

Anizotropie tuhosti jílu v oboru velmi malých přetvoření

Josef Rott a David Mašín, Přírodovědecká Fakulta UK Praha

V článku jsou na základě experimentálních dat dostupných v literatuře shrnuty současné znalosti ohledně anizotropního chování jemnozrných zemin. Nejprve je předložena obecná forma anizotropní matice tuhosti, na jejímž základě je vyvinuta metodika kalibrování jednotlivých proměnných. Demonstruje se, že plná experimentální kalibrace všech parametrů anizotropní matice tuhosti předpokládá nestandardně rozsáhlý experimentální program zahrnující měření smykové tuhosti průchodem smykových vln v různých směrech a triaxiální zkoušky s lokálními snímači deformace při různých drahách napětí. Jako alternativa k těmto měřením jsou navrženy empirické vztahy, které lze využít pro přibližný odhad koeficientů anizotropie na základě znalosti poměru smykových modulů. V další části článku shrnujeme závislost členů vystupujících v matici tuhosti na stavových proměnných. Ukazuje se, že koeficienty anizotropie lze v případě jemnozrných zemin (na rozdíl od písků) uvažovat jako konstanty nezávislé na stavu. Stejně platí o Poissonových číslech. Nutné je uvažovat závislosti modulů na napětí a na čísle pórovitosti, přičemž se ukazuje, že vliv napjatosti se omezuje na vliv středního napětí (a není nutno zohledňovat hodnotu napětí deviatorového). Výsledný navržený model bude využit jako komponenta pokročilejších nelineárních modelů pro chování jemnozrných zemin v rozsahu velmi malých až velkých přetvoření.

The article summarizes, on the basis of available experimental data, current knowledge of anisotropic behavior of fine-grained soils. The general form of anisotropic stiffness matrix is presented first, and the methodology of calibration of every single variable is developed. It is demonstrated that complete experimental calibration of all variables occurring in anisotropic stiffness matrix requires a wide experimental program. This involves shear stiffness measurement by shear wave propagation and triaxial tests with local displacement transducers at various stress paths. An alternative to these measurements are the empirical relations that can be used for approximate estimation of anisotropy coefficients when shear moduli ratio is known. In the next part of article, the dependence of anisotropic stiffness matrix coefficients on state variables is summarized. It is shown that in case of fine-grained soils (unlike coarse-grained soils), we can assume anisotropy coefficients to remain constants during the course of loading, independent on soil state. The same assumption is valid also for Poisson's ratios. It is necessary to consider the dependence of moduli on stress state and on void ratio only. Subsequently, it is shown that the influence of stress can be taken into account by considering the influence of mean stress. The proposed anisotropic model will be used as a component of advanced non-linear models for behavior of fine-grained soils in the range from very-small to large strains.

Úvod

Současné materiálové (konstituční) modely realisticky předpovídají řadu charakteristik chování zemin, které základní elasto-plastické modely, jako například Mohr-Coulombův model a model Cam jílu, postihnout nedokáží. Jedná se zejména o předpověď nelineárního chování zemin v oboru malých a velmi malých přetvoření a závislost tuhosti na směru zatěžování. Jedním z takových modelů je model hypoplastický (Mašín /21/; Niemunis a Herle /26/; Mašín /23/). I přes pokročilost modelu ovšem existují aspekty chování zemin, které tento model nepostihuje. Jedním z těchto aspektů je anizotropie tuhosti při velmi malých přetvořeních. Ta přitom zásadně ovlivňuje předpovědi chování skutečných geotechnických konstrukcí, zejména například horizontální deformace v okolí tunelového díla (Mašín /22/; Svoboda et al. /38/). Účelem tohoto článku je shrnutí a vyhodnocení současných znalostí ohledně anizotropie tuhosti jemnozrných zemin, konkrétně studujeme formu anizotropní matice tuhosti a závislosti jejích komponent na stavových proměnných. Tato matice tuhosti bude v další fázi výzkumu začleněna do hypoplastického modelu.

Za základní měřítko anizotropie zemin bude v tomto článku přijímán poměr horizontálního a vertikálního smykového modulu (popis parametrů v kapitole 2), který označujeme jako stupeň anizotropie (Graham a Housby /9/):

$$\alpha_G = \frac{G_{hh}}{G_{vh}} \quad (1)$$

Poměr smykových modulů je volen z důvodu možnosti jejich relativně přesného měření pomocí prozařování vzorku smykovými vlnami – o tomto postupu se podrobněji pojednává dále v článku. Hodnota tohoto poměru závisí na typu zeminy. Tento článek se zabývá jílovými zeminami, u kterých může v závislosti na překonsolidaci, mineralogii, podmínkách sedimentace a počátečním stavu napjatosti nabývat hodnot 1,1 až 2,5 (výjimečně až 3,0). U písků, jejichž anizotropie není předmětem článku, je situace poněkud odlišná a v závislosti na různých faktorech může být výše uvedený poměr dokonce menší než 1,0.

Základní rozdělení anizotropie zemin

Mechanické projevy anizotropie zeminy můžeme dělit následujícím způsobem:

- anizotropie smykové pevnosti
- anizotropie tuhosti
 - přičemž bývá pravidlem, že oba typy anizotropie jsou způsobeny stejnou fyzikální příčinou (jako je například anizotropní stavba a uspořádání zrn, viz dále). Další způsob dělení anizotropie může být následující:
 - anizotropie vrozená (*inherent anizotropy*)
 - anizotropie získaná (*induced anizotropy*)

V mnoha případech se předpokládá, že ani tyto typy anizotropie nejsou způsobeny odlišnými fyzikálními pochody, ovšem v některých specifických případech je logické je rozlišovat. Mezi takto specifické zeminy patří i jíly. Anizotropie vrozená (Feda /7/) zde představuje mechanický projev anizotropní struktury, tj. anizotropního uspořádání

převážně plochých částic jílových minerálů, získané během deposičních procesů, následně vertikální komprese a eventuální diagenese. Anizotropie získaná pak reprezentuje anizotropní mechanickou odezvu způsobenou vlivy recentního anizotropního namáhání zeminy.

Proměnné v anizotropní matici tuhosti a jejich stanovení

Obecně je anizotropní kontinuum popsáno 21 deformačními parametry, které jsou nezávislé a představují komponenty tenzoru tuhosti, který má podobu symetrické matice rozsahu 6x6. Symetrie matice tuhosti je nutná z důvodu konzistence s teorií termodynamiky (Love /20/; Graham a Houlby /9/). V případě jílu se komplexita matice tuhosti zjednodušuje, neboť je lze vzhledem k povaze považovat za transversálně izotropní – uvažuje se existence izotropní horizontální roviny, způsobené uspořádáním částic daným sedimentačním a postupným komprimačním procesem. Výčet jiných možných podob anizotropního chování materiálu, které jsou relevantní spíše v oboru mineralogie, podává podrobně například Crampin /5/.

