



IŠILGINIO ARMAVIMO POVEIKIS GELŽBETONINĖS PLOKŠTĖS PRASPAUDŽIAMAJAI LAIKOMAJAI GALIAI

Dainius Šakinis, Povilas Vainiūnas

Vilniaus Gedimino technikos universitetas, Saulėtekio al. 11, LT-10223 Vilnius, Lietuva
El. paštas gelz@st.vgtu.lt

Įteikta 2009 05 04; priimta 2009 06 12

Santrauka. Šiame darbe pateikti gelžbetoninių plokščių su skirtingu išilginio armavimo intensyvumu ρ , veikiant sutelktajai apkrovai, eksperimentinių tyrimų rezultatai. Išmatuota gelžbetoninių plokščių ardomoji praspaudžiamoji jėga. Išmatuotos plokščių gniuždomosios zonos radialinės ir tangentinės krypties deformacijos, pateiktos šių deformacijų kreivės. Nustatyta, kad praspaudimo kūgio paviršius, nepriklausomai nuo išilginio armavimo intensyvumo ρ , sudaro su plokštės apatiniu (gniuždomu) paviršiumi $\sim 35^\circ$ kampą. Išanalizavus radialinių ir tangentių deformacijų kreives, siūloma faktinį kritinį pjūvį priimti $\sim 0,5d$ atstumu nuo kolonos paviršiaus. Išilginio armavimo intensyvumo ρ įtakos faktorius, išreikštas kaiščio efekto atstojamąja skersine jėga V_d , sudaro 40–50 % ardamosios jėgos.

Reikšminiai žodžiai: gelžbetoninių plokščių praspaudimo stipris, kritinis pjūvis, kritinis perimetras, išilginio armavimo intensyvumas ρ , kaiščio efektas.

1. Įvadas

Įvairių šalių projektavimo normose (Eurocode2, STR 2.05.05, BS 8110, E DIN 1045-1, ACI 318, SNIP 2.03.01–84*) gelžbetoninių plokščių praspaudimo stiprio skaičiavimo metodikose realizuotas pusiau empirinis kritinio pjūvio metodas, tačiau dėl skirtingų skaičiuojamųjų parametrų: betono ribinių šlyties įtempių praspaudžiant aproksimacijos laipsnine funkcija $(f_c)^n$, išilginio armavimo intensyvumo ρ įvertinimo, kritinio pjūvio atstumo nuo kolonos paviršiaus, kritinio perimetro geometrijos skaičiavimo rezultatai skiriasi.

Ribinių šlyties įtempių aproksimacijai Eurocode2, STR 2.05.05, BS 8110, E DIN 1045-1, ACI 318 skaičiavimo metodikose naudojamas betono gniuždomasis stipris f_c , normų SNIP 2.03.01–84* skaičiavimo metodikoje – betono tempiamasis stipris f_{ct} . Normose Eurocode2, STR 2.05.05, BS 8110, E DIN 1045-1 išilginio armavimo intensyvumas ρ įvertinamas aproksimuojant ribinius šlyties įtempius, o šis parametras normų ACI 318 ir SNIP 2.03.01–84* skaičiavimo metodikose nevertinamas. Pagal Eurocode2 kritinio pjūvio atstumas nuo kolonos paviršiaus yra $2d$, normose STR 2.05.05,

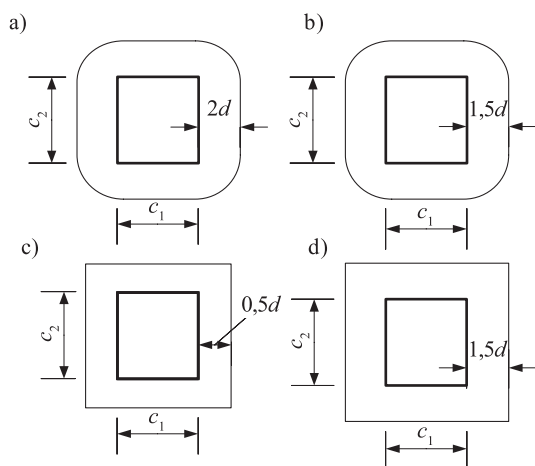
BS 8110, E DIN 1045-1 – $1,5d$, o normose ACI 318, SNIP 2.03.01–84* – $0,5d$ (1 pav.). Esant skirtingam kritinio pjūvio atstumui nuo kolonos paviršiaus skiriasi ir praspaudimo kūgio kampas, atitinkamai $26,6^\circ$, $33,7^\circ$ ir 45° .

