

Bezpieczeństwo i niezawodność w geotechnice

Kalibracja częściowych współczynników bezpieczeństwa według Eurokodu EC7-1

Dr hab. inż. Włodzimierz Brząkała, prof. PWR
Politechnika Wroclawska, Wydział Budownictwa Lądowego i Wodnego

STANDARDOWA KALIBRACJA CZĘŚCIOWYCH WSPÓLCZYNNIKÓW BEZPIECZEŃSTWA

Operowanie częściowymi współczynnikami bezpieczeństwa jest główną praktyczną treścią Eurokodu EC7-1 [7], a ich dobór nastąpił – przynajmniej w zamiarze – w drodze tzw. procedur kalibracji [1]. Ostatecznie wartości poddano jednak wielu różnym korektom, uśrednieniom i krajowym uzgodnieniom. Sam sposób postępowania przy projektowaniu odbiega od pierwowzoru metody Hasofer'a i Linda, która jest zalecana w podstawowych normach: w PN-ISO 2394 [5] oraz w Eurokodzie PN-EN 1990 [6]. Podstawowa miara niezawodności, którą jest wskaźnik niezawodności β , nawet bezpośrednio nie pojawia się w Eurokodzie EC7-1. I odwrotnie, tak ważne i kontrowersyjne pojęcia normy EC7-1 jak wartości charakterystyczne parametrów i częściowe współczynniki bezpieczeństwa w ogóle nie występują w ogólnej metodzie Hasofer'a i Linda [2]. Ta sytuacja wymaga szczegółowego omówienia.

Celem pracy jest przesłedzenie procedury kalibracji częściowych współczynników bezpieczeństwa na przykładzie stateczności GEO na przesunięcie. Umożliwi to sformułowanie wniosków ilościowych, a nie tylko jakościowych – jak w poprzedniej pracy [2].

Wartości obliczeniowe i wartości charakterystyczne

Intencją Eurokodu EC7-1 jest wskazanie jednego zestawu wartości parametrów do sprawdzenia warunku granicznego lub wyjątkowo dwóch kombinacji – w podejściu obliczeniowym 1. Ten zestaw wartości obliczeniowych parametrów podstawowych, symbolicznie oznaczany w Eurokodzie EC7-1 jako $(\gamma_F \cdot \psi \cdot F_k; X_k / \gamma_M; a_d)$ jest nawiązaniem do punktu obliczeniowego x_d w rozumieniu metody Hasofer'a i Linda [1, 2]. W konkretnym układzie liczb (najbardziej prawdopodobnych niekorzystnych parametrów) sprawdza się, czy funkcja warunku granicznego g spełnia nierówność $g(\gamma_F \cdot \psi \cdot F_k; X_k / \gamma_M; a_d) \geq 0$. Zakładamy, że punkt obliczeniowy jest w postaci $(x_{d1}, \dots, x_{dn}) = (x_{k1}, \dots, x_{kn}) \otimes (\gamma_1, \dots, \gamma_n)$, gdzie $\gamma_i > 1$ są częściowymi współczynnikami danego parametru podstawowego. Symbol \otimes oznacza odpowiednio pomnożenie wartości charakterystycznej x_{ki} przez γ_i (zazwyczaj oddziaływań F) albo podzielenie wartości charakterystycznej x_{ki} przez γ_i (głównie wytrzymałości R) – w zależności od tego, który przypadek jest po stronie bezpiecznej. Wymiary geometryczne a_d analizuje się odrębnie – za pomocą dopuszczalnych odchyłek [1, 7].

Wartość charakterystyczna parametru gruntowego jest wartością „ostrożnie” wyprowadzoną, przyjmowaną z „odpowiednim” zapasem bezpieczeństwa. Określenie tego podstawowego pojęcia Eurokodu EC7-1 zaskakuje brakiem konkretów. Oznacza to spore trudności interpretacyjne dla geotechników, tym bardziej dla niespecjalistów, ale przede wszystkim może być poważnym

problemem w sprawach spornych, w tym np. w opiniach biegłych sądowych. Niekiedy ma swoje podłoże głównie w kontekście nieobowiązującej już normy PN-81/B-03020, gdzie sprawy te uregulowano krótko i jednoznacznie. W ogólnym przypadku przyjmuje się $x_k = \eta \cdot X_k$, gdzie η jest współczynnikiem konwersji, który uwzględnia efekty zmienności przestrzennej, liczebność próby i inne istotne parametry [5]. W gruntach mogą występować duże rozbieżności w szacowaniu współczynników częściowych γ_M dla parametrów wytrzymałościowych, ponieważ tę samą wartość obliczeniową $x_d = \eta \cdot X_k / \gamma_M$ można osiągnąć przy bardzo restrykcyjnym zdefiniowaniu wartości charakterystycznej X_k (np. 5% kwantyl) i małej wartości współczynnika γ_M lub przy bardzo liberalnym szacowaniu wartości charakterystycznej X_k (np. wartość średnia) i dużej wartości współczynnika γ_M . Warto w tym miejscu przypomnieć, że w świetle normy PN-ISO 2394 (pkt 2.2.18) grunt nie jest zaliczany do „materiałów” w rozumieniu wyrobów produkowanych, czyli określanie wartości charakterystycznych może – ale nie musi – być oparte na 5% kwantylu.

Dobrym pomysłem jest uzależnienie wartości charakterystycznej X_k od wartości oczekiwanej μ lub wartości średniej X_m tego parametru gruntowego oraz od współczynnika zmienności (niepewności) v , czyli $X_k = X_m \cdot (1 \pm k \cdot v) \cong \mu \cdot (1 \pm k \cdot v)$. Przybliżenie $\mu \cong X_m$, tj. przybliżenie wartości oczekiwanej rozkładu za pomocą wartości średniej z badań, może być źródłem dodatkowego błędu statystycznego („pomiarowego”), jeśli liczebność próby jest mała. Parametr k wyznacza się często na podstawie 5% kwantyla dla rozkładu normalnego i wtedy $k = 1,65$. Współczynnik zmienności (niepewności) punktowej v należy jednak zredukować ze względu na przestrzenne fluktuacje parametru w podłożu. Przykładowo, dla realnej wartości współczynnika $\Gamma = 0,6$ oznacza to, że wartość $k = 1,65$ należy zastąpić przez $k \cdot \Gamma = 1,65 \cdot 0,6 \cong 1,0$ i wtedy $X_k = X_m \cdot (1 \pm k \cdot \Gamma \cdot v) \cong X_m \cdot (1 \pm v)$. H. R. Schneider [4] przyjmuje wartość współczynnika redukcyjnego dla zmienności punktowej parametrów gruntowych:

$$X_k = X_m \cdot (1 \pm 1,65 \cdot \Gamma \cdot v) \quad \text{dla} \quad \Gamma = \sqrt{\frac{\delta}{L}} \leq 1 \quad (1)$$

gdzie:

δ – skala fluktuacji parametru w podłożu [m],

L – długość linii poślizgu w stanie granicznym [m].