Matice tuhosti vyjadřuje závislost mezi přírůstký (respektive rychlostmi) napětí $\Delta\sigma$ a přetvoření $\Delta\varepsilon$. Formálně lze psát

$$\{\Delta\sigma\} = [D]\{\Delta\varepsilon\} = \begin{Bmatrix} \Delta\sigma_{11} \\ \Delta\sigma_{22} \\ \Delta\sigma_{33} \\ \Delta\sigma_{12} \\ \Delta\sigma_{13} \\ \Delta\sigma_{23} \end{Bmatrix} = [D] \begin{Bmatrix} \Delta\varepsilon_{11} \\ \Delta\varepsilon_{22} \\ \Delta\varepsilon_{33} \\ \Delta\varepsilon_{12} \\ \Delta\varepsilon_{13} \\ \Delta\varepsilon_{23} \end{Bmatrix} \quad (2)$$

Matice tuhosti transversálně izotropního materiálu má obecný tvar

$$[D] = \begin{bmatrix} K(1 - \nu_{hh}^2) & K\nu_{hv}(1 + \nu_{hh}) & K\nu_{hv}(1 + \nu_{hh}) & & & \\ & K\frac{E_h}{E_v}(1 - \nu_{vh}\nu_{hv}) & K\frac{E_h}{E_v}(\nu_{hh} + \nu_{vh}\nu_{hv}) & & & \\ & & & & & \\ & & & & & \\ & & & & & \\ & & & & 2G_{vh} & \\ & & & & & 2G_{vh} \\ & & & & & & \frac{E_h}{1 + \nu_{hh}} \end{bmatrix} \quad (3)$$

kde

$$K = \frac{E_v}{(1 + \nu_{hh})(1 - \nu_{hh} - 2\nu_{vh}\nu_{hv})} \quad (4)$$

V transversální izotropii lze definovat celkem 8 deformačních neznámých, z nichž 5 se vyskytuje v rovnici (3). Jedná se o následující proměnné:

- E_v Youngův modul ve svislém směru
- E_h Youngův modul v horizontálním směru
- G_{vh} Smykový modul ve svislé rovině
- G_{hv} Ekvivalent smykového modulu ve svislé rovině
- G_{hh} Smykový modul v horizontální (izotropní) rovině
- ν_{vh} Poissonovo číslo pro horizontální přetvoření vlivem svislého napětí

- ν_{hv} Poissonovo číslo pro svislé přetvoření vlivem horizontálního napětí
- ν_{hh} Poissonovo číslo pro horizontální přetvoření vlivem horizontálního napětí

Existenci izotropní roviny implikuje vztah mezi modulem pružnosti a smykovým modulem

$$G_{hh} = \frac{E_h}{2(1 + \nu_{hh})} \quad (5)$$

Homogenní materiál je dále charakterizován

$$G_{hv} = G_{vh} \quad (6)$$

Přestože laboratorní experimenty někdy nepotvrzují rovnost (6), rozdíl modulů je způsoben spíše nehomogenitou než anizotropií (Simpson et al. /35/ nebo vlivem okrajových podmínek (Kuwano a Jardine /17/). Arroyo a Muir Wood /1/ jí vysvětlují tím, že v zemině nemusí přesně panovat podmínky transversální izotropie. Podmínka symetrie matice tuhosti dále implikuje (Raymond /30/; Pickering /29/):

$$\frac{\nu_{hv}}{E_h} = \frac{\nu_{vh}}{E_v} \quad (7)$$

Výsledných 5 proměnných z rovnice (3) $E_v, E_h, G_{hv}, \nu_{hv}, \nu_{hh}$ je nezájem nezávislých, termodynamická podmínka nezápornosti deformační energie nicméně omezuje jejich hodnoty. Konkrétně, E_v, E_h a G_{vh} musí být pozitivní a

$$-1 \leq \nu_{hh} \leq 1 \quad (8)$$

E_v, E_h, ν_{vh} a ν_{hh} musí dále splňovat nerovnost (Raymond /29/)

$$\frac{E_v}{E_h}(1 - \nu_{hh}) - 2(\nu_{vh})^2 \geq 0 \quad (9)$$

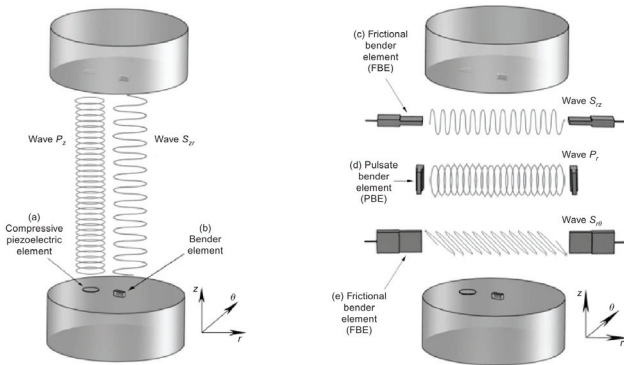
Stanovení proměnných – bender elementy

Pro stanovení anizotropie smykových modulů v oboru velmi malých přetvoření se nejčastěji používají tzv. bender elementy. Jedná se o piezokeramické elementy, které se ohýbají při průchodu elektrického signálu. Osciloskopem vyvozený harmonický signál se přenáší na jeden bender element, způsobující vyvození smykové vlny. Druhý bender element, umístěný na opačné straně vzorku, je excitován smykovou vlnou a zaznamenává tak čas nutný k jejímu průchodu vzorkem. Pro výpočet smykového modulu poté platí následující vztah:

$$G_{ij} = \rho(\nu_{ij})^2 \quad (10)$$

Kde ν_{ij} ($i \neq j$ pro smykovou vlnu) představuje rychlost průchodu vlny vzorkem a ρ je celková hustota zeminy.

Pokrok ve vývoji laboratorní techniky v posledních letech umožňuje měření nejen vertikálního smykového modulu G_{vh} , ale i horizontálního modulu G_{hh} a modulu G_{hv} . Naplocho umístěné elementy dále umožňují vyvození p-vln, jejichž rychlost implikuje objemový modul materiálu a umožňuje tak v kombinaci se znalostí smykových modulů měřit hodnotu dalších parametrů. Vyhodnocení takových zkoušek přináší Ezaoui a di Benedetto /6/. Ani měření p-vln v kombinaci s horizontálně a vertikálně umístěnými smykovými bender elementy ale neumožňuje vyhodnocení všech parametrů v matici (3) a měření je nutno doplnit zkouškou s lokálními snímači deformace (konkrétně zkouškou s konstantním horizontálním napětím). Tyto



Obr. 1 Schéma triaxiálního vzorku plně osazeného bender elementy pro měření anizotropní tuhosti (Ezaoui a Benedetto /6/) Fig. 1. A sketch of a triaxial sample fully equipped with bender elements for anisotropy stiffness measurement (Ezaoui a Benedetto /6/)



Obr. 2 Bender elementy používané na Přírodovědecké fakultě UK pro měření horizontální smykové tuhosti vzorku.

Fig. 2 Bender elements used at the Faculty of Science, Charles University in Prague, for horizontal shear stiffness measurements.

zkoušky jsou diskutovány dále v textu. Schéma vzorku plně osazeného bender elementy ukazuje obrázek 1 (převzatý z Ezaoui a Benedetto /6/). Obr. 2 pak vyobrazuje bender elementy používané na Přírodovědecké fakultě UK k měření horizontální smykové tuhosti.