Vainiūnas *et al.* (2002, 2004), Šalna *et al.* (2004) palygino projektavimo normas ir kitas skaičiavimo metodikas, atliko skaitinius eksperimentus. Autoriai nustatė, kad plokštės praspaudimo stipriui didžiausią įtaką, be betono šlyties įtempių kritiniame pjūvyje, turi išilginio armavimo intensyvumas ρ . Daroma išvada, kad išilginio armavimo intensyvumo ρ didėjimas keičia praspaudimo kūgio kampą, o kartu ir kritinio pjūvio atstumą nuo kolonos paviršiaus. Didėjant kritinio pjūvio atstumui nuo kolonos paviršiaus, didėja kritinio perimetro ilgis, kartu didėja gelžbetoninės plokštės praspaudžiamoji laikomoji galia.

Zabulionis *et al.* (2006) atliko plokštės ir kolonos jungties be skersinio armavimo projektavimo normų skaičiavimų metodikų statistinę analizę. Nustatė, kad tiksliausiai plokštės praspaudimo stiprį aprašo Eurocode2 skaičiavimo metodika, taip pat kad ACI 318 skai-

čiavimo metodika, nevertindama išilginio armavimo intensyvumo ρ , neįneša didelės paklaidos apskaičiuojant plokštės praspaudimo stiprį. Kadangi projektavimo normų skaičiavimo metodikose skiriasi kritinio pjūvio atstumas nuo kolonos paviršiaus, kritinio perimetro geometrija (1 pav.) ir ribinių šlyties įtempių, veikiančių kritiniame pjūvyje, aproksimacija, galima teigti, kad kritinio pjūvio atstumas nuo kolonos paviršiaus yra sutartinis dydis, o ribiniai šlyties įtempiai, veikiantys kritiniame plokštės pjūvyje, kalibruojami pagal eksperimentinių tyrimų rezultatus.

Išilginio armavimo intensyvumo ρ įtakai gelžbetoninės plokštės praspaudžiamajai laikomajai galiai ištirti, kritinio pjūvio atstumui nuo kolonos paviršiaus nustatyti atliktas eksperimentas. Eksperimento rezultatai skelbiami šiame darbe.



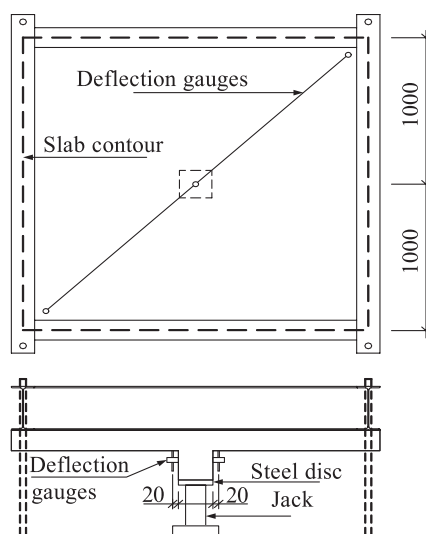
1 pav. Kritinis perimetras esant tarpinei kolonai:
a – Eurocode2; b – E DIN 1045-1, STR 2.05.05;
c – ACI 318, SNIP 2.03.01-84*; d – BS 8110

Fig. 1. Critical perimeter with an interior column:
a – Eurocode2; b – E DIN 1045-1, STR 2.05.05;
c – ACI 318, SNIP 2.03.01-84*; d – BS 8110

2. Eksperimentas

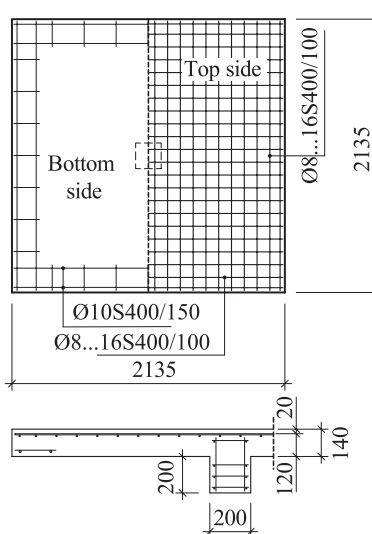
Pagamintos ir išbandytos penkios serijos bandinių, iš viso dešimt plokščių. Plokštė visu kontūru rėmėsi į standžią plieninę traversą (2 pav.). Apkrova iki plokštės suirimo praspaudžiant buvo didinama pakopomis kas 10 kN.

