ZESZYTY NAUKOWE POLITECHNIKI ŚLĄSKIEJ 2004
Seria: BUDOWNICTWO z. 102 Nr kol. 1644

Wojciech SOŁOWSKI*
Politechnika Śląska

ANALIZA WPŁYWU FIZYCZNEJ NIELINIOWOŚCI GRUNTU NA PRACĘ PŁYTY POSADZKI

Streszczenie. W pracy przedstawiono model gruntu uwzględniający fizyczną nieliniowość gruntu w zakresie małych odkształceń, możliwy do wykorzystania w standardowych programach MES. Przy użyciu modelu wykonano analizę pracy układu posadzka – podłoże pod punktowym statycznym obciążeniem wózka widłowego. Wyniki analizy potwierdzają duże znaczenie nieliniowej pracy gruntu w zakresie małych odkształceń.

THE INFLUENCE OF SMALL STRAIN NONLINEARITIES IN GROUND ON THE BEHAVIOUR OF CONCRETE FLOOR SLABS

Summary. A soil model is proposed in the paper, taking into account the nonlinearity of the soil in small strain range. With the use of the proposed model an analysis of soil – floor system under static loading of forklift truck was made. The analysis confirms that small strain nonlinearities have large impact on behaviour of the soil.

1. Wstęp

Grunt jest skomplikowanym materiałem inżynierskim, a jego zachowania nie można łatwo wytłumaczyć teoretycznie. Praca gruntu w zakresie średnich i dużych odkształceń jest dość dobrze zbadana i opracowana teoretycznie, natomiast zjawisko bardzo silnej nieliniowości zależności odkształcenie – naprężenie w zakresie małych odkształceń ($\varepsilon<0,1\%$) jest wciąż nie do końca rozpoznane i często pozostaje nieznane dla przeciętnego inżyniera. Tymczasem właśnie ta nieliniowość często decyduje o zachowaniu gruntu w typowych przypadkach inżynierskich [1]. Uwzględnienie nieliniowości gruntu w zakresie małych odkształceń zmienia przewidywane zachowanie się gruntu zarówno ilościowo, jak i jakościowo.

* Opiekun naukowy: Prof. dr hab. inż. Maciej Gryczmański

2. Model gruntu

W pracy skoncentrowano się na modelowaniu zachowania się gruntu w zakresie małych odkształceń. Model oparto na teorii nieliniowej sprężystości. Przyjęto, że moduł sprężystości Younga jest zależny tylko od naprężenia średniego (założono brak ciśnienia wody w porach u≡0) oraz wielkości odkształcenia. Założono stałą wartość współczynnika Poissona ν.

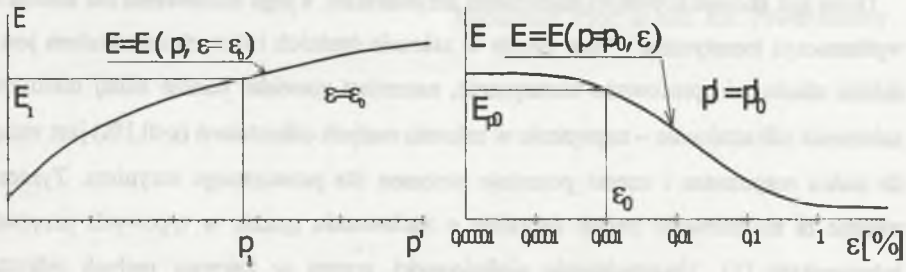
$$E = E(p,\varepsilon) \qquad \nu = \text{const} \tag{1}$$

gdzie:

$$p = \frac{1}{3}(\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z)\ ,$$

$$\varepsilon = \frac{1}{\sqrt{2(1+\nu)}}\sqrt{\left((\varepsilon_x-\varepsilon_y)^2+(\varepsilon_y-\varepsilon_z)^2+(\varepsilon_z-\varepsilon_x)^2+\frac{3}{2}\left(\varepsilon_{xy}^2+\varepsilon_{yz}^2+\varepsilon_{xz}^2\right)\right)}$$