Dla ewentualnego $\delta > L$ zakłada się brak redukcji, czyli $\Gamma = 1$. W pierwszym przybliżeniu we wzorze (1) stosowano wartość $\Gamma = 0,3$ jak dla $\delta / L \sim 1/10$, ale ostatnio ta propozycja jest poddawana autorskiej autokorekcie [4]. Jest to bowiem wartość stosunkowo mała, czyli mocno redukująca zmienność. Może być ona właściwa dla pali, wysokich skarp i głębokich wykopów, ale już na przykład niekoniecznie przy określeniu nośności fundamentów bezpośrednich, gdzie większy jest wpływ poziomej pracy podłoża niż pracy w kierunku pionowym. W skrajnym przypadku, dla bardzo małej względnej skali fluktuacji $\delta / L \rightarrow 0$, otrzymuje się w równaniu (1) wyrażenie $X_k = X_m$, tak jak jest w PN-81/B-03020.

Użycie współczynnika redukcyjnego Γ jest konieczne, ale w praktyce sprawia duże kłopoty. Skala fluktuacji δ nie jest bowiem standardowym parametrem geotechnicznym podłoża, a w dodatku jest zazwyczaj różna w kierunku pionowym i poziomym, $\delta_h \gg \delta_v$, [2 ÷ 4]. Jeszcze większy problem stwarza jednak długość linii poślizgu L , która na pewno zależy od wymiarów fundamentu, wysokości skarpy itp. – a zatem w ogóle nie jest to parametrem geotechnicznym podłoża. W bezpośrednio posadowionej ławie fundamentowej o szerokości B zasięg pionowy stref wypierania gruntu na rys. 1 w pracy [2] zmienia się od $H_B \cong 0,9 \cdot B$ (grunty spoiste, $\phi = 15^\circ$) do $H_B \cong 1,7 \cdot B$ (grunty niespoiste, $\phi = 33^\circ$). Wykorzystuje się w tym miejscu rozwiązanie Prandtla, w którym $H_B = B \cdot \frac{1}{2} \cdot \cos(\phi) \cdot \exp\{\frac{\pi}{4 + \phi/2} \cdot \tan(\phi)\} / \cos(\pi/4 + \phi/2)$. Przyjmując we wzorze (1) skalę fluktuacji $\delta_v \sim 1$ m, $\delta_h \sim \infty$, otrzymuje się $\Gamma_v \sim 0,9$ dla gruntu spoistego i $B = 0,6$ m oraz wartość trzykrotnie mniejszą $\Gamma_v \sim 0,3$ dla gruntu niespoistego i $B = 2,4$ m. Przyjęto tutaj, że długość linii poślizgu wynosi $L_h \sim 2 \cdot H_B$ (po zrzutowaniu na oś pionową; zmienność w kierunku poziomym i jej redukcję pomija się). Ten rezultat dobrze koresponduje z powszechnie znanym faktem, że duży fundament skutecznie wyrównuje niejednorodności podłoża.

Jeżeli analiza uwzględnia efekty zmienności przestrzennej bezpośrednio w wartości charakterystycznej X_k , to współczynnik konwersji można pominąć ($\eta = 1$).

Zasady kalibracji – nieskorelowane zmienne podstawowe

Ponieważ z jednej strony (w teorii Hasofera i Linda por. [2]) jest $\underline{x}_d = E\{\underline{X}\} + \underline{z}_d \cdot \underline{A} = \underline{\mu} + \underline{z}_d \cdot \underline{A}$ oraz z drugiej strony jest $\underline{x}_d = \underline{x}_k \otimes \underline{\gamma} = (x_{ki}) \otimes (\gamma_i)$, a więc po przyrównaniu tych wyrażeń istnieje możliwość wyznaczenia wartości częściowych współczynników bezpieczeństwa $\underline{\gamma} = (\gamma_i)$, traktowanych jako niewiadome. Taka kalibracja częściowych współczynników jest bardzo przejrzysta, jeśli zmienne losowe X_i są nieskorelowane. W tym przypadku macierz kowariancji $\underline{C}_{\underline{X}}$ jest macierzą diagonalną, $\underline{C}_{\underline{X}} = [\text{Var}\{X_i\}] = [\sigma_i^2]$. Macierz \underline{A} jest również diagonalna, $\underline{A} = \underline{A}^T = [\sigma_i]$ oraz $\underline{A}^{-1} = [1/\sigma_i]$.

Przy założonym poziomie niezawodności β otrzymuje się stąd dla kolejnych $i = 1, 2, \dots, n$ ciąg równań $x_{di} = \mu_i + \beta \cdot \alpha_i \cdot \sigma_i = \mu_i \cdot (1 + \beta \cdot \alpha_i \cdot v_i)$ oraz równocześnie $x_{di} = x_{ki} \otimes \gamma_i$, czyli po zastosowaniu wzoru (1):

- 1) $\gamma_i = (1 + \beta \cdot \alpha_i \cdot v_i) / (1 + 1,65 \cdot v_i)$, jeśli duże wartości parametru X_i są niekorzystne ($\alpha_i > 0$),
- 2) $\gamma_i = (1 - 1,65 \cdot \Gamma \cdot v_i) / (1 + \beta \cdot \alpha_i \cdot v_i)$, jeśli małe wartości parametru X_i są niekorzystne ($\alpha_i < 0$).

Zmienne $X_1 = \text{tg}(\phi)$ oraz $X_2 = c$ należą do tej drugiej grupy i dlatego w 2) w miejsce współczynnika zmienności v_i wprowadzono dla parametrów gruntowych zredukowany współczynnik $\Gamma \cdot v_i$.

Szczegółowe wyniki obliczeń przedstawiono w przykładach w dalszej części pracy.

Zależność częściowych współczynników γ_ϕ oraz γ_c od Γ ma poważne skutki praktyczne. Ze względu na uśrednianie wzdłuż zróżnicowanych stref oddziaływania o wymiarze L (w nośności są to długości linii poślizgu), na tym samym terenie otrzyma się inne wartości współczynnika częściowego γ_ϕ dla fundamentów bezpośrednich, inne dla skarpy i wykopów, a nawet inne dla wy-

kopów „płytkich” i wykopów „głębokich”. Jeśli przyjąć jedną wartość γ_ϕ , to musi to być pewna wartość uśredniona. Eurokod EC7-1 nie odnosi się do szczegółów redukcji zmienności, a tym bardziej do tej zależności od L .

Zasady kalibracji – skorelowane zmienne podstawowe

Kalibracja częściowych współczynników bezpieczeństwa jest w tym przypadku bardziej złożona i praktycznie każdy warunek stanu granicznego wymaga odrębnej analizy, ponieważ liczba zmiennych podstawowych i postać funkcji $g(\underline{x})$ wpływają na współczynniki wrażliwości α_i . W rozpatrywanym przypadku jest to warunek graniczny (liniowy) na ścinanie dla trzech zmiennych:

$$g(\underline{X}) = a_{x_0} + a_{x_1} \cdot X_1 + a_{x_2} \cdot X_2 + a_{x_3} \cdot X_3 = \\ = q_n \cdot X_1 + X_2 - X_3 = q_n \cdot \text{tg}(\phi) + c - \tau \geq 0,$$

czyli:

$$X_1 = \text{tg}(\phi), X_2 = c, X_3 = \tau, \text{gdzie } a_{x_0} = 0, a_{x_1} = q_n = \text{const}, a_{x_2} = 1, a_{x_3} = -1.$$

Założmy pewną korelację ρ_{12} pomiędzy składnikami nośności $X_1 = \text{tg}(\phi)$ oraz $X_2 = c$. Losowe obciążenie ścinające $X_3 = \tau$ jest z założenia niezależne od losowej wytrzymałości gruntu, czyli $\rho_{13} = \rho_{23} = 0$.