Kuwano a Jardine /17/ studovali velikost přetvoření způsobenou excitací smykové vlny procházející vzorkem. Přibližné poměrné deformace jsou v řádu 10^{-4} %, což odpovídá rozsahu přetvoření, při němž nedochází k přeskupování zrn zeminy a odezva je elastická.

Stanovení proměnných – lokální snímače malých přetvoření

Dalším způsobem měření elastické odezvy materiálu je měření deformací pomocí přesných lokálních snímačů umístěných přímo na vzorku. Nevýhoda měření spočívá ve skutečnosti, že velikost přetvoření je limitována přibližně hodnotou 10^{-3} % (Atkinson /2/). V tomto oboru přetvoření se již může projevovat nelineární charakter chování zeminy, na rozdíl od zkoušek bender elementy, které měří skutečnou elastickou tuhost zeminy. Dále je nutno brát v potaz závislost tuhosti na směru zatěžování (Atkinson et al. /3/; Stallebrass a Taylor /37/) – zkouška musí být provedena

tím způsobem, aby zatěžování směřovalo do oblasti elastického chování. Tato problematika je mimo rámec tohoto článku a čtenáři jsou odkázáni na citovanou literaturu.

Měření deformačních proměnných anizotropní zeminy můžeme vysvětlit na základě analýzy matic tuhosti či poddajnosti. Pro klasický osově symetrický trojosý přístroj, u kterého vyvozujeme normálová napětí a pro který platí rovnost horizontálních napětí v obou směrech, se matice poddajnosti redukuje na matici 2×2 :

$$\begin{bmatrix} \delta \varepsilon_v \\ \delta \varepsilon_h \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_v} & \frac{-2\nu_{vh}}{E_v} \\ -\frac{\nu_{vh}}{E_v} & \frac{1 - \nu_{hh}}{E_h} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \delta \sigma'_v \\ \delta \sigma'_h \end{bmatrix} \quad (11)$$

Pro zjištění hodnot parametrů anizotropní zeminy můžeme rozlišit tři základní experimentální schémata:

Zkouška při konstantním komorovém napětí

Tato zkouška je nejběžnějším typem laboratorní zkoušky prováděným v trojosém přístroji. Z rovnice (11) vyplývá, že lze přímo měřit Poissonovo číslo a modul pružnosti ve svislém směru:

$$\left(\frac{\delta \sigma_v}{\delta \varepsilon_v} \right)_{\delta \sigma_h = 0} = E_v \quad (12)$$

$$-\left(\frac{\delta \varepsilon_h}{\delta \varepsilon_v} \right)_{\delta \sigma_h = 0} = \nu_{vh} \quad (13)$$

Jestliže se navíc provede přímé měření smykových modulů G_{hh} a G_{vh} pomocí bender elementů, máme k dispozici čtyři parametry E_v , ν_{vh} , G_{hh} a G_{vh} . V tomto případě je nutné provést ještě další typ laboratorní zkoušky, anebo zavést jeden empirický vztah, ze které lze chybějící parametr dopočítat. Takový vztah je navržen dále.

Zkouška při konstantním osovém napětí

Druhým, již méně standardním typem zkoušky, která vyžaduje softwarovou kontrolu triaxiálního přístroje, je zkouška při konstantním osovém napětí. Měřenými veličinami jsou v tomto případě

$$\left(\frac{\delta \sigma_h}{\delta \varepsilon_h} \right)_{\delta \sigma_v = 0} = \frac{E_h}{1 - \nu_{hh}} = A \quad (14)$$

$$\left(\frac{\delta \varepsilon_v}{\delta \varepsilon_h} \right)_{\delta \sigma_v = 0} = \frac{2\nu_{hv}}{1 - \nu_{hh}} = B \quad (15)$$

Z výsledku zkoušky nemůžeme tedy hodnoty jednotlivých parametrů přímo vyhodnotit. Pokud je opět zkombinujeme s měřením smykových modulů pomocí zkoušek bender elementy, můžeme dopočítat hodnoty parametrů E_v , ν_{hh} a ν_{hv} následujícím způsobem:

$$E_h = \frac{4AG_{hh}}{A + 2G_{hh}} \quad (16)$$

$$\nu_{hh} = \frac{A - 2G_{hh}}{A + 2G_{hh}} \quad (17)$$

$$\nu_{hv} = \frac{B(1 - \nu_{hh})}{2} \quad (18)$$

I přesto, že nyní známe hodnotu poměru ν_{vh}/E_h , tak neznáme hodnotu ν_{vh} nutnou pro dopočetení vertikálního Youngova modulu s využitím rovnice (7). Opět tedy chybí znalost jednoho parametru pro plnou definici anizotropní matice tuhosti. Stejně jako v případě zkoušky při konstantním komorovém napětí musíme provést další experiment (například právě zkoušku při konstantním komorovém napětí), nebo použít empirický vztah pro doplnění neznámého parametru.

Zkouška při izotropní napjatosti

Při této zkoušce se mění pouze komorové napětí, svíslé napětí je rovno vodorovnému. Z rovnice (11) vyplývají následující vztahy:

$$\delta\varepsilon_v = \frac{1 - 2\nu_{vh}}{E_v} \delta\sigma_v \tag{19}$$

$$\delta\varepsilon_h = \left(-\frac{\nu_{vh}}{E_v} + \frac{1 - \nu_{hh}}{E_h} \right) \delta\sigma_v = \frac{1}{E_v} \left(-\nu_{vh} + \frac{E_v}{E_h} (1 - \nu_{hh}) \right) \delta\sigma_v \tag{20}$$

Zkoušku samotnou opět nelze využít pro výpočet anizotropních parametrů. Nicméně v kombinaci se zkouškou bender elementy v horizontálním a vertikálním směru (parametry G_{hh} a G_{vh}) a se zkouškou při konstantním horizontálním napětím (parametry E_v a ν_{vh}) můžeme z rovnice (20) dopočítat ν_{hh} a poté s využitím (5) E_h , čímž získáme znalost o všech parametrech. V případě nevyužití empirických rovnic je pak zkouška při izotropní napjatosti výhodnější dodatečnou zkouškou než zkouška při konstantním vertikálním napětí, která je prakticky obtížněji proveditelná.

Stanovení proměnných – shrnutí

Z předešlého vyplývá, že plné stanovení anizotropních charakteristik zeminy si vyžaduje alespoň dva laboratorní experimenty, přičemž vzorky musí být osazeny jak bender elementy pro měření vertikálního a horizontálního smykového modulu, tak lokálními snímači deformace. Měření vertikálního a horizontálního smykového modulu pomocí bender elementů není nahraditelné ani v případě provedení všech tří zmiňovaných zkoušek s lokálními snímači deformace. Z nich je výhodnější kombinace zkoušek s konstantním horizontálním napětím a zkoušky izotropní stlačitelnosti, z důvodu snadnějšího provedení. Zkoušku izotropní stlačitelnosti je také možno nahradit méně běžnou zkouškou při konstantním vertikálním napětí, anebo měřením šíření p-vln pomocí naplocho umístěných bender elementů. Při provádění zkoušek s lokálními snímači deformace je třeba zajistit, aby směr zatěžování mířil do elastické oblasti. V následujících kapitolách bude diskutována možnost nahrazení některých zmiňovaných experimentů empirickými rovnicemi. Na závěr je též nutno podotknout, že existují složitější typy experimentálních přístrojů, umožňující plnou charakteristiku anizotropního chování materiálu (např. pomocí přístroje nazývaného hollow cylinder, viz Saada /32/). Tento přístroj ovšem není běžný a nebude proto v rámci tohoto příspěvku diskutován.

