

Borut MACUH
asist.mag., dipl.gradb.inž. Univerza v Mariboru, Fakulteta za gradbeništvo

Stanislav ŠKRABL
prof.dr., dipl.gradb.inž. Univerza v Mariboru, Fakulteta za gradbeništvo

NOSILNOST PASOVNIH TEMELJEV NA POBOČJIH

POVZETEK: V članku je podan model za določanje nosilnostni pasovnih temeljev na pobočjih, obremenjenih horizontalno in vertikalno ter z nagnjeno osnovno ploskvijo. Za določanje nosilnosti je izbran Prandtlov kinematično doposten porušitveni mehanizem, uporabljen je metoda mejne analize. Prikazani postopek omogoča določanje nosilnosti pasovnih temeljev, ki ležijo na koherentnih in nekoherentnih homogenih zemljinskih pobočjih. V analizi je mogoče upoštevati gravitacijske, hidrostaticne in hidrodinamične ter seizmične obtežbe. Uporabnost podanega postopka je prikazana s primerjavo rezultatov analiz prikazanega modela z rezultati dosegljivimi v literaturi.

BEARING CAPACITY STRIP FOOTING ADJECANT TO SLOPE

SUMMARY: The paper presents the failure mechanism of bearing capacity determination of strip footing adjacent to slope. The base of the footing can be inclined and it can be horizontal and vertical loaded. For the purpose of the limit analysis the Prandtl's kinematical admissible failure mechanism was chosen to represent the possible collapse of the footing under load. The presented procedure enable us determine the bearing capacity of the strip footing adjecant to the cohesive and non-cohesive homogeneous soil slopes. The influence of the gravity, hydrostatic, hydrodynamic and seismic loading can be also included in the analysis. The applicability of the procedure is shown with the comparison of the results with those given in the literature.

UVOD

Določevanje nosilnosti temeljnih tal pod pasovnimi temelji je ena izmed pomembnih osnovnih nalog v geotehniki. Z določanjem nosilnosti temeljnih tal pod pasovnimi temelji ležečimi na zemeljskem polprostoru so se ukvarjali Terzaghi (1943), Caquot in Kerisel (1953), Meyerhof (1963), Vesić (1973), Chen (1975), Michalowski (1997). Ne obstaja mnogo literature, ki bi na tem področju vključevala vpliv nagnjenosti pobočja ob pasovnih temeljih [npr. Saran et al (1989)]. Med pasovne temelje prištevamo tiste, katerih dolžina je bistveno večja od preostalih dveh dimenziij. Namen članka je podati teoretični model za določitev nosilnosti temeljnih tal pod pasovnimi temelji blizu pobočij, ki naj vključuje vplive poljubnih obtežb in nagnjeno osnovno ploskev temelja. V analizah je upoštevan Prandtlov mehanizem porušnega telesa, ki je sestavljen iz klina pod temeljem, logaritmične spirale in se tangentno nadaljuje do pobočja. Z njim po kinematici metodi z izenačenjem spremembe dela vseh zunanjih sil in spremembe disipacije notranje energije z upoštevanjem kinematicno dopustnih pomikov dobimo zgornje mejne vrednosti nosilnosti pasovnih temeljev. Natančnejši opis omenjene metode je podal npr. Chen (1975).