Bandinių matmenys – 2135×2135×140 mm, kolonos galvenos matmenys – 200×200×200 mm (3 pav.). Išilginis armavimo intensyvumas $\rho = 0,449\text{--}1,90\%$, armatūros strypų skersmuo – 8–16 mm, armatūra su išreikštais takumo įtempiais, stiprumo klasė S400 pagal STR 2.05.05, strypų išdėstymo žingsnis – 100 mm (3 pav.). Visų plokščių išilginės armatūros apsauginis betono sluoksnis –



2 pav. Bandymo stendas

Fig. 2. Test stand



3 pav. Plokštės armavimas

Fig. 3. Slab reinforcement

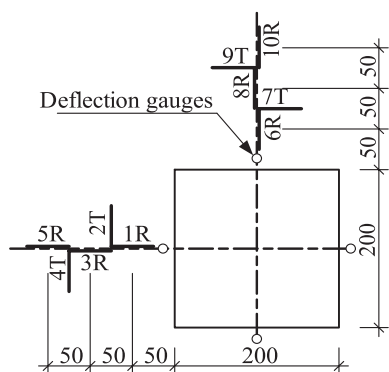
20 mm. Betono kubelinis gniuždomasis stipris $f_{c,cube} = 33,4\text{--}46,6$ MPa. Betono kubelinis gniuždomasis stipris nustatytas bandant etaloninius kubelius 150×150×150 mm, imties dydis – 8 vnt. Plokščių geometriniai ir mechaniniai parametrai pateikti 1 lentelėje.

Eksperimento metu išmatuota plokščių ardomoji praspaudimo jėga, gniuždomosios zonos radialinės ir tangentinės krypties deformacijos (4 pav.), kolonos galvenos poslinkiai. Radialinės krypties deformacijų matavimo jutikliai pažymėti raide R , tangentinės krypties deformacijų jutikliai – T . Jutiklių matavimo pagrindas – 50 mm. Matuojamų verčių rodmenys fiksuoti apkrovimo pakopos pradžioje.

1 lentelė. Geometriniai, mechaniniai plokščių parametrai

Table 1. Geometrical, mechanical parameters of the slabs

Serija	Plokštė			Armatūra		Betonas	Ardomoji jėga
	Nr.	h , mm	d , mm	\varnothing , mm	ρ , %	f_{cm} , MPa	V_{exp} , kN
1	PP-04.1	140	112	8	0,449	44,4	325,1
	PP-04.2	140	112	8	0,449	44,4	331,8
2	PP-07.1	140	110	10	0,718	39,2	295,1
	PP-07.2	140	110	10	0,718	39,2	372,7
3	PP-10.1	140	108	12	1,000	46,6	374,0
	PP-10.2	140	108	12	1,000	46,6	402,9
4	PP-15.1	140	106	14	1,500	34,0	374,4
	PP-15.2	140	106	14	1,500	34,0	401,8
5	PP-20.1	140	104	16	1,900	33,4	446,4
	PP-20.2	140	104	16	1,900	33,4	436,0



4 pav. Gniuždomosios zonos matavimo įranga

Fig. 4. Measuring equipment of the compression zone

3. Rezultatai

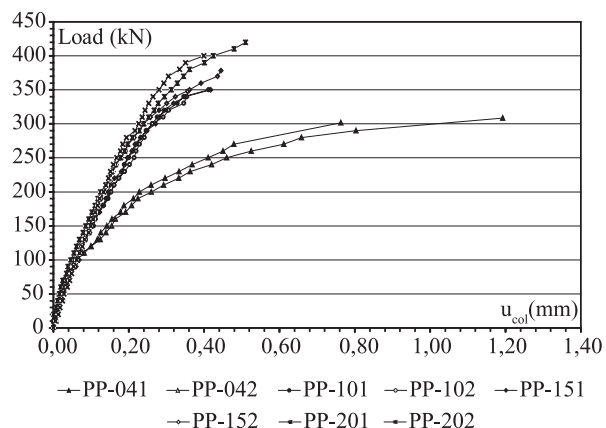
Plokštės viršutinis paviršius ima pleišėti ties atrama į koloną. Šalia kolonos galvenos susiformuoja pirmi plyšiai tangentine kryptimi – tangentiniai plyšiai, šiek tiek vėliau pradeda formuotis plyšiai radialinėmis kryptimis – radialiniai plyšiai, kurie per palyginti trumpą laiką pasiekia plokštės atraminius kraštus (5 pav.). Plokštė pleišėja radialinėmis kryptimis, kol suyra. Kai apkrova tampa artima ardomajai praspaudimo jėgai V_w atstumu $(1,5-2)d$ nuo kolonos paviršiaus formuojasi tangentiniai plyšiai, kurie susijungia į vieną plyšį ir suirimo metu suformuoja viršutinį praspaudimo kūgio paviršių. Visos plokštės, išskyrus plokštės PP-04, suyra staiga, gniuždomosios zonos betonas nesutrumpa. Skirtingai nuo radialinių deformacijų, tangentinės krypties deformacijos vystosi proporcingai apkrovos prieaugiui iki pat plokštės suirimo.

Plokštėse PP-04, kai apkrova artima ardandajai praspaudimo jėgai, kolonos zonoje atsiveria didelio pločio tangentinių plyšių, didėja kolonos galvenos poslinkių prieaugis (6 pav.). Tai rodo, kad išilginėje armatūroje pasiekiami takumo įtempiai, t. y. išilginėje armatūroje pasieškia plastinės deformacijos.