Przyjęto, że znamy krzywe zależności modułu Younga (siecznego) od naprężenia średniego $E=E(p,\varepsilon=\varepsilon_0)$ dla odkształcenia $\varepsilon=\varepsilon_0$ oraz od odkształcenia $E=E(p=p_0,\varepsilon)$ dla naprężenia p_0 (rys. 1). Po pierwszym kroku obliczeń mamy wartości początkowe p i ε w każdym punkcie podłoża. Wtedy dla dowolnego naprężenia p_1 można odczytać wartość modułu $E_1=E(p_1,\varepsilon=\varepsilon_0)$. Następnie można odczytać dla $\varepsilon=\varepsilon_0$ wartość modułu $E_{p0}= E(p=p_0,\varepsilon_0)$ z krzywej zależności E-ε. Stosunek E_1/E_{p0} jest równy α. Zakładając, że zależność E-ε jest liniowa ze względu na p, można przyjąć, że dla naprężenia p_1 jest $E(p=p_1,\varepsilon) = \alpha\cdot E(p=p_0,\varepsilon)$. Takie uproszczenie wydaje się być uzasadnione i było przyjmowane np. w pracach [1], [3], [4], gdzie przedstawiono zależności ε - E/p', co jest równoważne z przyjętym założeniem. Dla otrzymanych wartości E ponownie przeliczamy zadanie aż różnice pomiędzy wielkościami w kolejnych krokach iteracji będą wystarczająco małe. Prezentowany model małych odkształceń opiera się na modelu zaproponowanym przez Jardine'a i in. w [1].



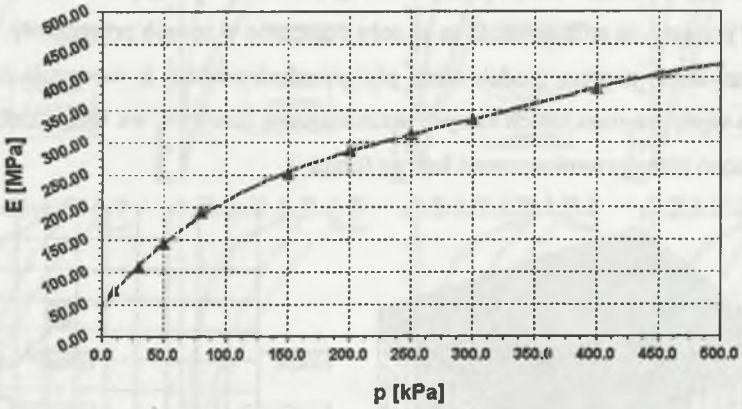
Rys. 1. Zależność modułu Younga E od efektywnego naprężenia średniego p' oraz odkształcenia ε
Fig. 1. Dependence of Young modulus E on effective mean stress p' and strain ε

3. Model obliczeniowy

Przy użyciu metody elementów skończonych przeanalizowano układ posadzka – podłoże gruntowe. Zamodelowano płytę posadzki grubości 20 cm o całkowitym wymiarze 18x18 m i zdylatowanych polach 6x6 m oraz bryłę gruntu o grubości 10 m. Siatka elementów skończonych jest przedstawiona na rysunku 3.

Grunt zamodelowano przy użyciu wyżej przedstawionego modelu. Parametry gruntu przyjęto jak dla piasku z rzeki Ham, na podstawie [2]. Zależność p-E ustaloną dla ε=0,0005 % przybliżono krzywą jak na rysunku 2. Dla średniego naprężenia p ujemnego (rozciągania), które może powstać miejscowo, ze względów obliczeniowych przyjęto $E=12+34e^{p}$ [MPa], gdzie p w kPa, co sprowadza się przy większym (co do wartości bezwzględnej) ciśnieniu p do E=12 MPa.

By uwzględnić nieliniowość związaną z odkształceniem, dla ciśnienia 200 kPa przyjęto następujące punkty jak w tabeli 1. Wielkość modułu pomiędzy punktami aproksymowano liniowo. Te założenia odpowiadają ogólnym krzywym modelu z rys. 1.