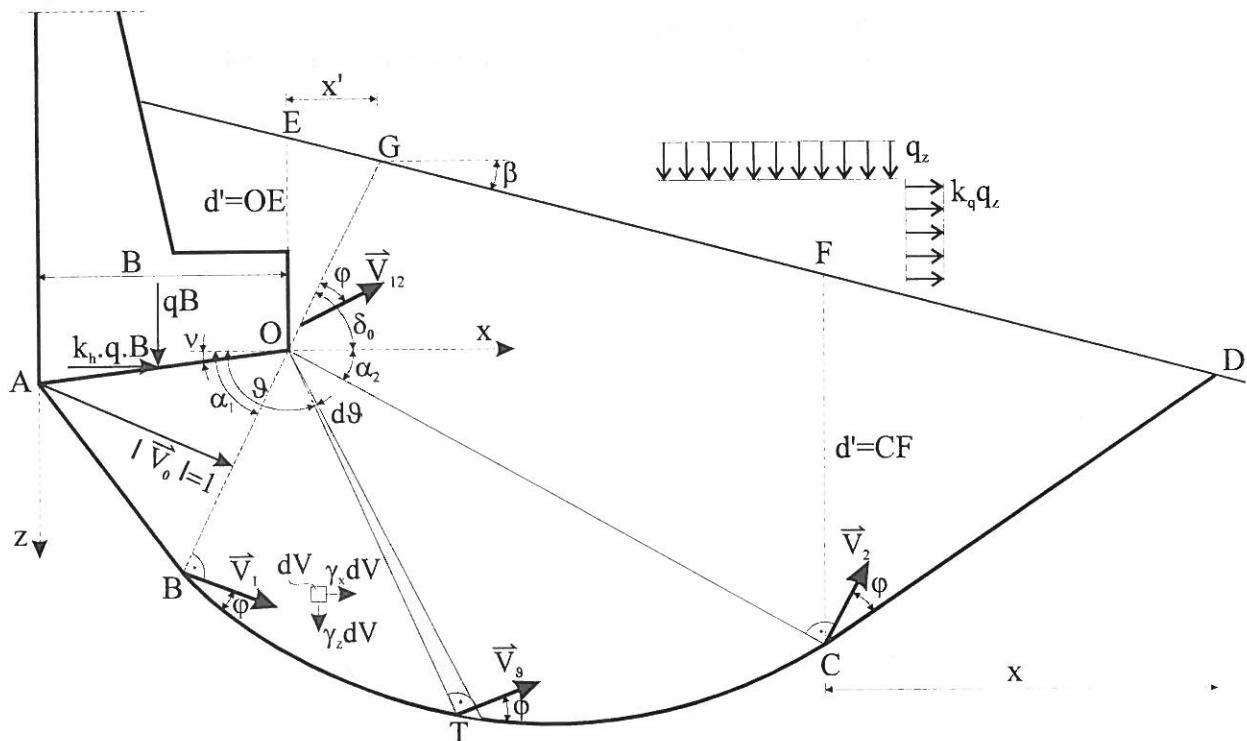
PREDPOSTAVKE

V predstavljeni analizi smo upoštevali naslednje predpostavke:

- pasovni temelj je tog
- na mejni ploskvi med temeljem in zemljino ne pride do zdrsa
- zemljina je izotropna, homogena in idealno plastična
- zemljina ustreza Mohr-Coulombov kriteriju porušitve z asociativnim pravilom tečenja

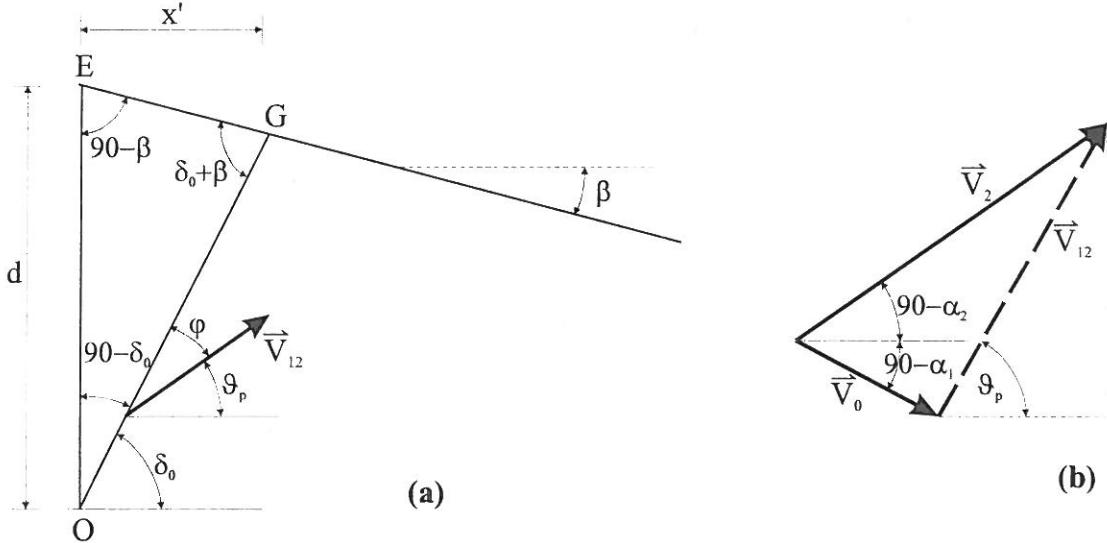
PORUŠITVENI MEHANIZEM

Slika 1 prikazuje izbran Prandtlov porušitveni mehanizem pod pasovnim temeljem (porušna ploskev ABCD). Masa nad to porušno ploskvijo je sestavljena iz treh togih teles: trikotnika OAB, logaritmične spirale OBC in paralelograma OCDE (ozioroma OCDG). Na drsečo maso delujejo poleg volumskih sil mase še vertikalna ($q \cdot B$) in horizontalna ($k_h \cdot q \cdot B$) obtežba centrično na osnovno temelja ter vertikalna (q_z) in horizontalna ($k_q \cdot q_z$) zunanja obtežba na ploski DE.