Empirické rovnice pro stanovení proměnných v anizotropní matici tuhosti

Pro účely následujícího výkladu si definujeme několik dalších proměnných charakterizujících anizotropii zeminy.

V první řadě to jsou poměry jednotlivých deformačních charakteristik v různých směrech, konkrétně

$$\alpha_G = \frac{G_{hh}}{G_{vh}} \tag{21}$$

$$\alpha_E = \frac{E_h}{E_v} \tag{22}$$

$$\alpha_\nu = \frac{\nu_{hh}}{\nu_{vh}} \tag{23}$$

Experimentální data dostupná v literatuře budou nyní vyhodnocena za účelem zjištění eventuálních závislostí mezi koeficienty α_G , α_E a α_ν . Tyto závislosti budou dále interpretovány s využitím exponentů x , definovaných jako

$$\left(\frac{E_h}{E_v} \right)^{x_{GE}} = \frac{G_{hh}}{G_{vh}} = \alpha_G = \alpha_E^{x_{GE}} \tag{24}$$

$$\left(\frac{\nu_{hh}}{\nu_{vh}} \right)^{x_{G\nu}} = \frac{G_{hh}}{G_{vh}} = \alpha_G = \alpha_\nu^{x_{G\nu}} \tag{25}$$

$$\left(\frac{\nu_{hh}}{\nu_{vh}} \right)^{x_{E\nu}} = \frac{E_h}{E_v} = \alpha_E = \alpha_\nu^{x_{E\nu}} \tag{26}$$

Obdobně bychom definovali koeficienty inverzní, tedy např. $x_{EG} = 1/x_{GE}$. Matice tuhosti zapsaná s využitím stupňů anizotropie α_G , α_E a α_ν má tedy následující podobu. Vyčítáme z rovnice (3) při využití (21-23), pro zjednodušení uvádíme pouze komponenty odpovídající normálovým složkám napětí a přetvoření.

$$[D] = \frac{E_v}{(1 + \alpha_\nu \nu_{vh})(1 - \alpha_\nu \nu_{vh} - 2\alpha_E \nu_{vh}^2)} \begin{bmatrix} 1 - \alpha_\nu^2 \nu_{vh}^2 & \alpha_E \nu_{vh} (1 + \alpha_\nu \nu_{vh}) & \alpha_E \nu_{vh} (1 + \alpha_\nu \nu_{vh}) \\ \alpha_E \nu_{vh} (1 + \alpha_\nu \nu_{vh}) & \alpha_E (1 - \alpha_E \nu_{vh}^2) & \alpha_E \nu_{vh} (\alpha_\nu + \alpha_E \nu_{vh}) \\ \alpha_E \nu_{vh} (1 + \alpha_\nu \nu_{vh}) & \alpha_E \nu_{vh} (\alpha_\nu + \alpha_E \nu_{vh}) & \alpha_E (1 - \alpha_E \nu_{vh}^2) \end{bmatrix} \tag{27}$$

Empirické vztahy Grahama a Houslybyho (1983)

Graham a Houslyby /9/ definovali dnes již klasický tří-parametrický model anizotropní zeminy, definovaný jako

$$\alpha = \frac{G_{hh}}{G_{vh}} = \frac{\nu_{hh}}{\nu_{vh}} = \sqrt{\frac{E_h}{E_v}} \tag{28}$$

Pokud model interpretujeme s využitím exponentů x z rovnic (24)– (26), získáváme

$$x_{GE} = 0,50 \tag{29}$$

$$x_{G\nu} = 1,0 \tag{30}$$

Model tedy definuje stupeň anizotropie α jako poměr horizontálního a vertikálního smykového modulu a dále využívá dvou empirických vztahů (rovnice (29) a (30)) pro výpočet poměrů Youngových modulů (α_E) a Poissonových čísel (α_ν). Tyto empirické rovnice byly Grahamem a Houslybým /9/ navrženy na základě symetrie a dalších vlastností anizotropní matice tuhosti, a představují jednu z mnoha možných variant podob matice tuhosti. Graham a Houslyby /9/ již ovšem nediskutují adekvátnost svého výběru na základě porovnání s experimenty (v době jejich práce nebylo dostupné nutné experimentální vybavení). Hodnoty exponentů x získané z experimentů přinášíme v následujícím odstavci.

Označení (litologický celek + hloubka)	C7	C7	B2c11	B2c12,5	B2a22,6	B2a23	B2a24	B2a36	B2a31,4	A3-36,3	A3-36,5			
Zdroj Proměnná	London clay (Gasparre, 2005)	London clay (Gasparre, 2005)	London clay (Gasparre, 2005)	London clay (Gasparre, 2005)	London clay (Gasparre, 2005)	London clay (Gasparre, 2005)	London clay (Gasparre, 2005)	London clay (Gasparre, 2005)	London clay (Gasparre, 2005)	London clay (Gasparre, 2005)	London clay (Gasparre, 2005)	Gault clay (Yim- siri, Soga, 2011)	London clay (Yimsiri, Soga, 2011)	Gault clay (Lings et al., 2000)
G_{vh}	47	47	70	59	81	75	91	94	94	102	117	7150*f(p,e)	4250*f(p,e)	507
G_{HH}	87	86	128	115	170	159	180	189	190	211	228	12000*f(p,e)	5100*f(p,e)	1140
E_v	81	76	125	120	110	128	135	143	149	141	171	12500*f(p,e)	5500*f(p,e)	550
E_h	125	115	240	232	285	313	294	330	351	402	---	29000*f(p,e)	12000*f(p,e)	2186
v_{vh}	-0,04	-0,02	0,14	0,07	0,02	0,14	0,04	0,15	0,14	0,14	-0,15	0,13	0,07	0
v_{hv}	0,54	0,45	0,87	0,50	0,84	0,96	0,82	0,76	1,04	1,17	---	0,30	0,15	---
v_{hh}	-0,09	-0,03	-0,03	0,01	-0,16	0,01	-0,18	-0,05	-0,04	-0,02	---	0,21	0,18	-0,04
α_G	1,85	1,83	1,83	1,95	2,1	2,12	1,98	2,01	2,02	2,07	1,95	1,68	1,20	2,25
α_E	1,54	1,51	1,92	1,93	2,59	2,45	2,18	2,31	2,36	2,85	---	2,32	2,18	3,97
α_v	2,25	1,5	-0,21	0,14	-8	0,07	-4,5	-0,33	-0,29	-0,14	-0,2	1,62	2,57	---
x_{G-E}	1,42	1,47	0,93	1,02	0,78	0,84	0,88	0,83	0,82	0,69	---	0,62	0,23	0,59
x_{G-v}	0,76	1,49	---	-0,34	---	-0,28	---	---	---	---	---	1,08	0,19	---
x_{E-v}	0,53	1,02	---	-0,33	---	-0,34	---	---	---	---	---	1,74	0,83	---

Tab. 1 Stupně anizotropie α a řídicí exponenty x pro londýnský a gaultský jílTab. 1 Degrees of anisotropy α and the exponents x for London and Gault clay

Vyhodnocení empirických koeficientů na základě dostupných laboratorních dat

V rámci literatury není k dispozici velké množství studií, v nichž by byla plně charakterizována anizotropie jemnozrnných zemín. Jedná se konkrétně o práce Gasparre /8/, Yimsiri a Soga /42/ a Lings et al. /18/. Studie proběhly na materiálech gaultský jíl a londýnský jíl. Lings et al. /18/ studovali gaultský jíl, Gasparre /8/ londýnský jíl a Yimsiri a Soga /42/ oba typy.