Rys. 2. Użyta zależność między modułem Younga E a naprężeniem średnim p (na podstawie [2])
Fig. 2. Relationship between Young modulus E and the mean stress p (based on [2])

Tabela 1

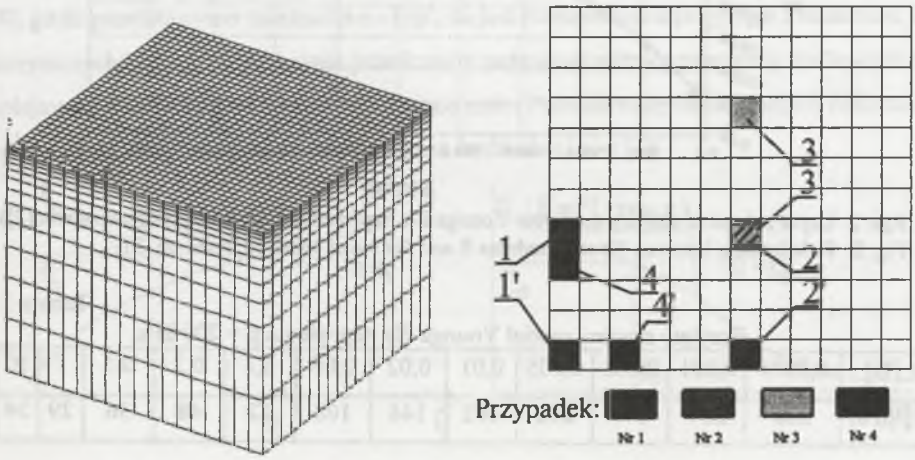
Przyjęty sieczny moduł Younga dla naprężenia p = 200 kPa

ε [%]	0,0005	0,001	0,002	0,005	0,01	0,02	0,05	0,1	0,2	0,5	1	10
E [MPa]	288	264	240	216	192	144	108	72	48	36	29	24

Aby otrzymać moduł dla innego naprężenia wartości podane w tabeli przemnażano przez współczynnik α. Każdy element skończony gruntu pracuje w innych warunkach, a więc jest

w nim inne średnie naprężenie p. Dlatego każdy element gruntu miał przypisany indywidualny materiał zależnie od panującego w nim ciśnienia średniego p. W trakcie obliczeń, po przyłożeniu obciążenia ciśnienie p w elemencie się zmienia, zatem po rozwiązaniu zmodyfikowano modele materiałowe w elementach, tak by uwzględnić te zmiany. W ten sposób iteracyjnie osiągnięto końcowe rozwiązanie; stwierdzono, że gdy naprężenia w kolejnej iteracji w stosunku do poprzedniej, w każdym elemencie, nie różnią się o więcej niż o 5% lub o 100 Pa, wynik można uznać za ostateczny. Zaobserwowano szybką zbieżność procesu. Przyjęto stały współczynnik Poissona ν = 0,2. Grunt modelowano elementami przestrzennymi o 20 węzłach. Dla porównania przeprowadzono analogiczną analizę, zakładając liniowo sprężyste podłoże gruntowe o parametrach E=30 MPa , ν=0,2 oraz E=40 MPa , ν=0,2 , które zdaniem autora najlepiej przybliżają osiadania posadzki przy założeniu liniowej sprężystości.

Materiał płyty posadzki zamodelowano jako liniowo sprężysty o parametrach E=29 GPa, ν=0,18 (co odpowiada wg PN-B-03264 betonowi B25). Użyto elementów powłokowych o 8 węzłach. Pomiędzy płytą posadzki a gruntem zamodelowano kontakt, który umożliwiał oderwanie się posadzki od podłoża. Ze względu na przebiegające między dylatacjami zbrojenie przyjęto, że pola posadzki są ze sobą połączone w sposób przegubowy. Technicznie przegub uzyskano poprzez modelowanie płyt posadzek osobno, a następnie narzucając na brzegowe węzły warunek takich samych przemieszczeń liniowych we wszystkich kierunkach. Dopuszczono różne przemieszczenia kątowe (obroty).