Slika 1: Porušitveni mehanizem z oznakami in poljem hitrosti

V porušitvenemu mehanizmu je predpostavljeno, da ne pride do zdrsa med temeljem in klinom OAB, tako da se oba skupaj togo pomakneta. Slika 2 prikazuje detail klina OEG in hodograf hitrosti za določitev hitrosti na diskontinuiteti OG (če je $\varphi + \vartheta_p < 90^\circ$ se na ploskvi OG ustvari pasivni odpor in telo OEG se premakne z enako hitrostjo kot temelj). Smer začetne hitrosti $|V_0| = 1$ pasovnega temelja in klina OAB je pravokotna na ploskev OB, zaradi česar ni sprememb dissipacije energije v ploskvi OB.



Slika 2: (a) Detajl klina OEG; (b) hodograf za določitev hitrosti na diskontinuiteti OG

Sprememba zunanjega dela

K spremembi zunanjega dela opravljenega na sistemu prispevajo obtežbe $q \cdot B$, $k_h \cdot q \cdot B$, q_z in $k_q \cdot q_z$ ter lastne teže teles OAB, OBC in OCDE (ali OCDG). Pri začetni hitrosti $|V_0| = 1$ so te enake:

Sprememba zunanjega dela zaradi $q \cdot B$ in $k_h \cdot q \cdot B$:

$$\Delta W_{ext}^q = q \cdot B \cdot \cos \alpha_1 + k_h \cdot q \cdot B \cdot \sin \alpha_1 \quad (1)$$

Sprememba zunanjega dela zaradi q_z in $k_q \cdot q_z$:

$$\Delta W_{ext}^{q_z} = \left[-q_z \cdot (-x' + R_2 \cdot \cos \alpha_2 + x) \cdot \cos \alpha_2 + k_q \cdot q_z \cdot (-x' + R_2 \cdot \cos \alpha_2 + x) \cdot \sin \alpha_2 \right] \cdot |V_2| \quad (2)$$

Sprememba zunanjega dela zaradi delovanja lastne teže območja OAB:

$$\Delta W_{ext}^{OAB} = V_{OAB} \cdot (\gamma_x \cdot \sin \alpha_1 + \gamma_z \cdot \cos \alpha_1) \quad (3)$$

Sprememba zunanjega dela zaradi delovanja lastne teže območja OBC:

$$\begin{aligned} \Delta W_{ext}^{OBC} &= \int_{\vartheta=\alpha_1}^{\vartheta=\alpha_2} \gamma_x \cdot R_1 \cdot e^{(\vartheta-\alpha_1)\tan \varphi} \cdot \frac{1}{2} R_1 \cdot e^{(\vartheta-\alpha_1)\tan \varphi} \cdot e^{(\vartheta-\alpha_1)\tan \varphi} \cdot (\gamma_x \cdot \sin \vartheta + \gamma_z \cdot \cos \vartheta) d\vartheta \\ &= \frac{R_1^2}{2 \cdot (1 + 9 \tan^2 \varphi)} \cdot \left\{ e^{3 \cdot \tan \varphi (\pi - \alpha_1 - \alpha_2)} \cdot [3 \cdot \tan \varphi \cdot (\gamma_x \cdot \sin \alpha_2 - \gamma_z \cdot \cos \alpha_2) + \right. \\ &\quad \left. \gamma_x \cdot \cos \alpha_2 + \gamma_z \cdot \sin \alpha_2] - \gamma_x \cdot (3 \cdot \tan \varphi \cdot \sin \alpha_1 - \cos \alpha_1) - \gamma_z \cdot (3 \cdot \tan \varphi \cdot \cos \alpha_1 + \sin \alpha_1) \right\} \end{aligned} \quad (4)$$

Sprememba zunanjega dela zaradi delovanja lastne teže območja OCDE oz. OCDG:

$$\Delta W_{ext}^{OCDE, OCDG} = V_{OCDE, OCDG} \cdot (\gamma_x \cdot \sin \alpha_2 - \gamma_z \cdot \cos \alpha_2) \cdot |V_2| \quad (5)$$

Celotna sprememba zunanjega dela je vsota vseh zgornjih prispevkov:

$$\sum \Delta W_{ext} = \Delta W_{ext}^q + \Delta W_{ext}^{qz} + \Delta W_{ext}^{OAB} + \Delta W_{ext}^{OBC} + \Delta W_{ext}^{OCDE, OCDG} \quad (6)$$