V tabulce 1 jsou shrnuty všechna dostupná experimentální data, jednotlivé stupně anizotropie a přidružené řídicí exponenty. Z tabulky je zřejmé, že dle očekávání je G_{hh} u přírodních jílu konzistentně měřeno vyšší než G_{vh} . Pokud v souboru dat neuvažujeme odlehlou hodnotu koeficientu $\alpha_G = 1,2$; je střední hodnota α_G rovna 1,97 s relativně nízkou směrodatnou odchylkou 0,15. Je tedy zřejmé, že anizotropie způsobená strukturou zeminy je relativně vysoká. V případě absence vlastních experimentálních dat se na základě předkládané analýzy navrhuje využít přibližnou hodnotu $\alpha_G = 2$. Je nutné doplnit, že data v tabulce nejsou zjišťovány striktně při izotropním stavu napjatosti, nicméně hodnoty jsou v porovnání s hodnotami zjištěnými při izotropním namáhání prakticky shodné.

Druhou důležitou veličinou je řídicí exponent x_{G-E} . Zde lze očekávat větší rozptyl hodnot než v případě poměru α_G , protože zkoušky s lokálními snímači deformace jsou obtížněji proveditelné a méně reprezentativní než zkoušky bender elementy. I přesto ale spadá většina sledovaných hodnot do relativně úzkého intervalu $0,5 < x_{G-E} < 1$. Pokud ze souboru opět vyřadíme odlehlé hodnoty (1,42; 1,47 a 0,23), získáme střední hodnotu $x_{G-E} = 0,8$ a relativně nízkou směrodatnou odchylku

0,13. Je tedy zřejmé, že empirický vztah Grahama a Houlshyho /9/, kteří uvažují $x_{G-E} = 0,5$, nevystihuje dostatečně chování přírodních jílu sledované v experimentech. V případě absence vlastních experimentálních dat se na základě předkládané analýzy navrhuje využít přibližnou hodnotu $x_{G-E} = 0,8$.

Nejproblematictější je evidentně měření Poissonových čísel a vyhodnocení příslušných koeficientů anizotropie, kde tato čísla vystupují. Evidentních zákonitostí nelze mnoho vysledovat. v_{vh} je obecně nižší než v_{hv} , což je kompatibilní s rovnicí (7) (připomeňme, že $E_h > E_v$). v_{hv} často dosahuje hodnot vyšších než 0,5. Koeficient v_{hh} dosahuje jak kladných, tak záporných hodnot, a jeho hodnoty často oscilují kolem 0. Záporná hodnota koeficientu α_v zjištěná v některých případech, vede k tomu, že pro tyto případy není možno vyhodnotit exponenty x_{G-v} a x_{E-v} . Vzhledem k velkému rozptylu a nejednoznačnosti měřených hodnot se v případě absence vlastních experimentálních dat navrhuje využít přibližnou hodnotu z práce Grahama a Houlshyho /9/, tedy $x_{G-v} = 1,00$.

Závislost koeficientů anizotropní matice tuhosti na stavových proměnných

Znalost vzájemné závislosti jednotlivých proměnných v anizotropní matici tuhosti není sama o sobě dostatečná pro její aplikaci v rámci konstitučních modelů pro zeminy. Potřebujeme též znát závislost jednotlivých parametrů (tedy i jednotlivých koeficientů α a x) na dalších stavových proměnných, kterými jsou zejména tenzor napětí a číslo pórovitosti zeminy. Zhodnocení těchto závislostí na základě experimentálních dat dostupných v literatuře je námětem této kapitoly.

Závislost na napětí

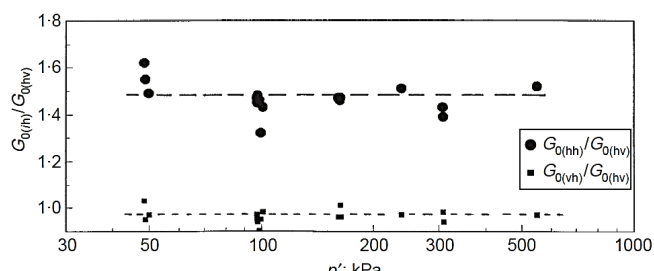
Zvláště bude studován vliv středního napětí (při nulovém napětí deviatorovém) a vliv mobilizovaného úhlu vnitřního tření.

Vliv středního napětí

Závislost smykové tuhosti na středním napětí byla studována řadou autorů. V první řadě se budeme věnovat závislosti G_{vh} . Její závislost na středním napětí je již klasicky popisována vztahem

$$G_{vh} = p_r A \left(\frac{p}{p_r}\right)^n \quad (31)$$

kde A a n jsou parametry a p_r je referenční napětí (obvykle uvažováno jako 1 kPa). Rovnici (31) navrhli Wroth a Houlsby /41/ na základě experimentů na písčitéch zemínách, ale její aplikovatelnost pro jíly byla od té doby potvrzena celou řadou autorů (např. Viggiani a Atkinson /40/; Jovičič a Coop /16/; Pennington et al. /28/; Svoboda et al. /38/). Komplikovanější je otázka, zda je závislost ostatních modulů (G_{hv} , E_p , E_v) na napětí také popisována rovnicí (31), a zda lze pro všechny hodnoty uvažovat stejnou hodnotu parametru n . Jinými slovy, zda lze uvažovat koeficienty α jako nezávislé na středním napětí. Experimentální data na konstantní hodnoty α ukazují. Jako příklad uvádíme výsledky na gaultském jílu z publikace Pennington et al. /28/ (obr. 3). K obdobným závěrům dospěli i Ng et al. /25/ a Ng a Leung /24/. Ti studovali rozložený tuř z Hong-Kongu.