5 pav. Plokštės PP-20.1 viršutinio paviršiaus plyšiai ir praspaudimo kūgis

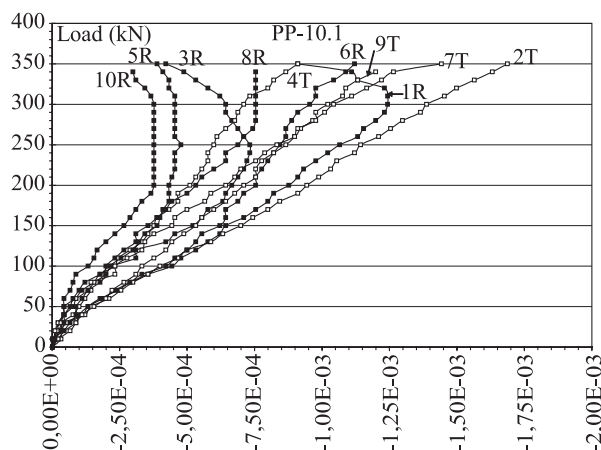
Fig. 5. Cracks on the top surface of the slab PP-20.1 and the punching cone



6 pav. Kolonos galvenos poslinkiniai

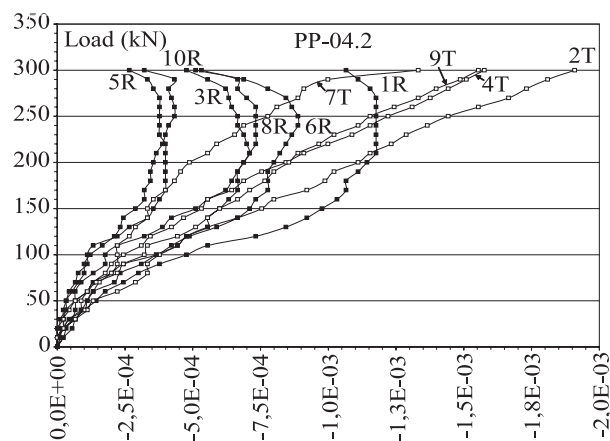
Fig. 6. Displacements of the head of the column

Visų plokščių gniuždomosios zonos išoriniame sluoksnyje radialinių ir tangentialių krypčių deformacijų matuojamos vertės iki apkrovos $0,5V_w$ kinta tiesiškai, proporcingai apkrovos prieaugiui. Didinant apkrovą, vyksta staigus radialinių deformacijų kreivių lūžis – atsilenkimas. Tai rodo, kad ties atrama į koloną plokštės tūryje atsirado įstrižasis plyšys. Jo atsiradimas ir vystymasis didinant apkrovą sukelia gniuždomųjų betono deformacijų persiskirstymą (7–11 pav.). Radialinės krypties deformacijos po įstrižuoju plyšiu nustoja didėti, jų prieaugio vidurkis artimas nuliui, o radialinių deformacijų prieaugis virš įstrižojo plyšio viršūnės ir toliau didėja proporcingai apkrovos prieaugiui. Plokštėse PP-04 ir PP-07 įstrižasis plyšys pirmiausia atsiranda zonose 3R-5R ir 8R-10R, kai apkrova $V = (0,45-0,55)V_w$, zonas 1R ir 6R įstrižojo plyšio viršūnė



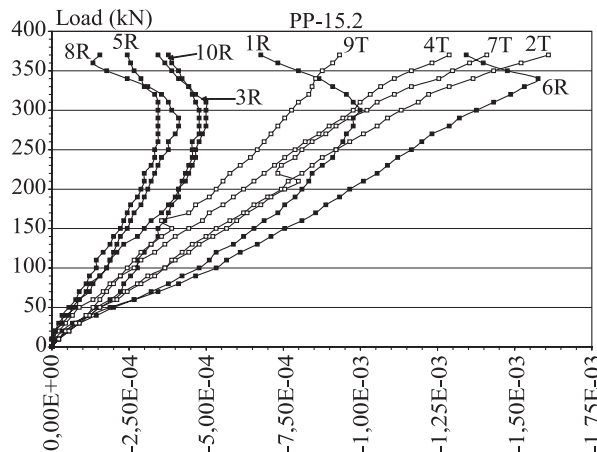
9 pav. Radialinių ir tangentialių deformacijų kreivės apatiniame gniuždomame sluoksnyje, plokštė PP-10.1

Fig. 9. Radial and tangential deformation curves in the bottom layer of the compression zone of the slab PP-10.1