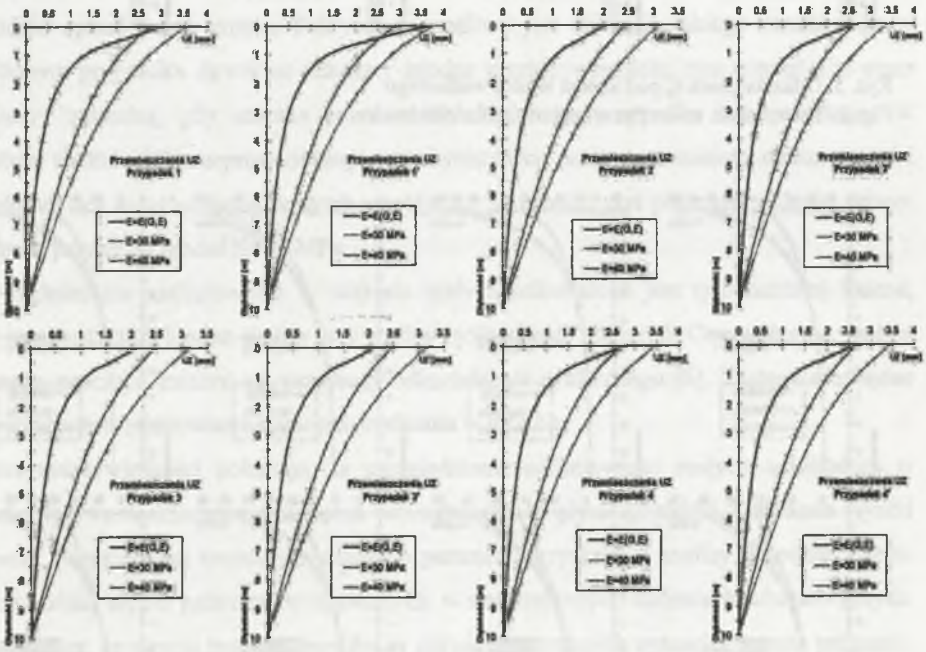


Rys. 3. Siatka elementów skończonych oraz obciążenie posadzki
Fig. 3. Finite element mesh and the loading on the floor

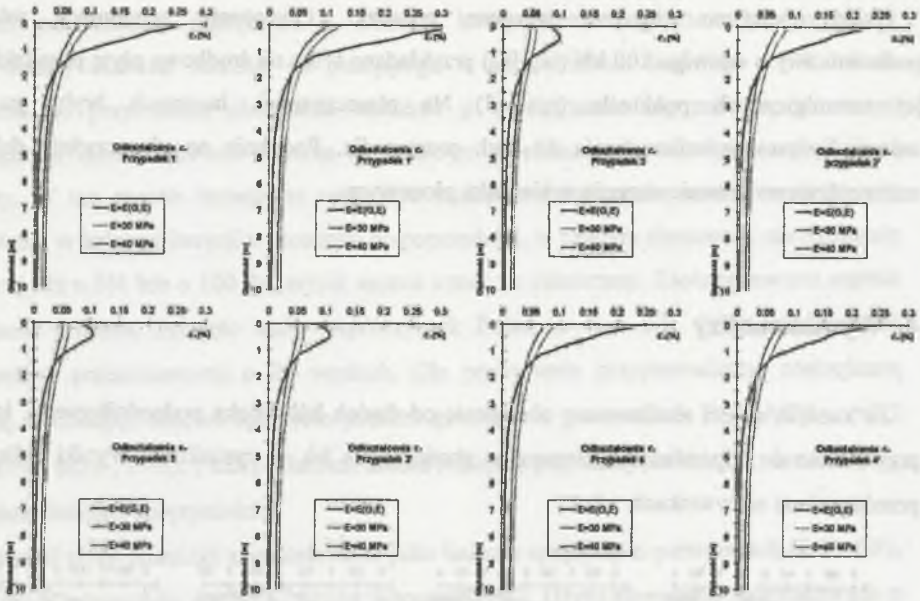
Układ obciążono ciężarem własnym posadzki. Obciążenia symulujące wózek podnośnikowy o udźwigu 100 kN (wg [8]) przykładano tylko na środkową płytę posadzki, w jej newralgicznych punktach. (rys. 3) Na płaszczyznach bocznych bryły gruntu uniemożliwiono przemieszczenia do nich prostopadłe. Podobnie na płaszczyźnie dolnej uniemożliwiono przemieszczenia w kierunku pionowym.