Macierz transformacyjną \underline{A} można przyjąć np. jako macierz górną trójkątną i wówczas [1, 2]:

$$X_1 = \mu_1 + \sigma_1 \cdot Z_1 \\ X_2 = \mu_2 + \sigma_2 \cdot \rho_{12} \cdot Z_1 + \sigma_2 \cdot \sqrt{1 - (\rho_{12})^2} \cdot Z_2 \\ X_3 = \mu_3 + \sigma_3 \cdot Z_3$$

Po podstawieniu tych wyrażeń do funkcji $g(\underline{X})$ otrzymuje się liniowy warunek graniczny wyrażony w przestrzeni standaryzowanych zmiennych \underline{Z} :

$$h(\underline{Z}) = (q_n \cdot \mu_1 + \mu_2 - \mu_3) + (q_n \cdot \sigma_1 + \sigma_2 \cdot \rho_{12}) \cdot Z_1 + \\ + \sigma_2 \cdot \sqrt{1 - (\rho_{12})^2} \cdot Z_2 - \sigma_3 \cdot Z_3 = a_{z_0} + \sum a_{z_i} \cdot Z_i$$

Dla liniowej funkcji $g(\underline{X})$ na podstawie wzorów (7) z pracy [2]:

$$\beta_{HL} = \frac{q_n \cdot \mu_1 + \mu_2 - \mu_3}{\sqrt{(q_n \cdot \sigma_1 + \sigma_2 \cdot \rho_{12})^2 + \sigma_2^2 \cdot (1 - \rho_{12}^2) + \sigma_3^2}} \quad (2)$$

$$\alpha_1 = \frac{-q_n \cdot \sigma_1 - \sigma_2 \cdot \rho_{12}}{\sqrt{(q_n \cdot \sigma_1 + \sigma_2 \cdot \rho_{12})^2 + \sigma_2^2 \cdot (1 - \rho_{12}^2) + \sigma_3^2}} \quad (3a)$$

$$\alpha_2 = \frac{-\sigma_2 \cdot \sqrt{1 - (\rho_{12})^2}}{\sqrt{(q_n \cdot \sigma_1 + \sigma_2 \cdot \rho_{12})^2 + \sigma_2^2 \cdot (1 - \rho_{12}^2) + \sigma_3^2}} \quad (3b)$$

$$\alpha_3 = \frac{\sigma_3}{\sqrt{(q_n \cdot \sigma_1 + \sigma_2 \cdot \rho_{12})^2 + \sigma_2^2 \cdot (1 - \rho_{12}^2) + \sigma_3^2}} \quad (3c)$$

Uwzględnienie redukcyjnego wpływu przestrzennej niepewności parametrów gruntu sprowadza się do zastąpienia σ_i przez $\Gamma \cdot \sigma_i$ oraz odpowiednio v_i przez $\Gamma \cdot v_i$ dla $i = 1, 2$. Jak widać, zależność współczynników wrażliwości α_1 oraz α_2 od współczynnika redukcji Γ nie jest duża, ponieważ ten współczynnik wprowadza się w liczniku i w mianowniku ułamków (3); dla $\sigma_3 = 0$ ta zależność w ogóle nie występuje.

Współczynniki korelacji ρ można pozostawić niezmiennione.

Ze względu na to, że warunki kalibracyjne w przyjętym docelowo β są następujące:

$$x_{d1} = \mu_1 \cdot (1 - 1,65 \cdot \Gamma \cdot v_1) / \gamma_1 \quad \text{oraz} \quad x_{d1} = \mu_1 \cdot (1 + \beta \cdot \alpha_1 \cdot \Gamma \cdot v_1)$$

$$x_{d2} = \mu_2 \cdot (1 - 1,65 \cdot \Gamma \cdot v_2) / \gamma_2 \quad \text{oraz}$$

$$x_{d2} = \mu_2 \cdot (1 + \Gamma \cdot v_2 \cdot \rho_{12} \cdot \beta \cdot \alpha_1 + \Gamma \cdot v_2 \cdot \sqrt{[1 - (\rho_{12})^2]} \cdot \beta \cdot \alpha_2)$$

$$x_{d3} = \mu_3 \cdot (1 + 1,65 \cdot v_3) \cdot \gamma_3 \quad \text{oraz} \quad x_{d3} = \mu_3 \cdot (1 + v_3 \cdot \beta \cdot \alpha_3)$$

stąd ostatecznie otrzymuje się częściowe współczynniki bezpieczeństwa:

$$\gamma_1 = \gamma_\phi = (1 - 1,65 \cdot \Gamma \cdot v_1) / (1 + \beta \cdot \alpha_1 \cdot \Gamma \cdot v_1)$$

$$\gamma_2 = \gamma_c = (1 - 1,65 \cdot \Gamma \cdot v_2) / (1 + \beta \cdot \alpha_1 \cdot \Gamma \cdot v_2 \cdot \rho_{12} + \beta \cdot \alpha_2 \cdot \Gamma \cdot v_2 \cdot \sqrt{[1 - (\rho_{12})^2]})$$

$$\gamma_3 = \gamma_\tau = (1 + \beta \cdot \alpha_3 \cdot v_3) / (1 + 1,65 \cdot v_3)$$

W kontekście norm geotechnicznych zaskakujący jest fakt, że można otrzymać wartości niektórych częściowych współczynników bezpieczeństwa $\gamma_i < 1$; przykładowo $\gamma_1 = \gamma_\phi < 1$ dla $-1 > \alpha_1 > -1,65/\beta$.

Wynikają z tego następujące wnioski:

1. Częściowe współczynniki bezpieczeństwa γ_i zależą jawnie od wielu czynników, głównie od:
 - wskaźnika niezawodności β (czyli niejawnie zapewne od przyjętej klasy niezawodności RC według [5]),
 - wartości obciążeń q_n ,
 - skali fluktuacji δ decydującej o wartości współczynnika redukcyjnego Γ ,
 - losowej zmienności parametrów, w tym od korelacji ρ_{12} pomiędzy $\text{tg}(\phi)$ oraz c .
2. Warunek graniczny $g(\underline{X}) = q_n \cdot \text{tg}(\phi) + c - \tau = 0$ lub w postaci $\tau = q_n \cdot \text{tg}(\phi) + c$ staje się nieliniowy, jeśli uwzględnić kolejną zmienną losową $X_4 = q_n$, która jest obciążeniem, ale występuje „po stronie” wytrzymałości gruntu. Trudności z tym związane pozwala ominąć podejście obliczeniowe DA2* w Eurokodzie EC7-1.
3. Chociaż obciążenia τ przyjmuje się jako statystycznie niezależne od parametrów wytrzymałości gruntu, to jednak w równaniach (3) nie znajduje potwierdzenia całkiem odrębne (odseparowane) analizowanie tych wielkości w Eurokodzie EC7-1: wszystkie trzy współczynniki wrażliwości α_i zależą od losowości obciążenia τ poprzez odchylenie standardowe σ_3 , a zatem również współczynniki częściowe γ_ϕ oraz γ_c wykazują taką zależność. I odwrotnie, losowości parametrów gruntowych wpływają na współczynnik częściowy γ_3 dla obciążenia $X_3 = \tau$ (nawet statystycznie niezależnego) – poprzez współczynnik wrażliwości α_3 .
4. Wymienione wyżej zależności nie występują w Eurokodzie EC7-1, a współczynniki materiałowe γ_M są stałe, czyli w jakiś sposób uśrednione.