Sprememba disipacije notranje energije

Sprememba disipacije notranje energije na diskontinuitetah pri začetni hitrosti $|V_0| = 1$ je sestavljena iz:

Spremembe disipacije notranje energije na ploskvi AB:

$$\Delta W_{int}^{AB} = c \cdot B \cdot \frac{\sin(\alpha_1 - \nu)}{\cos \nu} \quad (7)$$

Spremembe disipacije notranje energije na ploskvi BC in na ploskvah OT:

$$\begin{aligned} \Delta W_{int}^{BC, OT} &= \int_{\vartheta=\alpha_1}^{\vartheta=\alpha_2} \frac{c \cdot R_1 \cdot e^{(\vartheta-\alpha_1)\tan \varphi}}{\cos \vartheta} \cdot e^{(\vartheta-\alpha_1)\tan \varphi} \cdot \cos \vartheta \cdot d\vartheta + \\ &\int_{\vartheta=\alpha_1}^{\vartheta=\alpha_2} c \cdot R_1 \cdot e^{(\vartheta-\alpha_1)\tan \varphi} \cdot e^{(\vartheta-\alpha_1)\tan \varphi} \cdot d\vartheta = \frac{c \cdot R_1}{\tan \varphi} \left\{ e^{2 \cdot \tan \varphi (\pi - \alpha_1 - \alpha_2)} - 1 \right\} \end{aligned} \quad (8)$$

Spremembe disipacije notranje energije na ploskvi CD:

$$\Delta W_{int}^{CD} = c \cdot \frac{x \cdot \cos \varphi}{\sin(\varphi + \alpha_2)} \cdot |V_2| \quad (9)$$

Spremembe disipacije notranje energije na ploskvi OG (če je izpolnjen pogoj $\pi/2 > \delta_0 > 0$):

$$\Delta W_{int}^{OG} = c \cdot \cos \varphi \cdot \frac{\cos \beta \cdot d'}{\sin(\delta_0 + \beta)} \cdot |V_{12}| \quad (10)$$

Celotna sprememba disipacije notranje energije je vsota vseh zgornjih prispevkov:

$$\sum \Delta W_{int} = \Delta W_{int}^{AB} + \Delta W_{int}^{BC, OT} + \Delta W_{int}^{CD} + \Delta W_{int}^{OG} \quad (11)$$

V zgornjih enačbah so razdalje R_i in hitrosti na diskontinuitetah ter ostale geometrijske vrednosti enake:

$$R_0 = \frac{B}{\cos \nu} \quad (12a) \quad \vec{V}_0 = \begin{Bmatrix} \sin \alpha_1 \\ \cos \alpha_1 \end{Bmatrix} \quad (13a)$$

$$R_1 = \frac{B \cdot \cos(\alpha_1 - \nu - \varphi)}{\cos \nu \cdot \cos \varphi} \quad (12b) \quad \vec{V}_2 = \begin{Bmatrix} \sin(\pi - \alpha_2) = \sin \alpha_2 \\ \cos(\pi - \alpha_2) = -\cos \alpha_2 \end{Bmatrix} \cdot e^{\tan \varphi (\pi - \alpha_1 - \alpha_2)} \quad (13b)$$

$$R_2 = \frac{B \cdot \cos(\alpha_1 - \nu - \varphi)}{\cos \nu \cdot \cos \varphi} \cdot e^{\tan \varphi (\pi - \alpha_1 - \alpha_2)} \quad (12c) \quad \vec{V}_g = \begin{Bmatrix} \sin \vartheta \\ \cos \vartheta \end{Bmatrix} \cdot e^{\tan \varphi (\vartheta - \alpha_1)} \quad (13c)$$

$$V_{OAB} = \frac{B^2 \cdot \cos(\alpha_1 - \nu - \varphi) \cdot \sin(\alpha_1 - \nu)}{2 \cdot \cos^2 \nu \cdot \cos \varphi} + \frac{d'^2}{2 \cdot (\tan \beta + \tan \delta_0)} \quad (14)$$

$$x = \frac{d'}{\tan \beta + \tan(\pi/2 - \varphi - \alpha_2)} = \frac{d + R_2 (\sin \alpha_2 - \cos \alpha_2 \cdot \tan \beta)}{\tan \beta + \tan(\pi/2 - \varphi - \alpha_2)} \quad (15)$$