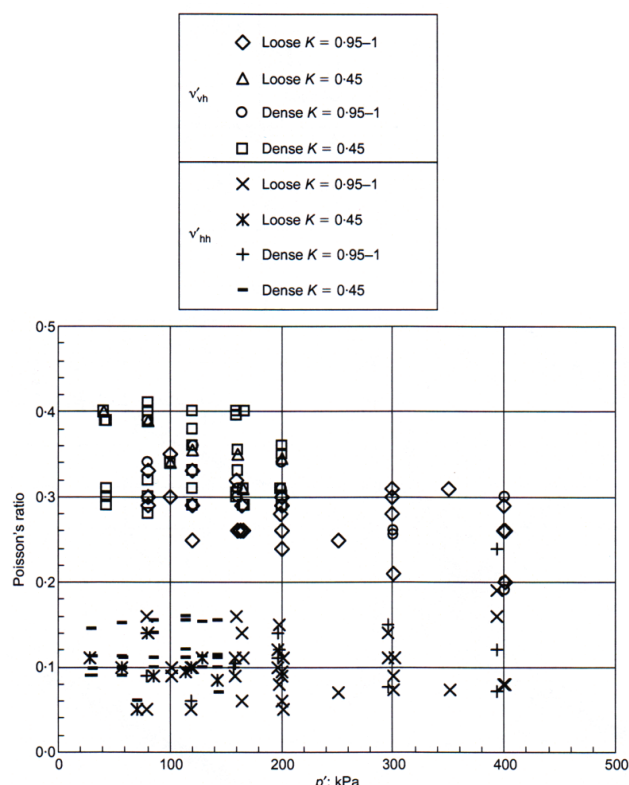


Obr. 3 Závislost poměru smykových modulů na středním napětí (gaultský jíl, Pennington et al. /28/).
Fig. 3 The dependence of shear moduli ratio on mean effective stress (Gault clay, Pennington et al. /28/).

Další otázkou je závislost Poissonových čísel na napětí. Teoreticky, konstantní poměry α pro moduly implikují nezávislost Poissonova čísla ν_{hh} na napětí (z rovnice 5). Z rovnice (7) dále vyplývá konstantní poměr ν_{vh}/ν_{hv} , a pokud přijmeme hypotézu, že je exponent n shodný pro smykové moduly i objemový modul K , budou i Poissonova čísla ν_{hv} a ν_{vh} na napětí nezávislá. Experimentální potvrzení této domněnky je komplikované z důvodu velkých nepřesností při měření hodnot Poissonových čísel. Experimentální databáze na jemnozrnných zemínách je neúplná, nicméně testy na písčích ukazují, že hodnoty Poissonových čísel mohou být přibližně uvažovány jako konstantní (viz obr. 4 z Kuwano a Jardine /17/).

Vliv deviatorového napětí

Vliv deviatorového napětí na úroveň anizotropie tuhosti je rozdílný u hrubozrnných a jemnozrnných materiálů. Písky vykazují relativně vysokou míru získané anizotropie, která závisí významně na poměru středního a deviatorového napětí (viz např. Kuwano a Jardine /17/). Na

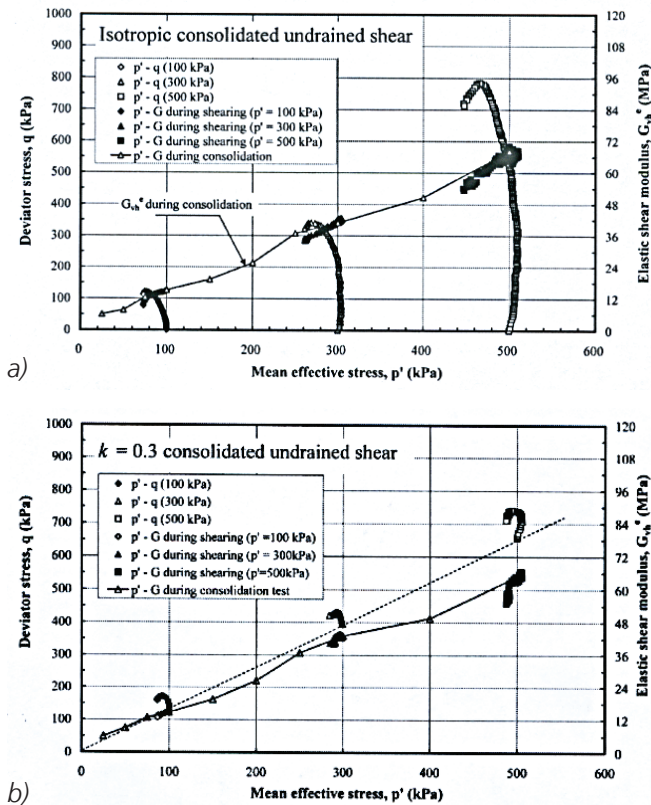


Obr. 4: Závislost Poissonových čísel na středním napětí (písek Ham River, Kuwano a Jardine /17/).
Fig. 4: The relation between Poisson's ratios and mean effective stress (Ham River sand, Kuwano a Jardine /17/).

rozdílu od toho jílu, které jsou tématem tohoto článku, vykazují pouze minimální získanou anizotropii tuhosti. Pro ilustraci přikládáme obr. 5, ukazující měření G_{vh} na bangkokském jílu které provedli Teachavorasinskun a Lukkanaprasit /39/. Smykový modul byl měřen jak v průběhu izotropní konsolidace, tak v průběhu nedrénované smykové zkoušky. Z obr. 5a je zřejmé, že hodnoty G_{vh} měřené během smykové zkoušky (kdy se postupně zvyšuje deviatorové napětí) velmi dobře odpovídají hodnotám měřeným během izotropní konsolidace. Tyto hodnoty jsou pak ekvivalentní hodnotám modulů získaných při jednorozměrné konsolidaci za K_0 podmínek (obr. 5b). Obdobné výsledky získali Choo et al. /4/. Ti taktéž sledovali nulový vliv poměru deviatorového a středního napětí na velikost G_{vh} při konsolidaci charakterizované různými drahami napětí. V nesouladu s tímto ovšem pozorovali jeho mírný vliv na hodnotu G_{hh} .

Závislost na čísle pórovitosti

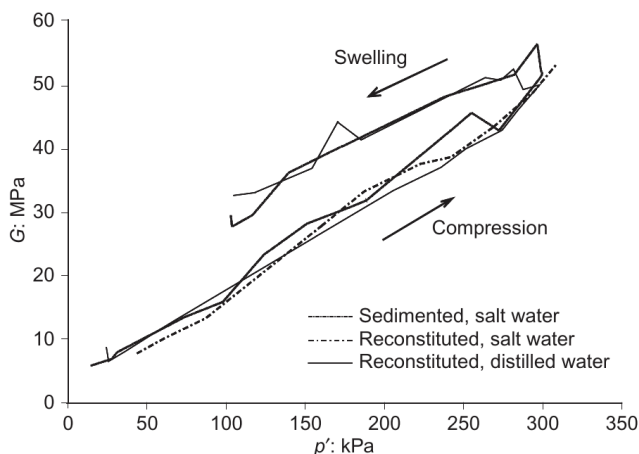
Kromě napětí závisí smykový modul i na pórovitosti materiálu. Pórovitost se sama o sobě mění s napětím, ovšem její vliv nelze zahrnout pouhou závislostí na napětí (rovnice (31)) – dvě zeminy o stejném napětí ale rozdílné pórovitosti mají rozdílnou tuhost. Se snižujícím se číslem pórovitosti roste množství kontaktů mezi zrny zeminy, což vede k tužší elastické odezvě. Pro demonstraci tohoto jevu přikládáme obr. 6 (Stallebrass et al. /36/), který ukazuje velikost modulu G_{vh} při izotropním přitížení a odlehčení. V průběhu odlehčení má zemina pro dané střední napětí vyšší smykový modul, protože má nižší číslo pórovitosti.