PRZYKŁADY LICZBOWE

Przedstawione w dalszej części przykłady obrazują szczegółowo kalibrację częściowych współczynników bezpieczeństwa w liniowym warunku granicznym $g(X_1, X_2, X_3) = q_n \cdot \text{tg}(\phi) + c - \tau = 0$,

który bezpośrednio dotyczy wytrzymałości na ścinanie, a pośrednio np. stateczności na przesunięcie. Obciążenie q_n jest wielkością nielosową. Przeanalizowano szeroki przedział wartości współczynnika redukcyjnego Γ .

Przykład 1

Celem przykładu jest zilustrowanie uproszczonej metody kalibracji częściowego współczynnika bezpieczeństwa γ_M bezpośrednio na podstawie PN-ISO 2394.

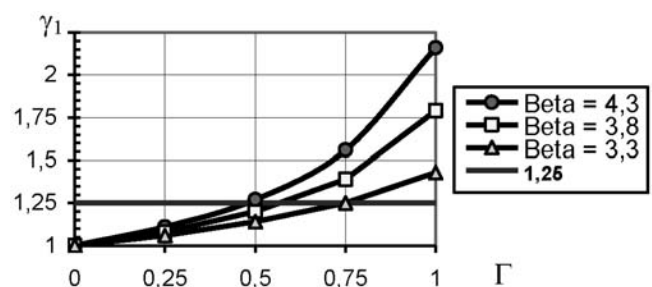
W najprostszej sytuacji analizuje się grunt niespoisty o losowym $X_1 = \text{tg}(\phi)$. Z założenia jest to jedyny (a w każdym razie dominujący) parametr losowy dla oporu na przesunięcie przy warunku granicznym $g(\underline{X}) = g(X_1) = q_n \cdot X_1 - \tau = 0$. Ogólny warunek $\Sigma(\alpha_i)^2 = 1$ oznacza, że dla jednej zmiennej losowej X_1 jest $\alpha_1 = -1$. Potwierdza to również ogólne wyprowadzenie (3a).

Jeśli przyjąć: $\beta = 3,8$ według tabl. 2 [2] oraz $v_1 = 0,2$ według tabl. 1 [2] (zastąpione przez $\Gamma \cdot v_1 = 0,6 \cdot 0,2$), to: $\gamma_1 = (1 - 1,65 \cdot 0,6 \cdot 0,2) / (1 + 3,8 \cdot (-1) \cdot 0,6 \cdot 0,2) = 1,47$.

Taka sytuacja jest jednak nadmiernym uproszczeniem, bo w praktyce zawsze występują również towarzyszące mniej istotne zmienne losowe, np. pewien pominięty wpływ losowości τ lub q_n .

W kalibracji uproszczonej według [5] dokonuje się wyboru tzw. dominującego parametru losowego i jest nim tutaj oczywiście $X_1 = \text{tg}(\phi)$. Według tabl. E.3 z normy PN-ISO 2394 dla dominującego parametru nośności przyjmuje się wówczas (bez obliczeń) uogólnioną wartość współczynnika wrażliwości $\alpha_1 = -0,8$ (dla parametru towarzyszącego zaleca się $\pm 0,8 \cdot 0,4$). Wówczas kalibracja daje wynik: $\gamma_1 = (1 - 1,65 \cdot 0,6 \cdot 0,2) / (1 + 3,8 \cdot (-0,8) \cdot 0,6 \cdot 0,2) = 1,26$.

Odpowiednikiem wyznaczonego częściowego współczynnika zmienności γ_1 dla parametru $\text{tg}(\phi)$ jest normowy współczynnik $\gamma_M = \gamma_\phi = 1,25$ (EC7-1, GEO, zestaw M2 w tabl. A.4). Zgodność wyników jest bardzo dobra (być może tak to właśnie było analizowane), ale jedynie dla przyjętych „średnich” wartości $\beta = 3,8$ oraz $\Gamma = 0,6$, od których mocno zależy współczynnik częściowy γ_1 (por. rys. 1).



Rys. 1. Zmienność częściowego współczynnika bezpieczeństwa γ_1 dla parametru $X_1 = \text{tg}(\phi)$ w zależności od współczynnika redukcyjnego Γ oraz klasy niezawodności

Dla gruntów spoistych jest $g(X_1, X_2) = q_n \cdot X_1 + X_2 - \tau$, zatem przy tym samym $\Gamma = 0,6$:

- dla „małych” naprężeń q_n dominującym parametrem jest spójność c , dla której należy przyjąć $\alpha_2 = -0,8$ i odpowiednio $\alpha_1 = -0,8 \cdot 0,4 = -0,32$ dla $\text{tg}(\phi)$; stąd $\gamma_1 = 0,9 < 1$ oraz $\gamma_2 = 1,8 \gg 1$,

- dla „dużych” naprężeń q_n sytuacja się odwraca, tj. $\alpha_1 = -0,8$ i odpowiednio $\alpha_2 = -0,8 \cdot 0,4 = -0,32$; stąd $\gamma_1 = 1,4$ oraz $\gamma_2 = 0,9 < 1$,
- dla „średnich” naprężeń q_n oba parametry losowe mają porównywalny wpływ na nośność, a zatem $\alpha_1 \approx \alpha_2 \approx -0,7$; stąd $\gamma_1 = 1,2$ oraz $\gamma_2 = 1,5$ (EC7-1 zaleca jedną wspólną wartość 1,25).

Z przykładu 1 wynikają następujące wnioski:

1. Dla gruntu niespoitego, średniej klasy niezawodności RC2 ($\beta = 3,8$) oraz realistycznego współczynnika przestrzennej redukcji $\Gamma \sim 0,5 \div 0,7$ potwierdza się prawidłowość normowej wartości $\gamma_\phi = 1,25$; w innych sytuacjach tak być nie musi.
2. Podstawową sprawą jest prawidłowy dobór wartości współczynnika redukcyjnego charakteryzujący przestrzenną niepewność Γ , którego nie analizuje się w Eurokodzie EC7-1.
3. W normie PN-81/B-03020 odpowiednikiem $\gamma_1 = \gamma_\phi$ jest współczynnik materiałowy oznaczany jako $\gamma_m = 1 - v_1 = 0,8$, który stosuje się jako mnożnik. Daje to praktycznie identyczny dzielnik, ponieważ $1/0,8 = 1,25$; dobrej zgodności nie zmienia fakt, że ten współczynnik γ_m dotyczy w normie PN-81/B-03020 bezpośrednio kąta ϕ oraz wartości średniej, a nie $\text{tg}(\phi)$ i wartości charakterystycznej.

Przykład 2

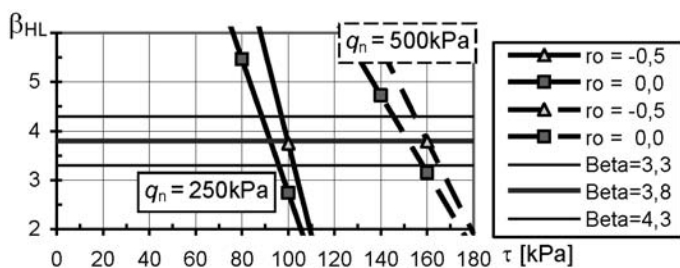
Celem przykładu jest zilustrowanie projektowania według wskaźnika niezawodności β_{HL} oraz kalibracja współczynnika częściowego oporu γ_R (podejście obliczeniowe DA2*, zestaw R2).