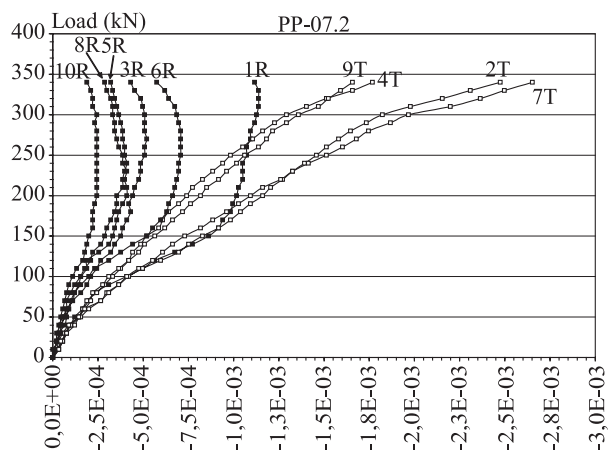
7 pav. Radialinių ir tangentialių deformacijų kreivės apatiniame gniuždomame sluoksnyje, plokštė PP-04.2

Fig. 7. Radial and tangential deformation curves in the bottom layer of the compression zone of the slab PP- 04.2



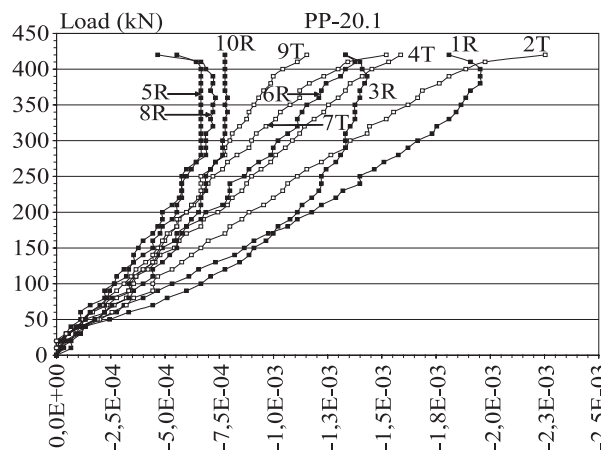
10 pav. Radialinių ir tangentialių deformacijų kreivės apatiniame gniuždomame sluoksnyje, plokštė PP-15.2

Fig. 10. Radial and tangential deformation curves in the bottom layer of the compression zone of the slab PP-15.2



8 pav. Radialinių ir tangentialių deformacijų kreivės apatiniame gniuždomame sluoksnyje, plokštė PP-07.2

Fig. 8. Radial and tangential deformation curves in the bottom layer of the compression zone of the slab PP-07.2



11 pav. Radialinių ir tangentialių deformacijų kreivės apatiniame gniuždomame sluoksnyje, plokštė PP-20.1

Fig. 11. Radial and tangential deformation curves in the bottom layer of the compression zone of the slab PP-20.1

pasiekia, kai apkrova $V = (0,50-0,65)V_u$. Plokštėse PP-10, PP-15 ir PP-20 įstrižasis plyšys zonos 3R-5R ir 8R-10R susiformuoja esant apkrovai $V = (0,65-0,75)V_u$, zonos 1R ir 6R esant apkrovai $V = (0,90-0,93)V_u$. Kai apkrova artima ardomajai praspaudimo jėgai V_u , radialinių deformacijų kreivės atsilenkia, matuojamų verčių prieaugis keičia ženklą. Plokštėse PP-04 ir PP-07 kreivės atsilenkia, kai apkrova $V = 0,90V_u$, plokštėse PP-10, PP-15 ir PP-20, kai apkrova $V = (0,90-0,95)V_u$.

Taip radialinės krypties deformacijų kreivės atsilenkia pasireiškus tempimo efektui dėl sušlyjamos gniuždomosios zonos ties atrama į koloną.

Gniuždomosios zonos radialinės ir tangentinės krypties deformacijos plokštei yrant nepasiekia betono ribinių gniuždomųjų deformacijų, kurios projektavimo normose siekia 3,50 ‰. Zonoje 1R ir 6R radialinės krypties deformacijų vidurkis – 1,6 ‰, tangentinės krypties deformacijų vidurkis – 1,8 ‰. Galima daryti išvadą, kad plokštė suyra viršijus ribinius šlyties įtempius zonoje 1R ir 6R, t. y. normaliniame pjūvyje atstumu $\sim 0,5d$ nuo kolonos paviršiaus. Šis normalinis pjūvis atstumu $0,5d$ nuo kolonos paviršiaus ir bus kritinis pjūvis, o perimetras atstumu $0,5d$ nuo kolonos paviršiaus – kritinis perimetras.

Visų plokščių praspaudimo kūgio paviršius sudarė su plokštės apatiniu paviršiumi artimą $\sim 35^\circ$ kampą (5 pav.).