Obr. 5 Závislost smykového modulu při malých přetvořeních na středním efektivním napětí a deviátoru napětí pro neporušený bangkokský jíł (Teachavorasinskun a Lukkanaprasit /39/).
Fig. 5 The dependence of small-strain shear modulus on mean effective stress and deviatoric stress for undisturbed Bangkok clay (Teachavorasinskun and Lukkanaprasit /39/).

Závislosti deformačních proměnných anizotropní zeminy na číslu pórovitosti studovalo množství autorů (viz např. publikace Hardin a Richart /14/; Hardin a Black /11/; Hardin a Blandford /12/; Hardin /10/; Roessler /31/; Viggiani a Atkinson /40/). Závislost tuhosti na napětí a pórovitosti pak lze shrnout následujícím vztahem:

$$G_{vh} = p_r A \left(\frac{p}{p_r}\right)^n f(e) \tag{32}$$



Obr. 6 Smykový modul G_{vh} měřený vertikálními bender elementy v průběhu izotropního přitížení a odlehčení, demonstrující vliv čísla pórovitosti (Londýnský jíł, Stallebrass et al. /36/).
Fig. 6 Shear modulus G_{vh} measured by vertical bender elements during isotropic loading and unloading, demonstrating the influence of void ratio (London clay, Stallebrass et al. /36/).

Užitě funkce čísla pórovitosti	
$f(e) = \frac{(A - e)^2}{1 + e}$	Hardin a Drnevich (1972) Hardin a Richart (1963) Iwasaki et al. (1978) Ng a Leung (2007)
$f(e) = e^B \frac{(A + e)^2}{1 + e}$	Ng a Leung (2007)
$f(e) = (1 + e)^{-c}$	Shibuya et al. (1997)
$f(e) = e^{-D}$	Lo Presti (1995) Pennington (1999) Ng a Leung (2007) Santagata et al. (2005)
Užitě funkce OCR	
$f(e) = OCR^E$	Santagata et al. (2005) Viggiani a Atkinson (1995)

Tab. 2 Přehled funkcí $f(e)$ popisujících závislost tuhosti na číslu pórovitosti e (materiálové parametry jsou označeny symbolicky A, B, C, D a E)

Tab. 2 An overview of functions describing the dependence of stiffness on void ratio e (material parameters are denoted symbolically A, B, C, D and E)

Různí autoři navrhli různé závislosti $f(e)$, které jsou shrnuty v tabulce 2. Můžeme rozlišit dva základní typy závislostí. V první vystupuje číslo pórovitosti bez relace k aktuálnímu napětí; v druhé vystupuje kombinace čísla pórovitosti a napětí, která definuje takzvaný stupeň překonsolidace OCR, počítaný jako $OCR = p_c/p$, kde p_c je překonsolidační napětí. To se zvětšuje se snižujícím se číslem pórovitosti a závisí kromě čísla pórovitosti a aktuální napjatosti na pozici čáry normální konsolidace.

Dle názoru autorů tohoto článku není v současné době k dispozici dostatečné množství dat pro preferenci některé z navržených závislostí z Tab. 1. Volba funkce $f(e)$ je pak závislá spíše na výhodnosti z pohledu kalibrace parametrů, než na samotných fyzikálních důvodech. Funkce, kde vystupuje přímo číslo pórovitosti (a ne OCR) mají tu výhodu, že pro jejich kalibraci není třeba znát pozici čáry normální konsolidace. Na druhou stranu, funkce, kde vystupuje OCR, mají výhodu v případě, kdy je u zemin OCR v rozsahu studovaného masivu konstantní (zejména měkké, normálně konsolidované zeminy). V tom případě je závislost na OCR konstantou, ovšem funkce $f(e)$, kde vystupuje pouze číslo pórovitosti, je proměnná.

Závislost na stavových proměnných – shrnutí

Závislost jednotlivých proměnných vystupujících v matici tuhosti je komplikovanou problematikou. Z předložené rešerše literatury je zřejmé, že jíly – na rozdíl od písků – vykazují jen malý vliv získané anizotropie. Koeficienty anizotropie α a λ mohou být uvažovány jako materiálové konstanty nezávislé na stavu zeminy.

Jako konstanty mohou být též uvažována Poissonova čísla, zatímco smykové a Youngovy moduly závisí na stavu napjatosti. Ukazuje se, že tyto veličiny nejsou ovlivňovány

mobilizovaným úhlem vnitřního tření, a pro praktické účely je dostatečné uvažovat jejich závislost na středním napětí. Obecná závislost G_{vh} (a obdobně všech ostatních modulů) může být pak vyjádřena pomocí rovnice (32). Poslední proměnnou, vystupující v této rovnici, je funkce čísla pórovitosti $f(e)$. Různí autoři navrhuji různé její podoby. Autoři tohoto článku navrhuji z důvodu praktičnosti kalibrační procedury a nedostatku dalších dat jednoduchou formu (Lo Presti /19; Pennington /27; Ng a Leung /24; Santagata et al. /33/), jejíž kalibrace je nezávislá na pozici čáry normální konsolidace.

$$f(e) = e^{-D} \quad (33)$$

V rovnici vystupuje materiálový parametr D , který nabývá kladných hodnot.

Shrnutí a závěry

V článku jsme shrnuli současné znalosti ohledně anizotropního chování jemnozrnných zemin. Na základě převzatých experimentálních dat jsme vyvinuli model, který bude v další fázi výzkumu využit jako komponenta pokročilejších nelineárních modelů popisujících chování jemnozrnných zemin.

V článku jsme demonstrovali, že měření všech komponent anizotropní matice tuhosti je relativně komplikované. Vyžaduje provedení zkoušek šíření horizontálních a vertikálních smykových vln vzorkem (tzv. bender elementy), drénovanou triaxiální zkoušku s měřením malých deformací pomocí lokálních snímačů deformace a jednu další zkoušku. Tou je buď zkouška izotropního stlačení, anebo zkouška, při níž se měří průchod p-vln vzorkem. Z důvodu komplikovanosti těchto měření jsme na základě dostupných experimentálních dat navrhli empirické závislosti, které umožňují stanovení příslušných koeficientů anizotropie (značených v článku α a x) na základě znalosti poměru modulů G_{vh} a G_{hh} . Tyto moduly jsou získány měřením pomocí horizontálních a vertikálních bender elementů. Navržené koeficienty anizotropie se liší od koeficientů, které implikuje klasický model Grahama a Houlsbyho /9/.

Další problematikou je závislost jednotlivých komponent anizotropní matice tuhosti na stavových proměnných. Ukázali jsme, že koeficienty anizotropie α a x i Poissonova čísla je možno považovat za materiálové konstanty. Stačí pak specifikovat závislost modulů na napětí (parametr n) a na číse pórovitosti (parametr D). Vzhledem k nízké míře získané anizotropie nejsou jednotlivé proměnné u jemnozrnných zemin závislé na mobilizovaném úhlu vnitřního tření.