Rozpatruje się dwie skorelowane zmienne podstawowe:

- $X_1 = \text{tg}(\phi)$: $\mu_1 = 0,32$, $\sigma_1 = 0,08$ (współczynnik $v_1 = 25\%$ z tabl. 1 [2]),
- $X_2 = c$: $\mu_2 = 40,0$ kPa, $\sigma_2 = 14,0$ kPa (współczynnik $v_2 = 35\%$ z tabl. 1 [2]).

Na podane wartości σ_1 oraz σ_2 nałożono współczynnik redukcyjny zmienności przestrzennej Γ , kolejno $\Gamma = 0,3$ oraz $\Gamma = 0,6$. Można zastosować otrzymane rozwiązanie ogólne (2) dla β_{HL} , ale dla nielosowej zmiennej τ należy podstawić $X_3 = \tau = \mu_3$, $\sigma_3 = 0$.

Przypadek $\Gamma = 0,3$. Przykładowo, w założonej klasie niezawodności RC2 ($\beta = 3,8$):



Rys. 2. Zależność (liniowa) wyznaczonego wskaźnika niezawodności β_{HL} od wielkości nielosowego naprężenia ścinającego τ , nielosowej składowej normalnej naprężenia q_n oraz od korelacji $ro = \rho_{12}$ (przypadek $\Gamma = 0,3$)

- 1) z rys. 2 wynika, że dla przyłożonego nielosowego obciążenia $q_n = 250$ kPa oraz wyinterpolowanej korelacji $\rho_{12} = -0,2$ warunek projektowy $\beta_{HL} > 3,8$ jest spełniony, jeśli nielosowe τ nie przekracza 95 kPa; w przypadku deterministycznym można byłoby dopuścić $\tau = q_n \cdot \mu_1 + \mu_2 = 250 \cdot 0,32 + 40 = 120$ kPa,

- 2) w drugą stronę, w celu przeniesienia nielosowego $\tau = 140$ kPa należałoby przyłożyć nielosowe q_n o wartości co najmniej 425 kPa; w przypadku deterministycznym wystarczyłoby $q_n = (\tau - \mu_2)/\mu_1 = (140 - 40)/0,32 = 313$ kPa.

Według podejścia obliczeniowego DA2* z Eurokodu EC7-1 graniczne naprężenie ścinające τ_{max} dla $q_n = 500$ kPa można szacować z wykorzystaniem parametrów charakterystycznych, wzoru Schneidera (1) oraz współczynnika częściowego $\gamma_R = 1,1$:

$$\tau_{max} = [q_n \cdot \text{tg}(\phi)_k + c_k] / \gamma_R, \text{ czyli}$$

$$\tau_{max} = [500 \cdot 0,32 \cdot (1 - 1,65 \cdot \Gamma \cdot 0,25) + 40 \cdot (1 - 1,65 \cdot \Gamma \cdot 0,35)] / 1,1.$$

Stąd $\tau_{max} = 173 / 1,1 = 158$ kPa dla $\Gamma = 0,3$.

Natomiast obliczenia wskaźnika niezawodności β_{HL} dla $q_n = 500$ kPa (linie przerywane) oraz wymagany warunek $\beta_{HL} > \beta$ wykazują, że ta wartość τ_{max} wynosi:

- około 145 kPa w przypadku najbardziej niekorzystnym (zakładając $\beta = 4,3$ oraz $\rho_{12} = 0,0$), co wymagałoby użycia współczynnika $\gamma_R = 1,2$ zamiast 1,1,
- około 165 kPa w przypadku najbardziej korzystnym (zakładając $\beta = 3,3$ oraz $\rho_{12} = -0,5$), co wymagałoby użycia $\gamma_R = 1,05$ zamiast 1,1.

Przypadek $\Gamma = 0,6$. Przykładowo, w założonej klasie niezawodności RC2 ($\beta = 3,8$):

- 1) z rys. 3 wynika, że dla przyłożonego nielosowego obciążenia $q_n = 250$ kPa oraz wyinterpolowanej korelacji $\rho_{12} = -0,2$ warunek projektowy $\beta_{HL} > 3,8$ jest spełniony, jeśli nielosowe τ nie przekracza 70 kPa; w przypadku deterministycznym można byłoby dopuścić $\tau = q_n \cdot \mu_1 + \mu_2 = 250 \cdot 0,32 + 40 = 120$ kPa,

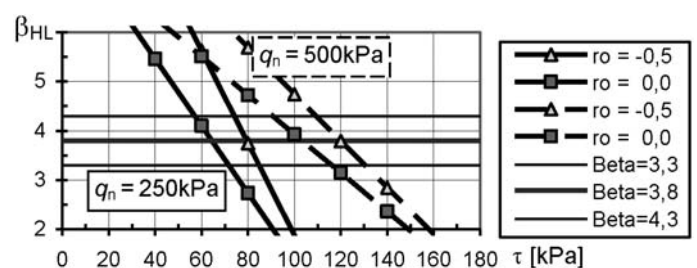
- 2) w drugą stronę, w celu przeniesienia nielosowego $\tau = 90$ kPa należy przyłożyć nielosowe q_n o wartości co najmniej 375 kPa; w przypadku deterministycznym wystarczyłoby $q_n = (\tau - \mu_2)/\mu_1 = (90 - 40)/0,32 = 156$ kPa.

Według podejścia obliczeniowego DA2* z Eurokodu EC7-1 graniczne naprężenie ścinające τ_{max} przy $q_n = 500$ kPa można szacować z wykorzystaniem parametrów charakterystycznych, wzoru Schneidera (1) oraz współczynnika częściowego $\gamma_R = 1,1$:

$$\tau_{max} = [q_n \cdot \text{tg}(\phi)_k + c_k] / \gamma_R, \text{ czyli}$$

$$\tau_{max} = [500 \cdot 0,32 \cdot (1 - 1,65 \cdot \Gamma \cdot 0,25) + 40 \cdot (1 - 1,65 \cdot \Gamma \cdot 0,35)] / 1,1.$$

Stąd $\tau_{max} = 147 / 1,1 = 133$ kPa dla $\Gamma = 0,6$.



Rys. 3. Zależność (liniowa) wyznaczonego wskaźnika niezawodności β_{HL} od wielkości nielosowego naprężenia ścinającego τ , nielosowej składowej normalnej naprężenia q_n oraz od korelacji $ro = \rho_{12}$ (przypadek $\Gamma = 0,6$)

Natomiast obliczenia wskaźnika niezawodności β_{HL} dla $q_n = 500$ kPa (linie przerywane) oraz wymagany warunek $\beta_{HL} > \beta$ wykazują, że ta wartość τ_{max} wynosi:

- około 90 kPa w przypadku najbardziej niekorzystnym (zakładając $\beta = 4,3$ oraz $\rho_{12} = 0,0$), co wymagałoby użycia współczynnika $\gamma_R = 1,6$ zamiast 1,1,
- około 130 kPa w przypadku najbardziej korzystnym (zakładając $\beta = 3,3$ oraz $\rho_{12} = -0,5$), co wymagałoby użycia $\gamma_R = 1,15$ zamiast 1,1.