4. Rezultatų analizė

Ribinis būvis gelžbetoninėje plokštėje praspaudžiant gali būti įsivaizduojamas taip: atsiradęs įstrižasis plyšys, kai įtempiai jo viršūnėje, didinant apkrovą, pasiekia kritines vertes, nuolat vystosi. Kai įtempiai betone virš įstrižojo plyšio viršūnės pasiekia kritinius dydžius, įstrižasis plyšys vystosi staigiai koncentruotos apkrovos pridėjimo kryptimi – plokštės gniuždoma zona nukerpama.

Atlaikomąją skersinę jėgą galima užrašyti tokia lygtimi:

$$V_u = V_c + V_a + V_d, \tag{1}$$

čia: V_c – gniuždomosios zonos betono atstojamoji skersinė jėga; V_a – sukibimo jėgų efekto atstojamoji skersinė jėga; V_d – kaiščio efekto atstojamoji skersinė jėga.

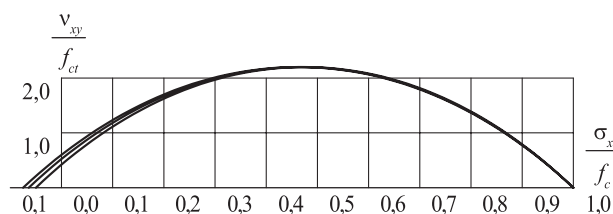
Remiantis Theodorakopoulos *et al.* (2002), sukibimo jėgų efektas aktyvizuojasi tik po to, kai susidaro įstrižasis plyšys, o kai apkrova artima suirimo apkrovai, dėl įstrižojo plyšio pločio padidėjimo šis efektas išnyksta. Tokiu atveju lygtį (1) galima perrašyti taip:

$$V_u = V_c + V_d. \tag{2}$$

Kadangi gniuždomosios zonos išorinio paviršiaus radialinės krypties deformacijos 2–3 kartus mažesnės už ribines betono gniuždomo deformacijas, tai gniuždomosios zonos betono skersinės jėgos atstojamąją galima rasti pasinaudojus Zalesov *et al.* (1973) darbuose pateiktu betono stiprumo kriterijumi esant dviašiam įtempių būviui (12 pav.). Remiantis prielaida, kad šlyties įtempiai, atstumu $0,5d$ nuo kolonos paviršiaus gniuždomo zonos aukštyje pasiskirstę pagal parabolės kreivę, gniuždomosios zonos betono atstojamoji skersinė jėga užrašoma tokia lygtimi:

$$V_c = \int_0^x v_{xy} u dx = \frac{2}{3} v_{xy} u x = \frac{2}{3} 2,2 f_{ct} u x, \tag{3}$$

čia: v_{xy} – kritiniai šlyties įtempiai gniuždomosios zonos x aukštyje; $f_{ct} = 0,273 \sqrt{f_{c,cube}^2}$ – betono tempiamasis stipris; u – kvadratinio kritinio perimetro ilgis $0,5d$ atstumu nuo kolonos paviršiaus.



12 pav. Stiprumo kriterijus esant dviašiam įtempių būviui

Fig. 12. Strength criterion under biaxial stress state

Gniuždomosios zonos aukštį x nagrinėjamame kritiniame pjūvyje atstumu $0,5d$ nuo kolonos paviršiaus galima rasti pasinaudojus idealiai tamprus lenkiamo kūno deformacijų suderinamumo ir atstojamųjų jėgų pusiausvyros lygtimis. Gniuždomosios zonos x išraiška pateikia Broms (1990a, 1990b, 2000).

$$x = npd \left(\sqrt{1 + \frac{2}{np}} - 1 \right), \tag{4}$$

$$n = \frac{E_s}{E_{c10}}, \tag{5}$$

$$E_{c0} = 21500 \left(\frac{f_c}{10} \right)^{1/3}, \tag{6}$$

$$E_{c10} = \left(1 - 0,6 \cdot \left(1 - \frac{f_c}{150} \right)^4 \right) \cdot E_{c0}, \tag{7}$$

čia: E_{c0} – betono pradinis tamprumo modulis; E_{c10} – betono kirstinis deformacijų modulis, kai betono deformacijos 1,0 %; E_s – armatūros tamprumo modulis; $f_c = 0,8f_{c,cube}$ – betono cilindrinis gniuždomasis stipris.

Išilginės armatūros kaiščio efekto atstojamąją skersinę jėgą V_d užrašome pagal Theodorakopoulos *et al.* (2000, 2002):

$$V_d = u_d l_c f_{ct}, \quad (8)$$

$$l_c = \frac{4,12}{0,26} \Phi^{2/3} \frac{1}{f_{c,cube}^{1/3}}, \quad (9)$$

$$u_d = 4(1,5d + c + 1,5d), \quad (10)$$

čia: l_c – kritinis ilgis; Φ – armatūros strypų skersmuo; u_d – kvadratinio perimetro ilgis $1,5d$ atstumu nuo kolonos paviršiaus; c – kolonos matmuo.

