothing; 10\varnothing; 3,5a_y; h - x; \frac{h}{2} \right)$$

Pro n vrstev prutů ve vzdálenostech s_y
$$h_{c,eff} = \min \left(\min(a_y + 5\varnothing; 10\varnothing; 3,5a_y) + (n-1)s_y; h - x; \frac{h}{2} \right)$$

Obrázek c): Kruhový průřez

$$h_{c,eff} = \min(a + 5\varnothing; 10\varnothing; 3,5a)$$

Obrázky d) až f): Tah (s nebo bez normálové síly)

$$h_{c,eff} = \min(a_y + 5\varnothing; 10\varnothing; 3,5a_y; 0,5h)$$

$$b_{c,eff} = \min(a_x + 5\varnothing; 10\varnothing; 3,5a_x; 0,5b)$$

P10 Zjednodušené ověření průhybů omezením ohybové štíhlosti u budov

Vymežující hodnoty ohybové štíhlosti l/d pro budovy

1) Pokud jsou železobetonové trámy nebo desky zatěžovány převážně rovnoměrným zatížením, splňují podmínky mezních stavů únosnosti a dále limit poměru rozpětí a efektivní výšky (=limit ohybové štíhlosti) dle následující tabulky. Lze předpokládat, že jejich celkový průhyb nepřesáhne hodnotu $l/250$. V těchto případech lze přímý výpočet průhybu vynechat.

Konstrukční systém	Požadovaný stupeň vyztužení ^a									
	$\omega_r = 0,3$			$\omega_r = 0,2$			$\omega_r = 0,1$			
	LL/TL ^b			LL/TL ^b			LL/TL ^b			
	60%	45%	30%	60%	45%	30%	60%	45%	30%	
1	Prostě podepřený trám, jednosměrně pnutá prostá deska	15	14	12	17	15	13	22	19	17
2	Krajní pole spojitěho trámu nebo jednosměrně pnuté spojitě desky	20	18	16	22	20	17	29	25	22
3	Vnitřní pole spojitěho nosníku nebo jednosměrně pnuté spojitě desky	23	21	18	26	23	20	33	29	26
4	Konzola	7	7	6	8	7	6	10	9	8

Pozn. Tabulka předpokládá koeficient $\psi_2 = 0,3$ v kvazi-stálé kombinaci (např. obytné nebo administrativní budovy) a limitní dlouhodobý průhyb $l/250$, kde l je rozpětí trámu nebo desky.

^a $\omega_r = A_{s,req} / (b_w \cdot d) \cdot f_{yd} / f_{cd}$ je požadovaný mechanický stupeň vyztužení v tahu odpovídající momentu od návrhových zatížení ve středu rozpětí spojitých nebo prostých prvků nebo v podporách konzol. Mezilehlé hodnoty mohou být interpolovány. Limity jsou konzervativní pro T průřezy.

^b Charakteristické hodnoty: LL = char. hodnota proměnných zatížení, TL = char. hodnota celkového zatížení. Mezilehlé hodnoty lze interpolovat. Nelze extrapolovat.

2) Pokud je limit celkového průhybu l/a odlišný od $l/250$, lze hodnoty z tabulky přenásobit hodnotou $250a$.

3) Vymežující poměry l/d z tabulky lze přepočítat pro jiné podmínky podepření třetí odmocninou poměru průhybu na prostém nosníku a průhybu na posuzované konstrukci.

4) Pro obdélníkové dvousměrně pnuté desky podepřené na sloupech s ohybovou štíhlostí l_{max}/d lze limitní poměr l/d z tabulky přenásobit následujícím koeficientem, kde l_{min} je minimální rozpětí pole desky a l_{max} je maximální rozpětí pole desky:

$$k = \left(\frac{1}{1 + \left(\frac{l_{min}}{l_{max}} \right)^4} \right)^{1/4}$$

5) Pro obdélníkové dvousměrně pnuté desky prostě podepřené po obvodě na stěnách nebo tuhých trámech s ohybovou štíhlostí l_{min}/d lze limitní poměr l/d z tabulky přenásobit následujícím koeficientem:

$$k = \left(\frac{1}{1 - 0,65 \frac{l_{min}}{l_{max}}} \right)^{1/4}$$

P11 Tabulky pro posouzení průhybu

Součinitel dotvarování $\phi(50y, t_0)$ pro beton v čase 50 let od zatížení

Stáří při zatížení t_0 [dny] pro tř. vývoje pevnosti betonu ^a			Suché prostředí (RH = 50 %)				Vlhké prostředí (RH = 80 %)			
			h_n^b [mm]				h_n^b [mm]			
CS	CN	CR	100	200	500	1000	100	200	500	1000
3	1	1	4,2	3,8	3,4	3,1	3,0	2,8	2,6	2,5
10	7	3	3,1	2,8	2,5	2,3	2,2	2,1	2,0	1,9
32	28	23	2,4	2,2	1,9	1,8	1,7	1,6	1,6	1,5
91	91	91	1,9	1,7	1,5	1,4	1,4	1,3	1,2	1,2
365	365	365	1,4	1,3	1,1	1,0	1,0	0,9	0,9	0,8
Korekční exponent A			0,82	0,79	0,75	0,72	0,71	0,68	0,66	0,64