$$\tan \vartheta_p = \frac{\sin(\pi/2 - \alpha_1) + e^{\tan \varphi (\pi - \alpha_1 - \alpha_2)} \cdot \sin(\pi/2 - \alpha_1)}{-\cos(\pi/2 - \alpha_1) + e^{\tan \varphi (\pi - \alpha_1 - \alpha_2)} \cdot \cos(\pi/2 - \alpha_1)} \quad (16)$$

$$\delta_0 = \varphi + \vartheta_p = \varphi + \arctan \left[\frac{e^{\tan \varphi (\pi - \alpha_1 - \alpha_2)} \cdot \cos \alpha_2 + \cos \alpha_1}{e^{\tan \varphi (\pi - \alpha_1 - \alpha_2)} \cdot \sin \alpha_2 - \sin \alpha_1} \right] \quad (17)$$

V_{OAB} predstavlja prostornino klini OAB, x pa razdaljo označeno na sliki 1.

Če je vrednost kota $\delta_0 > \pi/2$ je potrebno upoštevati delo območja OCDE, katerega prostornina je:

$$V_{OCDE} = \frac{1}{2} [2d + R_2 (\sin \alpha_2 - \cos \alpha_2 \cdot \tan \beta)] R_2 \cos \alpha_2 + \frac{1}{2} \frac{d + R_2 (\sin \alpha_2 - \cos \alpha_2 \cdot \tan \beta)}{\tan \beta + \cot(\varphi + \alpha_2)} \quad (18)$$

Če je vrednost kota $0 < \delta_0 < \pi/2$ je potrebno upoštevati delo območja OCDG, katerega prostornina je:

$$\begin{aligned} V_{OCDG} &= V_{OCDE} - \frac{d'}{2[\tan \beta + \tan \delta_0]} \\ &= \frac{\cos \alpha_2}{2} [2d \cdot R_2 + R_2^2 (\sin \alpha_2 - \cos \alpha_2 \cdot \tan \beta)] R_2 \cos \alpha_2 + \frac{1}{2[\tan \beta + \cot(\varphi + \alpha_2)]} \\ &\quad \cdot [d^2 + 2d \cdot R_2 (\sin \alpha_2 - \cos \alpha_2 \cdot \tan \beta) + R_2^2 (\sin \alpha_2 - \cos \alpha_2 \cdot \tan \beta)^2] - \frac{d'}{2[\tan \beta + \tan \delta_0]} \end{aligned} \quad (19)$$

Hitrost na diskontinuiteti OG je dobljena s pomočjo hodografa na sliki 2(b):

$$|V_{1,2}| = \sqrt{1 + e^{2\tan \varphi (\pi - \alpha_1 - \alpha_2)} + 2e^{\tan \varphi (\pi - \alpha_1 - \alpha_2)} \cdot \cos(\alpha_1 + \alpha_2)} \quad (20)$$

Delovna enačba

Ko izenačimo celotni spremembi zunanjega dela (enačba 6) in disipacije notranje energije (enačba 11) dobimo delovno enačbo

$$\sum \Delta W_{ext} = \sum \Delta W_{int} \text{ ali} \quad (21a)$$

$$\Delta W_{ext}^q + \Delta W_{ext}^{q_z} + \Delta W_{ext}^{OAB} + \Delta W_{ext}^{OBC} + \Delta W_{ext}^{OCDE,OCDG} = \Delta W_{int}^{AB} + \Delta W_{int}^{BC,OT} + \Delta W_{int}^{CD} + \Delta W_{int}^{OG} \quad (21b)$$

Nosilnost temeljnih tal, ki je povprečna vrednost kritične obtežbe na enoto površine lahko zapišemo:

$$q_{ult} = N \cdot \frac{\gamma_z \cdot B}{2} = \frac{\gamma_z \cdot B}{2} \cdot N \left(k_h = \frac{H}{V}, \frac{d}{B}, c_h = \frac{\gamma_x}{\gamma_z}, k_q = \frac{q_x}{q_z}, \frac{2c}{\gamma_z \cdot B}, \frac{2q_z}{\gamma_z \cdot B} \right) \quad (22)$$