Z przykładu 2 wynikają następujące wnioski:

1. Występuje korzystny wpływ punktowej wzajemnej korelacji ρ_{12} parametrów wytrzymałościowych gruntu $\text{tg}(\phi)$ oraz c , lecz ten wpływ może zależeć w dużym stopniu od innych parametrów, np. od zakresu obciążeń q_n . W porównaniu do nieskorelowanych zmiennych $\text{tg}(\phi)$ oraz c ich ujemna korelacja $\rho_{12} = -0,5$ zwiększa wskaźnik niezawodności β_{HL} o około 35% przy $q_n = 250$ kPa (linie ciągłe) i o około 20% przy $q_n = 500$ kPa (linie przerywane); przy realistycznej wartości $\rho_{12} = -0,2$ zmiany są około dwukrotnie mniejsze; często pomija się tę korelację, co jest uproszczeniem w stronę bezpieczną.
2. W przeanalizowanym przykładzie generalnie potwierdza się normowa wartość współczynnika częściowego dla oporu na przesunięcie $\gamma_R = 1,1$ (tabl. A.5 z Eurokodu EC7-1), o ile warunki są „przeciętne”; dla gorszych sytuacji ($\beta \geq 3,8$ a szczególnie $\Gamma \geq 0,6$) wartości γ_R powinny być większe.
3. W Eurokodzie EC7-1 (załącznik krajowy z 2011 r.), zaleca się stosowanie tylko jednego z trzech podejść obliczeniowych, a zatem nie stanowi sprzeczności, że maksymalny opór obliczeniowy na przesunięcie może być obliczany dwojako:

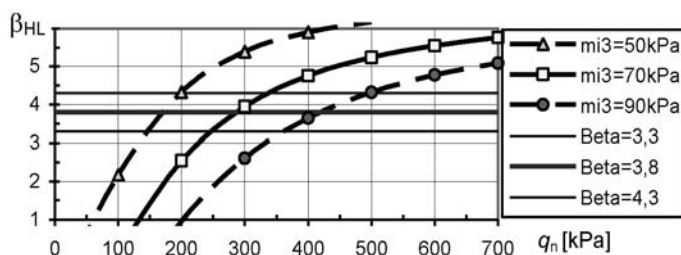
$$(\tau_{max})_d = q_{nk} \cdot (\text{tg}(\phi)_k / \gamma_M + c_k / \gamma_M) \text{ według DA1.C2 (Zestaw M2)}$$

$$(\tau_{max})_d = (q_{nk} \cdot \text{tg}(\phi)_k + c_k) / \gamma_R \text{ według DA2*}$$

co mogłoby sugerować, że $\gamma_R = \gamma_M$; jednak tak być nie musi, a uzasadnieniem dla sytuacji $\gamma_R \neq \gamma_M$ jest różny sposób oceny obliczeniowych obciążeń w warunku granicznym, czyli różne zestawy współczynników A1 oraz A2 stosowane w obu podejściach obliczeniowych.

Przykład 3

Celem przykładu jest łączna kalibracja trzech częściowych współczynników bezpieczeństwa γ_ϕ , γ_c oraz γ_τ (odniesienie do



Rys. 4. Zależność wyznaczonego bezwymiarowego wskaźnika niezawodności β_{HL} od nielosowej składowej normalnej naprężenia q_n dla trzech wartości oczekiwanych $\mu_3 = E\{\tau\}$; przypadek $\Gamma = 0,6$.

podejścia obliczeniowego DA1, kombinacja C2, zestaw M2), a następnie kalibracja współczynnika częściowego γ_R (obowiązujące podejście obliczeniowe DA2*).

Rozpatruje się trzy zmienne podstawowe:

- $X_1 = \text{tg}(\phi)$: $\mu_1 = 0,32$, $\sigma_1 = 0,08$ (współczynnik $v_1 = 25\%$ z tabl. 1 [2]),
- $X_2 = c$: $\mu_2 = 40,0$ kPa, $\sigma_2 = 14,0$ kPa (współczynnik zmienności $v_2 = 35\%$ z tabl. 1 [2]),
- $X_3 = \tau$: $\mu_3 = 70,0$ kPa, $\sigma_3 = 7,0$ kPa (współczynnik zmienności $v_3 = 10\%$).

Współczynniki α_i oraz γ_i nie zależą od μ_3 , występuje zależność β_{HL} od μ_3 .

Podane wartości σ_1 oraz σ_2 redukuje się współczynnikiem $\Gamma = 0,6$ lub $\Gamma = 0,3$.

Przyjęto korelacje wzajemne zmiennych podstawowych X_i : $\rho_{12} = -0,2$, $\rho_{23} = \rho_{13} = 0$.

Składowa normalna naprężenia q_n jest nielosowa.

Kalibracja współczynnika γ_R następuje na podstawie wyznaczonych współczynników γ_i , przy czym możliwe są dwa sposoby.

W podejściu uproszczonym przyrównuje się obliczeniowe wytrzymałości na przesunięcie, otrzymując: $q_n \cdot \text{tg}(\phi)_k / \gamma_1 + c_k / \gamma_2 = [q_n \cdot \text{tg}(\phi)_k + c_k] / \gamma_R$. Stąd:

$$\gamma_R = \frac{q_n \cdot \text{tg}(\phi)_k + c_k}{\frac{q_n \cdot \text{tg}(\phi)_k}{\gamma_1} + \frac{c_k}{\gamma_2}} \quad (4a)$$

Przykładowe wyniki dla $\Gamma = 0,6$ oraz $\text{tg}(\phi)_k = 0,24$, $c_k = 26$ kPa pokazano na rys. 8a, na podstawie współczynników γ_i z rys. 7a i b.

Wyniki z rys. 8a mogłyby wskazywać, że normowa wartość $\gamma_R = 1,1$ jest za mała. Jednak za bardziej zasadne – bo w pełni probabilistyczne, dla trzech zmiennych losowych – należy uznać porównanie (wyrugowanie) oporu charakterystycznego τ_k z dwóch warunków granicznych rodzaju:

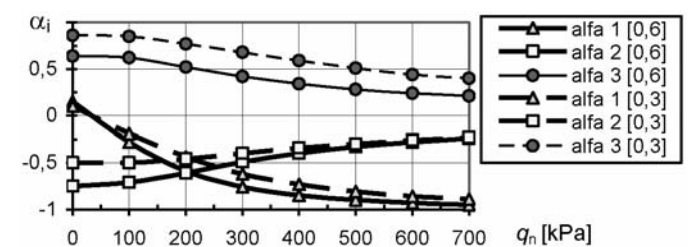
$$\tau_d = [q_n \cdot \text{tg}(\phi) + c]_d$$

czyli:

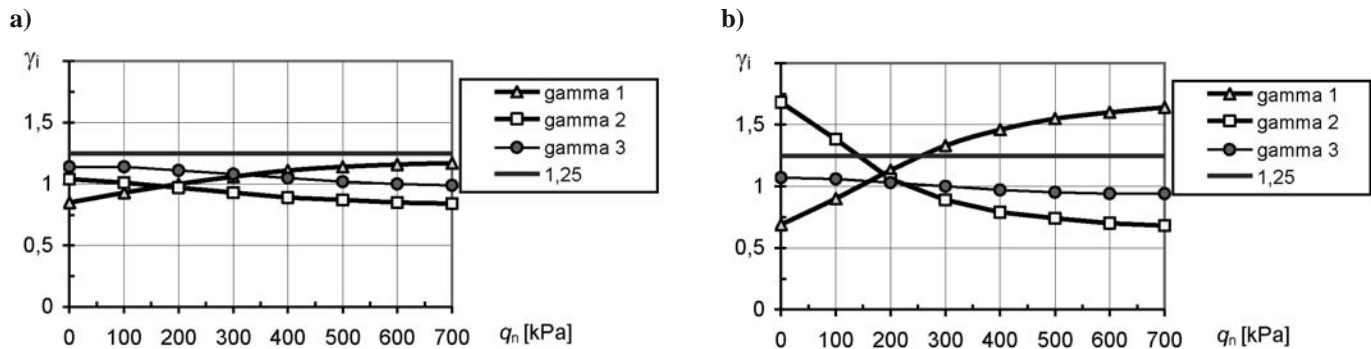
$\tau_k \cdot \gamma_3 = q_n \cdot \text{tg}(\phi)_k / \gamma_1 + c_k / \gamma_2$ na podstawie przedstawionych powyżej obliczeń kalibracyjnych,

$\tau_k \cdot \gamma_f = [q_n \cdot \text{tg}(\phi)_k + c_k] / \gamma_R$ na podstawie podejścia obliczeniowego DA2*.

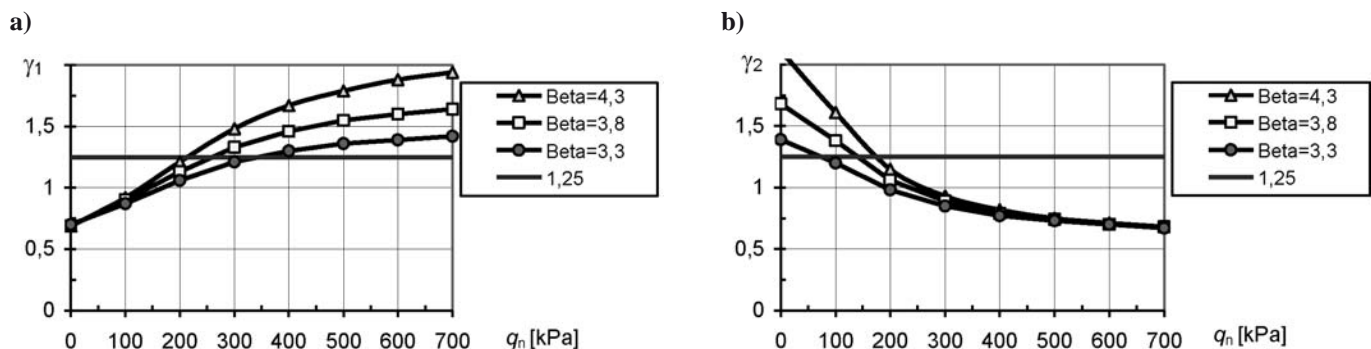
Na rys. 8b przedstawiono analogiczne wyniki na podstawie otrzymanego wzoru:



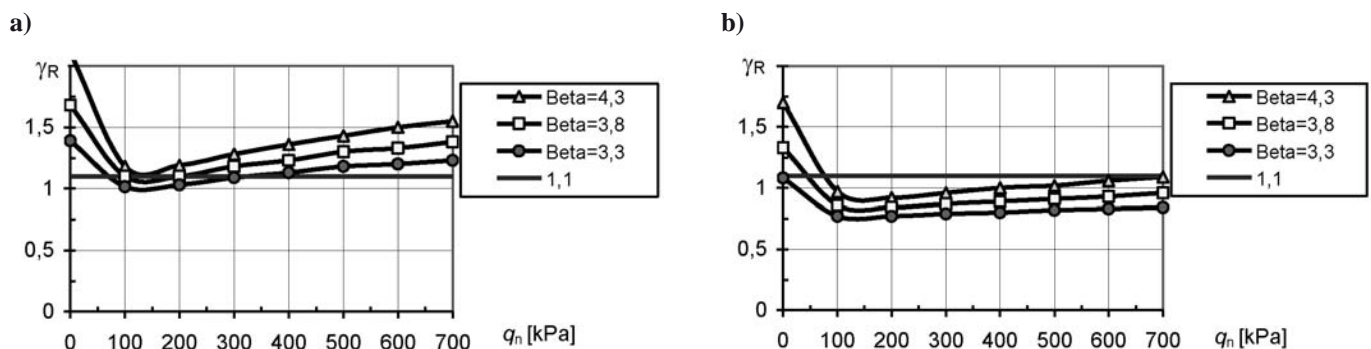
Rys. 5. Zależność bezwymiarowych współczynników wrażliwości α_i od nielosowych obciążeń normalnych q_n (linie ciągłe dla $\Gamma = 0,6$ oraz linie przerywane dla $\Gamma = 0,3$).



Rys. 6. Zależność częściowych współczynników bezpieczeństwa $\gamma_1 = \gamma_\phi$, $\gamma_2 = \gamma_c$ oraz $\gamma_3 = \gamma_\tau$ od nielosowych obciążeń normalnych q_n (dla $\beta = 3,8$ i $\Gamma = 0,3$ (a) oraz dla $\beta = 3,8$ i $\Gamma = 0,6$ (b)).



Rys. 7. Zależność częściowego współczynnika bezpieczeństwa $\gamma_1 = \gamma_\phi$ (a) oraz $\gamma_2 = \gamma_c$ (b) od wymaganego wskaźnika niezawodności oraz nielosowych obciążeń normalnych q_n (dla $\Gamma = 0,6$).



Rys. 8. Zależność częściowego współczynnika bezpieczeństwa γ_R od wymaganego wskaźnika niezawodności oraz nielosowych obciążeń normalnych q_n - a) model uproszczony; $\Gamma = 0,6$, b) model kompletny; $\Gamma = 0,6$

$$\gamma_R = \frac{\gamma_3}{\gamma_f} \cdot \frac{q_n \cdot \text{tg}(\phi)_k + c_k}{\frac{q_n \cdot \text{tg}(\phi)_k + c_k}{\gamma_1} + \frac{c_k}{\gamma_2}} \quad (4b)$$

przy czym $\gamma_f = \gamma_G = 1,35$ (jak dla obciążeń stałych).

W drugim ujęciu (4b) wymagane wartości γ_R są mniejsze niż na wykresach z rys. 8a o współczynnik γ_f/γ_3 , czyli o około 25 ÷ 40%; występują nawet wartości $\gamma_R < 1$.

Korzystne i generalnie zgodne z Eurokodem EC7-1 wyniki przedstawione na rys. 8b wymagają komentarza: ta zgodność jest głównie efektem dużej wartości współczynnika obciążenia

$\gamma_f = \gamma_G = 1,35$ przyjętej w Eurokodemie EC7-1, gdzie obciążenia uwzględnia się odrębnie.