Pro geometrii průřezu nespňující dané rozmezí hodnot náhradního rozměru h_n je nutno použít výpočet dle přílohy B normy.

Hodnoty součinitele dotvarování platí pro $f_{ck,28} = 35$ MPa. Pro jinou pevnost v rozmezí $12 \text{ MPa} \leq f_{ck,28} \leq 100 \text{ MPa}$ je třeba hodnoty přenásobit faktorem $(35/f_{ck})^A$, kde A je korekční exponent uvedený v tabulce, který zohledňuje vliv třídy pevnosti betonu.

POZNÁMKA Hodnoty součinitele dotvarování jsou průměrné hodnoty s variačním koeficientem přibližně 30 %.

^a Třídy CS, CN a CR značí pomalý, normální a rychlý vývoj pevnosti betonu, viz příloha B.3 (1) normy nebo příloha P03 těchto skript.

^b h_n je náhradní rozměr rovný $2A_c/u$, kde A_c je průřezová plocha betonu a u je délka té části obvodu průřezu, která je vystavena vysychání.

Nominální celkové poměrné smrštění po 50 letech vysychání betonu $\epsilon_{cs,50y}$ [‰]

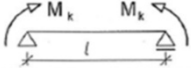

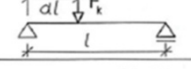
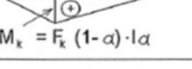
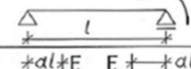
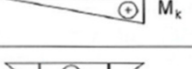
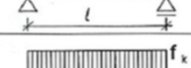
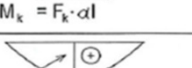
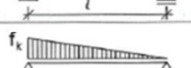
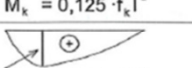
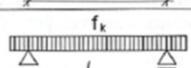
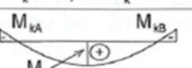
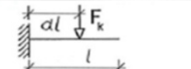
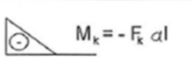
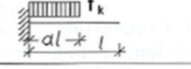
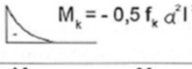
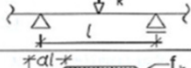

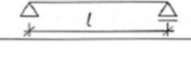
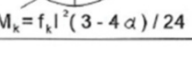


Vývoj pevnosti betonu ^a	$f_{ck,28}$	Suché prostředí (RH = 50 %)				Vlhké prostředí (RH = 80 %)			
		h_n [mm]				h_n [mm]			
		100	200	500	1000	100	200	500	1000
Třída CS	20	0,57	0,56	0,48	0,36	0,33	0,32	0,28	0,21
	35	0,53	0,51	0,45	0,35	0,31	0,31	0,27	0,22
	50	0,49	0,48	0,43	0,35	0,30	0,29	0,27	0,23
Třída CN	20	0,67	0,65	0,56	0,41	0,38	0,37	0,32	0,24
	35	0,60	0,59	0,51	0,39	0,34	0,34	0,30	0,24
	50	0,55	0,54	0,48	0,37	0,31	0,31	0,28	0,23
Třída CR	80	0,48	0,48	0,43	0,36	0,30	0,30	0,28	0,25
	35	0,76	0,74	0,65	0,48	0,42	0,41	0,36	0,28
	50	0,67	0,66	0,58	0,44	0,36	0,35	0,32	0,26
	80	0,55	0,54	0,49	0,39	0,31	0,30	0,28	0,25

POZNÁMKA 1 Hodnoty jsou průměrné hodnoty s variačním koeficientem přibližně 30 %.

POZNÁMKA 2 Náhradní rozměr průřezu h_n je definován v poznámkách k tabulce pro stanovení součinitele dotvarování.

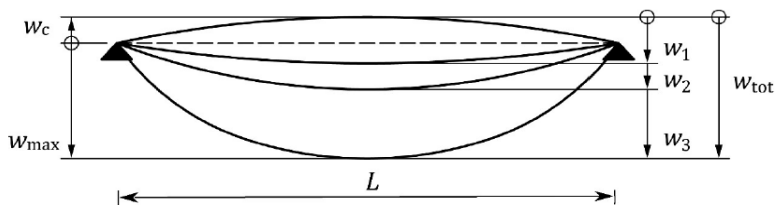
^a Třídy CS, CN a CR značí pomalý, normální a rychlý vývoj pevnosti betonu, viz příloha B.3 (1) normy nebo příloha P03 těchto skript.