4. Wyniki analizy

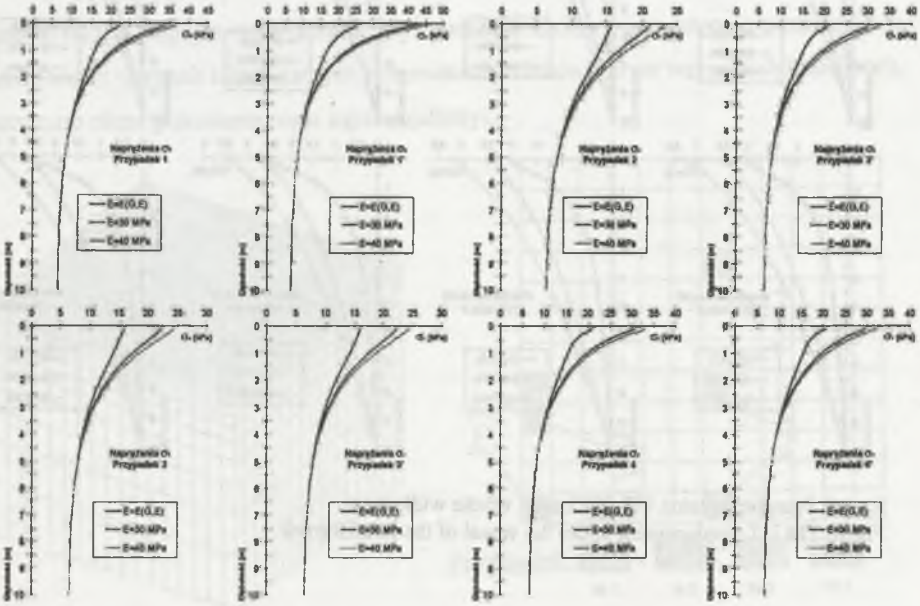
Za każdym razem analizowano obciążenie od dwóch kół wózka podnośnikowego, które przykładano do odpowiednich elementów skończonych jak na rysunku 3. Wyniki obliczeń przedstawiono na rysunkach.



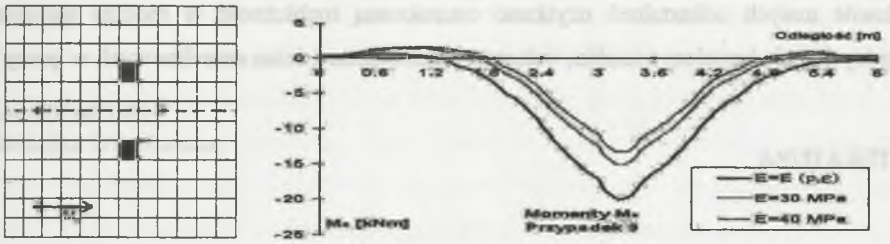
Rys. 4. Przemieszczenia UZ pod kołem wózka widłowego
Fig. 4. The UZ displacement under the wheel of the forklift truck



Rys. 5. Odkształcenia ε_z pod kołem wózka widłowego
Fig. 5. The ε_z strain under the wheel of the forklift truck



Rys. 6. Naprężenia σ_z pod kołem wózka
Fig. 6. The σ_z stress under the wheel of the forklift truck



Rys. 7. Momenty zginające M_x wzdłuż zaznaczonej ścieżki, w trzecim przypadku obciążenia
Fig. 7. Bending moment M_x along the drawn path (loading case no 3)