Z przykładu 3 wynikają następujące wnioski:

1. Potwierdzają się przyjmowane (bez obliczeń, tylko na podstawie PN-ISO 2394) wartości współczynników wrażliwości $\alpha_i = -0,8$ oraz $\alpha_i = -0,8 \cdot 0,4$ – odpowiednio dla dominującego i towarzyszącego parametru losowego, por. też Przykład 1; parametry $\text{tg}(\phi)$ oraz c występują jednak zamiennie w tych rolach, zależnie od poziomu naprężenia q_n .

2. Dla znacznego tłumienia losowej niepewności punktowej parametrów gruntowych ($\Gamma \sim 0,3 \div 0,5$ lub mniej) generalnie otrzymuje się $|\gamma_i| \leq 1,25$, co dobrze odpowiada wartości współczynnika $\gamma_M = 1,25$ w Eurokodzie EC7-1; jednak przy bardzo małym tłumieniu ($\Gamma \sim 0,8 \div 0,9$ lub więcej) zachodzi $|\gamma_i| > 2 \div 4$, co należy uznać za wartości nierealistyczne w przyjętym zestawie danych gruntowych.
3. Przy pośrednich wartościach tłumienia ($\Gamma \sim 0,5 \div 0,7$) mogą wystąpić duże wartości $1,25 < |\gamma_i| < 2,00$; jest to wynik w dużym stopniu mylący, ponieważ dużym wartościom γ_1 towarzyszą małe wartości γ_2 i odwrotnie. Przykładowo (rys. 7), dla $q_n = 50$ kPa należałoby przyjąć $\gamma_1 = 0,8$ oraz $\gamma_2 = 1,5$, podczas gdy dla $q_n = 450$ kPa otrzymuje się $\gamma_1 = 1,5$ oraz $\gamma_2 = 0,8$.
4. Poprzedni wniosek nie dotyczy gruntów niespoistych lub bardzo spoistych o konsystencji plastycznej, gdy jedna ze zmiennych X_1, X_2 praktycznie nie występuje, a zatem nie można liczyć na efekt wzajemnej kompensacji dwóch losowych składników oporu na przesunięcie.
5. Ze względu na przeciwbieżne zmienności współczynników częściowych γ_1 oraz γ_2 , prostsze do porównań jest analizowanie współczynnika γ_R w podejściu obliczeniowym DA2*.
6. W „przyjętym” zestawie danych potwierdziła się słuszność normowej wartości częściowego współczynnika bezpieczeństwa $\gamma_R = 1,1$; wymagane obliczeniowo wartości są ogólnie bliskie 1,1, a główna w tym „zasługa” stosunkowo dużej wartości normowego współczynnika obciążeniowego $\gamma_f = 1,35$ (zestaw A1).

PODSUMOWANIE

1. Przeanalizowano kilka przykładów kalibracji, wprowadzając tylko dotyczących stateczności na przesunięcie, ale w dużym stopniu reprezentatywnych, ponieważ wytrzymałość na ścinanie jest też podstawą innych mechanizmów zniszczenia podłoża z grupy GEO. Obliczenia wykazały, że normowe wartości współczynników $\gamma_\phi = \gamma_c = 1,25$ (a także $\gamma_R = 1,1$ na przesunięcie w DA2*) są bezpieczne w sytuacjach „przeciętnych” lub lepszych, zwłaszcza przy posadowieniach na niezłych gruntach spoistych.
2. Na pewno szczególna ostrożność jest wymagana w przypadku posadowienia bardzo odpowiedzialnego obiektu ($\beta = 4,3$) na gruncie niespoistym, jeśli nie można liczyć na znaczącą redukcję przestrzennej zmienności ($\Gamma > 0,6 \div 0,8$) ani na wzajemną kompensację fluktuacji $\tan(\phi)$ oraz c (por. rys. 1).
3. Normowy zestaw częściowych współczynników bezpieczeństwa $\gamma_\phi = \gamma_c = 1,25$ i wynikające stąd wartości obliczeniowe wcale nie oznaczają najbardziej niekorzystnego zestawu parametrów; bardziej niebezpieczna sytuacja obliczeniowa może wystąpić, gdy jeden współczynnik

częściowy zawyża wartość parametru wytrzymałościowego (np. $\gamma_c < 1$), ale wtedy drugi parametr jest mocno zredukowany ($\gamma_\phi \gg 1$); odbiega to od standardowych zaleceń normowych, w których równocześnie oba współczynniki częściowe zmniejszają wytrzymałość gruntu spoistego, choć oba w mniejszym stopniu.

4. Każde z trzech podejść obliczeniowych w analizie stateczności według Eurokodu EC7-1 jest z konieczności bardzo uproszczone. W czasie prac nad obecną wersją normy EC7-1 częściowe współczynniki bezpieczeństwa γ_i poddano różnym (nie do końca wyjaśnionym przez Autorów normy) przekształceniom, uśrednieniom i uogólnieniom. W tej sytuacji, dokonany krajowy wybór najprostszego podejścia DA2* należy uznać za trafny.
5. Trudno oprzeć się wrażeniu, że powszechnie stosowana w kontekście DA2* nazwa „metoda częściowych współczynników bezpieczeństwa” jest mocno na wyrost: warunek graniczny $\gamma_E \cdot E_k \leq R_k / \gamma_R$ jest *de facto* warunkiem na globalny współczynnik bezpieczeństwa, który wynosi $FS = R_k / E_k \geq \gamma = \gamma_E \cdot \gamma_R$. Bardziej szczegółowa faktoryzacja w postaci iloczynu $\gamma = \gamma_{E1} \cdot \dots \cdot \gamma_{En} \cdot \gamma_{R1} \cdot \dots \cdot \gamma_{Rm}$ oraz dołączony zbiór kilku tabel współczynników faktoryzujących jest prostą alternatywą do metodyki EC7-1 (por. *Load and Resistance Factor Design* [3]).
6. Jeśli chodzi o wdrażanie metody stanów granicznych oraz zastosowanie częściowych współczynników bezpieczeństwa – ale też w aspekcie podstaw merytorycznych, precyzji i prostoty zapisów normowych – konfrontacja polskich norm geotechnicznych z początku lat osiemdziesiątych XX w. z Eurokodem EC7-1 nie wypada niekorzystnie dla tych pierwszych.

LITERATURA

1. Baker M. J., Thof-Christensen P.: Structural reliability theory and its applications. Springer-Verlag, 1982.
2. Brząkała W.: Bezpieczeństwo i niezawodność w geotechnice. Teoretyczne podstawy Eurokodu EC7-1. Inżynieria Morska i Geotechnika, 2013, 1.
3. Fenton G. A.: Load and resistance factor geotechnical design code development in Canada. Workshop on Safety Concepts and Calibration of Partial Factors in European and North American Codes of Practice, 30/11/2011-01/12/2011 TU Delft, The Netherlands.
4. Schneider H. R.: Dealing with uncertainties in EC7 with emphasis on characteristic values + Implementation on EC7 in Switzerland. Workshop on Safety Concepts and Calibration of Partial Factors in European and North American Codes of Practice, 30/11/2011-01/12/2011 TU Delft, The Netherlands.
5. PN-ISO 2394:2000. Ogólne zasady niezawodności konstrukcji budowlanych.
6. PN-EN 1990:2004. Eurokod. Podstawy projektowania konstrukcji.
7. PN-EN 1997-1:2008. Eurokod 7. Projektowanie geotechniczne. Część 1: Zasady ogólne.