Kadangi praspaudimo kūgio kampas yra $\sim 35^\circ$, tai išilginės armatūros kaiščio efekto atstojamajai skersinei jėgai V_d skaičiuoti kvadratinio perimetro u_d atstumas nuo kolonos bus atstumu $1,5d$. Skaičiavimo rezultatai pateikti 2 lentelėje.

5. Išvados

Remiantis eksperimentiniais tyrimo duomenimis gelžbetoninės plokštės praspaudžiamoji laikomoji galia didėja didėjant išilginiam armavimo intensyvumui ρ .

Gelžbetoninės plokštės praspaudžiamasis suirimas, kai išilginio armavimo intensyvumas $\rho \leq 0,5$ %, įvyksta išilginei armatūrai pasiekus takumo įtempius.

Išilginio armavimo intensyvumas ρ išreikštas kaiščio efekto atstojamąją skersinę jėgą V_d , sudaro 40–50 %

ardomosios skersinės jėgos, betono gniuždomosios zonos atstojamoji skersinė jėga V_c atitinkamai sudaro 50–60 % ardomosios skersinės jėgos. V_d ir V_c didėja didėjant išilginiam armavimo intensyvumui ρ .

Remiantis eksperimentiniais tyrimo duomenimis, nekintamo liaunio plokštės su skirtingu išilginiu armavimo intensyvumu ρ ir skirtingu betono gniuždomuoju stipriu kritinis pjūvis yra $\sim 0,5d$ atstumu nuo kolonos paviršiaus, praspaudimo kūgio paviršius sudaro su plokštės apatiniu (gniuždomuoju) paviršiumi $\sim 35^\circ$ kampą.

Gniuždomosios zonos ribinės radialinės ir tangentinės krypties deformacijos didėja didėjant išilginiam armavimo intensyvumui ρ (7–11 pav.). Gniuždomosios zonos radialinės ir tangentinės krypties deformacijos plokštei yrant nepasiekia betono ribinių gniuždomųjų deformacijų.

Literatūra

- ACI Committee 318: *Building Code Requirements for Reinforced Concrete*. 1999. Detroit. American Concrete institute.
- Broms, C. E. 1990a. Punching of Flat Plates – A Question of Concrete Properties in Biaxial Compression and Size Effect, *ACI Structural Journal* 87(3): 292–304.
- Broms, C. E. 1990b. Shear Reinforcement for Deflection Ductility of Flat Plates, *ACI Structural Journal* 87(6): 696–705.
- Broms, C. E. 2000. Elimination of Flat Plate Punching Failure Mode, *ACI Structural Journal* 97(1): 94–101.
- BS 8110: *Structural Use of Concrete, Part 1: Code of Practice for Design and Construction*. 1985. British Standards Institution. London.
- E DIN 1045-1: *Concrete and Reinforced Concrete Design Code* (Tragwerke aus Beton und Stahlbeton und Spannbeton, Teil 1: Bemessung und Konstruktion), 1999.
- Eurocode 2: *Design of Concrete Structures – Part 1-1: General Rules and Rules for Buildings*. 2004. 36 B-1050 Brussels.

2 lentelė. Teorinių ir eksperimentinių duomenų palyginimas

Table 2. Comparison of theoretical and experimental data

Plokštės Nr.	V_c , kN	V_d , kN	V_w , kN	V_{exp} , kN	V_u/V_{exp}	V_c/V_{exp}	V_d/V_{exp}
PP-04.1	155,0	129,9	284,9	325,1	0,876	0,477	0,400
PP-04.2	155,0	129,9	284,9	331,8	0,859	0,467	0,392
PP-07.1	176,0	143,0	319,1	295,1	1,081	0,596	0,485
PP-07.2	176,0	143,0	319,1	372,7	0,856	0,472	0,384
PP-10.1	211,2	169,1	380,4	374,0	1,017	0,565	0,452
PP-10.2	211,2	169,1	380,4	402,9	0,944	0,524	0,420
PP-15.1	211,9	166,8	378,8	374,4	1,012	0,566	0,446
PP-15.2	211,9	166,8	378,8	401,8	0,943	0,528	0,415
PP-20.1	223,8	179,2	403,0	446,4	0,903	0,501	0,401
PP-20.2	223,8	179,2	403,0	436,0	0,924	0,513	0,411