Koeficient nosilnosti N je odvisen od naslednjih znanih razmerij: med horizontalno in vertikalno obtežbo, med globino in širino temelja, med težo na enoto prostornine v horizontalni in vertikalni smeri in horizontalno in vertikalno obtežbo ter kohezijskega $2c/(\gamma_z B)$ in obtežnega razmerja $2q_z/(\gamma_z B)$. Faktor nosilnosti je funkcija dveh neodvisnih spremenljivk, kotov α_1 in α_2 , ki določata geometrijo porušne ploskve ABCD. Ekstremno vrednost $N(\alpha_1, \alpha_2)$ - minimum – dobimo z izpolnitvijo pogojev:

$$\frac{\partial N(\alpha_1, \alpha_2)}{\partial \alpha_1} = 0 \quad (23a)$$

$$\frac{\partial N(\alpha_1, \alpha_2)}{\partial \alpha_2} = 0 \quad (23b)$$

Minimalna vrednost koeficiente nosilnosti N daje zgornjo mejno vrednost za nosilnost pasovnih temeljev. Za določitev optimalne porušne ploskve ABCD je bil izdelan računalniški program, ki vsebuje metode matematičnega programiranja. Izraz za določitev nosilnosti plitvih temeljev je prikazan zaradi izvedenih primerjav, in ima običajno naslednjo obliko:

$$q_{ult} = \frac{1}{2} \gamma_z \cdot B \cdot N_y + \gamma_z \cdot d \cdot N_q + c \cdot N_c \quad (24)$$

kjer so N_y , N_q in N_c koeficienti nosilnosti. Končni izraz za določitev koeficiente N nosilnosti horizontalno in vertikalno obremenjenega pasovnega temelja na pobočju:

$$\begin{aligned} \frac{2q}{\gamma_z \cdot B} = N(\alpha_1, \alpha_2) = & \frac{1}{\cos \alpha_1 + k_h \cdot \sin \alpha_1} \cdot \left[\frac{2c}{\gamma_z \cdot B} \left\{ \frac{\sin(\alpha_2 - \nu)}{\cos \nu} + \frac{\cos(\alpha_2 - \varphi - \nu)}{\cos \nu \cdot \sin \varphi} \left(e^{2 \cdot \tan \varphi (\pi - \alpha_1 - \alpha_2)} - 1 \right) \right. \right. \\ & + \left(\frac{d}{B} \right) \frac{\cos \varphi \cdot e^{\tan \varphi (\pi - \alpha_1 - \alpha_2)}}{\sin(\varphi + \alpha_2) \cdot [\tan \beta + \cot(\varphi + \alpha_2)]} + \frac{\cos(\alpha_2 - \varphi - \nu) \cdot (\sin \alpha_2 - \cos \alpha_2 \cdot \tan \beta) \cdot e^{2 \cdot \tan \varphi (\pi - \alpha_1 - \alpha_2)}}{\cos \nu \cdot \sin(\varphi + \alpha_2) \cdot [\tan \beta + \cot(\varphi + \alpha_2)]} \\ & + \left. \left. \left(\frac{d'}{B} \right) \frac{\cos \varphi \cdot \cos \beta}{\sin(\delta_0 + \beta)} \cdot \sqrt{1 + e^{2 \cdot \tan \varphi (\pi - \alpha_1 - \alpha_2)} + 2 \cdot \cos(\alpha_1 + \alpha_2) \cdot e^{\tan \varphi (\pi - \alpha_1 - \alpha_2)}} \right\} \right. \\ & - \left\{ \frac{\cos(\alpha_1 - \varphi - \nu) \cdot \sin(\alpha_1 - \nu)}{\cos^2 \nu \cdot \cos \varphi} + \left(\frac{d'}{B} \right)^2 \frac{1}{\tan \beta + \tan \delta_0} \right\} \cdot \left\{ \left(\frac{\gamma_x}{\gamma_z} \right) \cdot \sin \alpha_1 + \cos \alpha_1 \right\} \\ & - \left\{ \frac{\cos^2(\alpha_1 - \varphi - \nu)}{\cos^2 \nu \cdot \cos^2 \varphi \cdot (1 + 9 \tan^2 \varphi)} \right\} \cdot \left\{ \left(\frac{\gamma_x}{\gamma_z} \right) \cdot \left[e^{3 \cdot \tan \varphi (\pi - \alpha_1 - \alpha_2)} \cdot (3 \cdot \tan \varphi \cdot \sin \alpha_2 + \cos \alpha_2) \right. \right. \\ & \left. \left. - 3 \cdot \tan \varphi \cdot \sin \alpha_1 + \cos \alpha_1 \right] + \left[e^{3 \cdot \tan \varphi (\pi - \alpha_1 - \alpha_2)} \cdot (-3 \cdot \tan \varphi \cdot \cos \alpha_2 + \sin \alpha_2) - 3 \cdot \tan \varphi \cdot \cos \alpha_1 - \sin \alpha_1 \right] \right\} \\ & - \left\{ 2 \left(\frac{d}{B} \right) \frac{\cos(\alpha_1 - \varphi - \nu)}{\cos \nu \cdot \cos \varphi} \cdot e^{\tan \varphi (\pi - \alpha_1 - \alpha_2)} \cdot \left[\cos \alpha_2 + \frac{(\sin \alpha_2 - \cos \alpha_2 \cdot \tan \beta)}{[\tan \beta + \cot(\varphi + \alpha_2)]} \right] \right. \\ & + \frac{\cos^2(\alpha_1 - \varphi - \nu) \cdot e^{2 \cdot \tan \varphi (\pi - \alpha_1 - \alpha_2)}}{\cos^2 \nu \cdot \cos^2 \varphi} \cdot \left[(\cos \alpha_2 \cdot \sin \alpha_2 - \cos^2 \alpha_2 \cdot \tan \beta) + \frac{(\sin \alpha_2 - \cos \alpha_2 \cdot \tan \beta)^2}{[\tan \beta + \cot(\varphi + \alpha_2)]} \right] \\ & + \left(\frac{d}{B} \right)^2 \frac{1}{[\tan \beta + \cot(\varphi + \alpha_2)]} - \left(\frac{d'}{B} \right)^2 \frac{1}{\tan \beta + \tan \delta_0} \right\} \cdot e^{\tan \varphi (\pi - \alpha_1 - \alpha_2)} \cdot \left[\left(\frac{\gamma_x}{\gamma_z} \right) \cdot \sin \alpha_2 - \cos \alpha_2 \right] \\ & + \left(\frac{2q_z}{\gamma_z \cdot B} \right) (\cos \alpha_2 - k_q \cdot \sin \alpha_2) \left[\frac{\cos(\alpha_2 - \varphi - \nu)}{\cos \nu \cdot \sin \varphi} e^{\tan \varphi (\pi - \alpha_1 - \alpha_2)} \left(\cos \alpha_2 + \frac{(\sin \alpha_2 - \cos \alpha_2 \cdot \tan \beta)}{[\tan \beta + \cot(\varphi + \alpha_2)]} \right) \right. \\ & \left. + \left(\frac{d}{B} \right) \frac{1}{[\tan \beta + \cot(\varphi + \alpha_2)]} - \left(\frac{d'}{B} \right) \frac{1}{\tan \beta + \tan \delta_0} \right] \cdot e^{\tan \varphi (\pi - \alpha_1 - \alpha_2)} \quad (25) \end{aligned}$$