5. Wnioski

Analiza numeryczna wykazała, że model liniowo sprężysty jest niewystarczający by dokładnie opisać pracę gruntu. Faktycznie, możliwe jest dobranie takiego modułu, by w określonym przypadku dawał on rezultaty zgodne z rzeczywistością, tym niemniej te same parametry zawodzą, gdy zostaną przeniesione do innego przypadku inżynierskiego. W podobnej analizie [5] przeprowadzonej przy użyciu nieco prostszego modelu nieliniowości i wykonanej bez uwzględnienia wpływu współpracy sąsiednich płyt posadzki najlepiej proces osiadania przybliżał moduł E=30 MPa.

Uwzględnienie nieliniowości w zakresie małych odkształceń jest tym bardziej istotne, gdyż w posadzkach bardzo ważny jest wpływ cykliczności obciążeń. Generalizując, wpływ ten może znacząco zależeć od amplitudy odkształcenia cyklicznego [6]. Dlatego niezbędne jest realistyczne oszacowanie stanu odkształcenia w gruncie.

Otrzymane wielkości pokazują, że uwzględnienie nieliniowości małych odkształceń w gruncie wpływa na znaczącą zmianę sił wewnętrznych w płycie posadzki. Uzyskane wyniki tłumaczą, przynajmniej częściowo, dlaczego parametry uzyskane z analizy wstecznej często istotnie różnią się od parametrów uzyskanych w standardowych badaniach laboratoryjnych. Wskazują też, że użycie tych parametrów w prawie identycznych sytuacjach może przynieść dobre wyniki, ale niesie niebezpieczeństwo związane z niedokładnym opisem pracy gruntu i potencjalnym niedoszacowaniem sił wewnętrznych w konstrukcji.

Użycie modelu gruntu, który uwzględnia nieliniowość w zakresie małych odkształceń, prowadzi często do bardzo znaczącego zwiększenia dokładności obliczeń i teoretycznego wytłumaczenia zachowania się gruntu. Być może właśnie na skutek nieliniowości gruntu w

zakresie małych odkształceń uzyskano czterokrotną rozbieżność w module sprężystości między doświadczeniem a analizą wsteczną przemieszczeń ścian szczelinowych w pracy [7].

LITERATURA

1. Fourie A.B., Potts D.M., Jardine R.J.: The determination of appropriate soil stiffness parameters for use in finite element analyses of geotechnical problems. 2nd International Symposium on Numerical Models in Geomechanics, Ghent, 1986, 227-235.
2. Porovic E., Jardine R.J.: Some observations on the static and dynamic shear stiffness of Ham River sand. Prefailure deformation behaviour of soil and rocks, IS-Hokkaido,1-6.
3. Jardine R.J., Fourie A.B., Maswoswe J., Burland J.B.: Field and laboratory measurement of soil stiffness. 11th ICSMFE, San Francisco 1995, 1/A/2b, 511-514.
4. Powell J.J.M., Butcher A.P.: Assessment of ground stiffness from field and laboratory tests. 10th ECSMFE, Firenze 1991, session 1, Vol. 1 153-156
5. Gryczmański M., Sołowski W.: Układ posadzka podłoże pod obciążeniami ruchomymi. II Problemowa Konferencja Geotechniki Współpraca Budowli z Podłożem Gruntowym, Białowieża 2004, 87-96.
6. Sawicki A.: Mechanika gruntów dla obciążeń cyklicznych. IBW PAN, Gdańsk 1991.
7. Dobrowolski T.: Analiza przemieszczeń kotwionych ścian szczelinowych z zastosowaniem MES. III KNDWB Wisła 2002, Zeszyty Naukowe Pol. Śl. s. Budownictwo z. 101, nr 1559, 135-144.
8. PN-82/B-2004 Obciążenia budowli. Obciążenia zmienne technologiczne. Obciążenia pojazdami.

Recenzent: Dr hab. inż. Włodzimierz Brząkała, prof. Pol. Wrocławskiej