- Theodorakopoulos, D. D.; Swamy, R. N. 2002. Ultimate punching shear strength analysis of slab-column connections, *Cement & Concrete Composites* 24: 509–521. doi:10.1016/S0958-9465(01)00067-1
- Theodorakopoulos, D. D.; Swamy, R. N. 2000. An engineering model to predict the punching shear strength of RC slabs, in *Proceedings of the International Workshop on Punching Shear*, Stockholm, 91–98.
- STR 2.05.05: *Betoninių ir gelžbetoninių konstrukcijų projektavimas*, 2005.
- Šalna, R.; Marčiukaitis, G.; Vainiūnas, P. 2004. Estimation of factors influencing the punching shear strength of RC floor slabs, *Journal of Civil Engineering and Management* 10(Supplement 2): 137–142.
- Vainiūnas, P.; Popov, V.; Jarmolajev, A. 2002. Punching shear behavior analysis of RC flat floor slab-to-column connection, *Journal of Civil Engineering and Management* 8(2): 77–82.
- Vainiūnas, P.; Popov, V.; Jarmolajev, A. 2004. Non-linear 3D modelling of RC slab punching shear failure, *Journal of Civil Engineering and Management* 10(4): 311–316.
- Zabulionis, D.; Šakinis, D.; Vainiūnas, P. 2006. Statistical analysis of design codes calculation methods for punching shear resistance in column-to-slab connections, *Journal of Civil Engineering and Management* 12(3): 205–213.
- Zalesov, A.; Iljin, O. F. 1973. Load carrying capacity of reinforced concrete elements under shear forces, *Concrete and Reinforced Concrete* 6: 19–20 (in Russian).
- СНИП 2.03.01-84*. [SNIP 2.03.01-84*] *Бетонные и железобетонные конструкции*, 1989.

INFLUENCE OF LONGITUDINAL REINFORCEMENT ON THE PUNCHING SHEAR RESISTANCE OF REINFORCED CONCRETE SLABS

D. Šakinis, P. Vainiūnas

Abstract. This work presents the results of experimental tests on reinforced concrete slabs with different longitudinal reinforcement ratio ρ under concentrated load. Five series of specimen were made and tested, a total of ten slabs. The measurements of the specimens were 2135×2135×140 mm (Fig. 3). Longitudinal reinforcement ratio $\rho = 0,449–1,90\%$, the diameter of reinforcing bars was 8–16 mm, reinforcement bore yield stresses, spacing between bars was 100 mm. The protective concrete layer of the longitudinal reinforcement in all slabs was 20 mm. The cubic compressive strength of concrete $f_{c,cube} = 33,4–46,6$ MPa. In the course of the experiment the measurements of the collapsing punching force, the radial and tangential deformations of the compression zone were made, the curves of their expansion were given, displacements of the column head were measured. The surface of the punching cone, irrespective of the longitudinal reinforcement ratio ρ , makes a $\sim 35^\circ$ angle with the bottom (compression zone) surface of the slab. Deformations of radial and tangential directions in the compression zone during the course of cracking of the slab do not reach the ultimate compressive strains of concrete (3,50 ‰), the mean value of deformations in the radial direction is 1,6 ‰, the mean value of deformations in the tangential direction is 1,8 ‰, which allows to make a conclusion that the slab is punched-through under transverse collapsing force. The strength criterion of biaxial stress state proposed by Zalesov *et al.* (1973) and the expression of the resultant transverse force of the dowel action of the longitudinal reinforcement ratio ρ as proposed by Theodorakopoulos *et al.* (2002), were used to get the expression of the collapsing transverse force V_u which is given in equation (2). The factor of the influence of longitudinal reinforcement ratio ρ expressed through the resultant transverse force V_d of the dowel action makes 40–50 % of the collapsing force, V_d increases with increasing of the longitudinal reinforcement ratio ρ . The resultant transverse force V_c of the compression zone of concrete in the critical section makes 50–60 % of the collapsing force, V_c increases with increasing of the longitudinal reinforcement ratio ρ .

Keywords: punching shear resistance of reinforced concrete slabs, critical section, critical perimeter, longitudinal reinforcement ratio ρ , dowel action.

Dainius ŠAKINIS. MSc (CE), PhD student from 2003 at the Dept of Reinforced Concrete and Masonry Structures at Vilnius Gediminas Technical University, Vilnius, Lithuania. Research interests: mechanics of reinforced concrete, design of buildings.

Povilas VAINIŪNAS. Doctor, Professor. Dean of Civil Engineering Faculty at Vilnius Gediminas Technical University, Vilnius, Lithuania. PhD (1970) from Kaunas Polytechnic Institute (presently Kaunas Technological University). Chairman of national group of International Association for Bridge and Structural Engineering (IABSE). Former vice-president (1992-95) and board member (since 1995) of Association of European Civil Engineering Faculties (AECEF). Chairman of scientific committee of biennial intern. conference „Modern building materials, structures and techniques“ held at VGTU, Lithuania. Author and co-author of over 70 research papers. Research interests: mechanics of reinforced concrete, theory of durability and reliability, design of buildings, development of territory planning and building coder system of Lithuania and real estate assessment.