PRIMERJAVA REZULTATOV

Rezultate analiz po predstavljeni metodi smo primerjali z rezultati analiz nekaterih drugih avtorjev, ki so objavljeni v literaturi.

Najprej smo izvedli primerjavo rezultatov z vrednostmi, ki jih je objavil Chen (1975), ki je vpeljav v svoje izračune različne porušitvene mehanizme. Primerjali smo rezultate koeficientov nosilnosti N_y za hrapav temelj, vertikalno obtežbo, horizontalno osnovo temelja in brez nagnjenosti pobočja ($\beta = 0^\circ$). Rezultati so podani v preglednici 1.

Iz rezultatov je razvidno, da daje predstavljena metoda nekoliko manjše zgornje mejne vrednosti, samo za $\phi = 10^\circ$, pri razmerju $d/B > 0.4$ so te večje od primerjanih vrednosti. Primerjava koeficientov nosilnosti N_y s Chenom (1975) za temelj ležeč na zemeljskem polprostoru je prikazana v preglednici 2. Rezultati se zelo dobro ujemajo.

Preglednica 1: Primerjava vrednosti koeficientov nosilnosti N_y za $\beta = 0^\circ$

Razmerje globine d/B	Chen (1975)				Predlagana rešitev			
	$\phi [^\circ]$				$\phi [^\circ]$			
	10	20	30	40	10	20	30	40
0.1	1.59	7.28	30.7	161	1.555	6.807	29.304	155.253
0.2	2.30	8.76	34.9	175	2.199	8.412	33.704	169.990
0.3	2.89	10.3	39.2	189	2.853	10.064	38.242	184.909
0.4	3.49	12.0	43.6	204	3.516	11.762	42.846	200.359
0.5	4.09	13.6	48.2	219	4.127	13.498	47.601	216.214
0.6	4.70	15.4	52.9	235	4.496	15.282	52.444	231.931
0.7	5.32	17.2	57.8	251	5.611	17.118	57.397	248.073
0.8	5.95	19.0	62.8	267	6.345	18.977	62.509	264.638
0.9	6.58	20.9	67.9	283	7.097	20.889	67.651	281.628
1.0	7.22	22.8	73.1	300	7.876	22.832	72.935	298.781

Preglednica 2: Primerjava vrednosti koeficientov nosilnosti N_y za $\beta = 0^\circ$ in $d/B = 0$

$\phi [^\circ]$	Chen (1975)	Predlagana rešitev
15	2.3	2.325
20	5.2	5.241
25	11.4	11.399
30	25.0	25.005
35	57.0	57.203
40	141.0	140.491

Nekatere rezultate smo primerjali z vrednostmi, ki jih je podal Saran (1989). V tem članku je avtor obravnaval pasovni temelj blizu pobočja, vendar v svojih analizah ni obravnaval nagnjenosti obtežbe in osnove temelja.