Hodnoty k pro výpočet průhybu pomocí křivosti

schéma	průběh momentů	k
	 M_k	0,125
	 $M_k = F_k (1-\alpha) \cdot l\alpha$	$(3 - 4\alpha^2) / (48 (1-\alpha))$
	 M_k	0,0625
	 $M_k = F_k \cdot \alpha l$	$0,125 - \alpha^2/6$
	 $M_k = 0,125 \cdot f_k l^2$	5 / 48
	 $M_k = 0,064 \cdot f_k l^2$	0,102
	 M_{kA} M_{kB} M_k	$k = 5 / 48 (1 - 0,1\beta)$ $\beta = (M_{kA} + M_{kB}) / M_k$
	 $M_k = -F_k \alpha l$	$k = \alpha (3 - \alpha) / 6$
	 $M_k = -0,5 f_k \alpha^2 l^2$	$k = \alpha (4 - \alpha) / 12$
	 M_{kA} M_{kB} M_k	$k = 0,083 (1 - \beta/4)$ $\beta = (M_{kA} + M_{kB}) / M_k$
	 $M_k = f_k l^2 (3 - 4\alpha) / 24$	$k = 1/80 (5 - 4\alpha^2)^2 / (3 - 4\alpha^2)$

Tento obrázek není dílem autora.
Je převzat ze skript [4].

Doporučené maximální průhyby pro budovy podle EN 1990 tab. A.1.10



Tento obrázek není dílem autora. Je převzat z normy [5].

Vysvětlivky

- w_c nadvýšení nezatíženého konstrukčního prvku
- w_1 počáteční průhyb od stálých zatížení dle příslušné kombinace zatížení
- w_2 dlouhodobá část průhybu od stálých zatížení včetně dlouhodobé části proměnných zatížení (tj. od kvazistálé kombinace zatížení)
- w_3 okamžitý průhyb od proměnných zatížení, vyjma jejich dlouhodobých částí
- w_{tot} celkový průhyb (součet w_1 , w_2 a w_3)
- w_{max} zbývající celkový průhyb uvažující nadvýšení

Kritéria použitelnosti:	Limit pro poškození jiných než nosných prvků ^a	Komfort uživatelů	Vzhled
Uvažovaná kombinace zatížení:	Charakteristická kombinace zatížení	Častá kombinace zatížení	Kvazi-stálá kombinace
Nepřístupná střecha	<u>Zastřešení</u>	$w_2 + w_3 \leq l/300$	$w_1 + w_2 - w_c \leq l/250$
	- tuhá krytina: $w_2 + w_3 \leq l/250$		
	- pružná krytina: $w_2 + w_3 \leq l/125$		
	<u>Strop</u>		
Strop, přístupná střecha	- omítnutý strop: $w_2 + w_3 \leq l/350$	$w_2 + w_3 \leq l/300$	$w_1 + w_2 - w_c \leq l/250$
	- strop s podhledem: $w_2 + w_3 \leq l/250$		
	<u>Vnitřní příčky</u>		
	nevztyžené:		
	- příčky z křehkého materiálu nebo nepoddajné: $w_2 + w_3 \leq l/500$		
	- příčky z poddajných materiálů: $w_{max} \leq l/400$		
	vztyžené stěny:		
	$w_2 + w_3 \leq l/350$		
	odstranitelné stěny:		
	$w_2 + w_3 \leq l/250$		
<u>Podlaha</u>	$w_2 + w_3 \leq l/300$	$w_1 + w_2 - w_c \leq l/250$	
- dlažba tuze upevněna: $w_2 + w_3 \leq l/500$			
- malé dlaždice ^b , nebo se průhyby zcela nepřenášejí: $w_2 + w_3 \leq l/350$			
- pružná podlaha: $w_2 + w_3 \leq l/250$			
<u>Strop</u>			
- omítnutý strop: $w_2 + w_3 \leq l/350$			
- strop s podhledem: $w_2 + w_3 \leq l/250$			
Konstrukční rámy	<u>Okna</u>		
	- žádná volná spára (není vůle mezi sklem a rámem): $w_2 + w_3 \leq l/1000$		
	- s volnou spárou: $w_2 + w_3 \leq l/350$		

^a l = rozpětí (u konzoly 2x rozpětí), w_1 , w_2 , w_3 , w_{max} jsou definovány na obr. EN 1990 A.1.1 (viz výše)

^b Malé obklady: o straně menší než 10 cm