Najprej smo primerjali rezultate za primer $\phi = 40^\circ$, $c = 0$ kPa, $\beta = 30^\circ$ in $d/B = 1$. Enačba (24) se je s tem poenostavila v izraz $q_{ult} = (\gamma_z \cdot B)/2 \cdot (N_y + 2 \cdot N_q)$, izraz $(N_y + 2 \cdot N_q)$ pa je s tem primerljiv s faktorjem nosilnosti N_y . Faktorja nosilnosti, ki ju je dobil Saran sta $N_y = 25.56$, $N_q = 14.95$, kar daje $N_y + 2 \cdot N_q = 55.46$. Rezultat dobljen s predlaganim porušitvenim mehanizmom pa je 2.3 % nižji, in sicer 54.163. Nadaljnje primerjave faktorjev nosilnosti N_y in N_q so podane v preglednicah 3 and 4. Iz njih je razvidno, da daje predstavljena rešitev od 15 % do 41 % nižje zgornje mejne vrednosti faktorjev nosilnosti N_y (preglednica 3) in od 3 % do 28 % nižje zgornje mejne vrednosti faktorjev nosilnosti N_q (preglednica 4).

Preglednica 3: Primerjava vrednosti koeficientov nosilnosti N_y za $d / B = 1$

$\beta [^\circ]$	Saran (1989)		Predlagana rešitev	
	$\varphi [^\circ]$		$\varphi [^\circ]$	
	35	40	35	40
30	49.43	91.87	28.945	54.163
25	59.12	115.65	40.823	78.324
20	66.00	143.77	56.103	107.742

Preglednica 4: Primerjava vrednosti koeficientov nosilnosti N_q za $d / B = 1$

$\beta [^\circ]$	Saran (1989)		Predlagana rešitev	
	$\varphi [^\circ]$		$\varphi [^\circ]$	
	30	35	30	35
30	8.98	16.42	6.411	10.227
20	16.8	19.48	11.275	18.947
10	22.5	41.4	17.633	29.893

ZAKLJUČEK

V članku prikazani porušitveni mehanizem za določanje nosilnosti pasovnih temeljev zajema vplive nagnjenosti obtežbe, nagnjeno osnovno ploskev temelja in nagnjenost pobočja. V predlaganem postopku, v katerem je uporabljen modificiran Prandtllov porušitveni mehanizem, je v analizi mogoče upoštevati tudi seizmične vplive, vplive vode in vplive zveznih obtežb na pobočju, kar še povečuje njegovo uporabnost v geotehnični praksi.

Primerjave rezultatov so pokazale pravilnost in uporabnost porušitvenega mehanizma, rezultati dobljeni s prikazanim porušitvenim mehanizmom pa so v večini primerov dali boljše rezultate kot smo jih do sedaj zasledili v literaturi. S tem se je znižala zgornja vrednost rešitve in pravilna rešitev je še ožje omejena.

V prihodnosti bomo izdelali diagrame z različnimi razmerji k_h , $2c/(\gamma_z B)$, d/B , γ_x/γ_z , $2q_z/(\gamma_z B)$ in k_q .

LITERATURA

- [1] Chen, W.F., (1975). Limit Analysis and Soil Plasticity, Elsevier Scientific Publishing Company, Amsterdam.
- [2] Güssmann, P., (1988). KEM in Geomechanics. Numerical Method in Geomechanics, Innsbruck 1988, 823-828.
- [3] Karal, K. (1977). Energy Method for Soil stability Analyses. ASCE Journal of Geotechnical Eng. 103: 431-445.
- [4] Michalowski, R.L., (1995). Slope Stability Analysis: a Kinematical Approach. Géotechnique 1995, No 2, 283-293.
- [5] Saran, S., Sud, V.K., Handa, S.C., (1989). Bearing Capacity of Footings Adjacent to Slopes. ASCE Journal of Geotechnical Eng. 115: 553-573.