Poděkování

Autoři děkují za finanční podporu grantům GAČR P105/12/1705, GAČR P105/11/1884, TAČR TA01031840 a MSM0021620855.

Literatura

/1/ ARROYO, M. – MUIR WOOD, D.: Diskuze k: On the applicability of cross-anisotropic elasticity to granular materials at very small strains autorů Kuwano, R. a Jardine, R. J. *Géotechnique*, 2004, Vol. 52, No. 1, 75-76.

/2/ ATKINSON, J. H.: Non-linear soil stiffness in routine design. *Géotechnique*, 2000, Vol. 50, No. 5, pp. 487-507.

/3/ ATKINSON, J. H. – RICHARDSON, D. – STALLEBRASS, S. E.: Effect of recent stress history on the stiffness of overconsolidated soil. *Géotechnique*, 1990, Vol. 40, No. 4, pp. 531-540.

/4/ CHOO, J. – JUNG, Y.-H. – CHUNG, C.-K.: Effect of directional stress history on anisotropy of initial stiffness of cohesive soils measured by bender element tests. *Soils and Foundations*, 2011, Vol. 51, No. 4, SI, pp. 737-747.

/5/ CRAMPIN, S. A review of wave motion in anisotropic and cracked elastic media. 1981, *Wave Motion* 3, 343-391.

/6/ EZAOUI, A. – DI BENEDETTO, H.: Experimental Measurements of the Global Anisotropic Elastic Behavior of dry Hostun Sand during Triaxial Tests, and Effect of Sample Preparation. *Géotechnique*, 2009, Vol. 59, No. 7, pp. 621-635.

/7/ FEDA, J. (1977): *Základy mechaniky partikulárních látek*. Nakladatelství ČSAV, Praha, 509-21-857.

/8/ GASPARRE, A.: Advanced laboratory characterization of London clay. *Disertační práce*, 2005, Imperial College London.

/9/ GRAHAM, J. – HOULSBY, G. T.: Anisotropic elasticity of a natural clay. *Géotechnique*, 1983, Vol. 33, No. 2, 1983, pp. 165-180.

/10/ HARDIN, B. O.: Discussion of anisotropic shear modulus due to stress anisotropy. *Journal of Geotechnical Engineering, Div., ASCE*, 1980, 106(8), pp. 956-958.

/11/ HARDIN, B. O. – BLACK, W. L.: Vibration modulus of normally consolidated clay. *Journal of Soil Mechanics and Foundations, Div., ASCE*, 94(2), pp. 353-379.

/12/ HARDIN, B. O. – BLANDFORD, G. E.: Elasticity of particulate materials. *Journal of Geotechnical Engineering, ASCE*, 1989, 115(6), pp. 788-805.

/13/ HARDIN, B. O. – DRNEVICH, V. P.: Shear modulus and damping in soils: Measurements and parameter effects. *J. Soil Mech. And Found. Div. (Terzaghi Lecture)*, 1972, Vol. 98, No. 6, pp. 603-624.

/14/ HARDIN, B. O. – RICHART, F. E.: Elastic wave velocities in granular soils. *J. Soil Mech. and Found. Div.*, 1963, 891, pp. 33-65.

/15/ IWASAKI, T. – TATSUOKA, F. – TAKAGI, Y.: Shear moduli of sands under cyclic torsional shear loading. *Soils and Foundations*, 1978, Vol. 18, No. 1, pp. 39-56.

/16/ JOVIČIČ, V. – COOP, M. R.: The Measurement of Stiffness Anisotropy in Clays with Bender Element Tests in the Triaxial Apparatus. *Geotechnical Testing Journal*, 1998, Vol. 21, No. 1, pp. 3-10.

/17/ KUWANO, R. – JARDINE, R. J.: On the applicability of cross-anisotropic elasticity to granular materials at very small strains. *Géotechnique*, 2002, Vol. 52, No. 10, pp. 727-749.

/18/ LINGS, M. L. – PENNINGTON, D. S. – NASH, D. F. T.: Anisotropic stiffness parameters and their measurement in a stiff natural clay. *Géotechnique*, 2000, Vol. 50, No. 2, pp. 109-125.

/19/ LO PRESTI, D. C. F.: General report: Measurement of shear deformation of geomaterials in the laboratory. *Proc., Int. Symp. on Prefailure, Deformation of Geomaterials*, S. Shibuya et al., eds., 1995, Vol. 2, pp. 1067-1088.

/20/ LOVE, A. E. H.: *A treatise on the mathematical theory of elasticity*. 4th edn. Cambridge: Cambridge University Press, 1927.

/21/ MAŠÍN, D.: A hypoplastic constitutive model for clays. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 2005, Vol. 29, No. 4, 311-336.

/22/ MAŠÍN, D.: 3D modelling of a NATM tunnel in high K0 clay using two different constitutive models. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 2009, Vol. 135, No. 9, 1326-1335.

/23/ MAŠÍN, D.: Hypoplastic Cam-clay model. *Géotechnique*, 2012, Vol. 62, No. 6, pp. 549-553.

/24/ NG, W. W. C. – LEUNG, E. H. Y.: Determination of Shear Wave Velocities and Shear Moduli of Completely decomposed Tuff. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, ASCE*, 2007, Vol. 133, No. 6, pp. 630 – 640.

/25/ NG, C. W. W. – LEUNG, E. H. Y. – LAU, C. K.: Inherent ani-

- sotropic stiffness of weathered geomaterial and its influence on ground deformations around deep excavations. *Canadian Geotechnical Journal*, 2004, Vol. 41, pp. 12-24.
- /26/ NIEMUNIS, A. – HERLE, I.: Hypoplastic model for cohesionless soils with elastic strain range. *Mechanics of Cohesive-Frictional Materials*, 1997, No. 2, pp. 279-299.
- /27/ PENNINGTON, D. S.: The anisotropic small strain stiffness of Cambridge Gault clay. PhD thesis, 1999, University of Bristol.
- /28/ PENNINGTON, D. S. – NASH, D. F. T. – LINGS, M. L.: Anisotropy of $G(0)$ shear stiffness in Gault clay. *Géotechnique*, 1997, Vol. 47, No. 3, pp. 391-398.
- /29/ PICKERING, D. J.: Anisotropic elastic parameters for soil. *Géotechnique*, 1970, Vol. 20, No. 3, 271-276.
- /30/ RAYMOND, G. P.: Discussion: Stresses and displacements in a cross-anisotropic soil, by L. Barden. 1970, *Géotechnique*, Vol. 20, No. 4, 456-458.
- /31/ ROESLER, S. K.: Anisotropic shear modulus due to stress anisotropy. *J. Geotech. Eng. Div. A.S.C.E.* 105, GT7, July 1979, 871-880.
- /32/ SAADA, A. S.: State-of-the-Art Paper Hollow Cylinder Torsional Devices: Their Advantages and Limitations. In Proc. of the symposium on advanced triaxial testing of soil and rock. Doanghe, R. T., Chaney, R. C. and Silver, M. L. (Eds.). 1988, ASTM special publication, No. 977, 766-789.
- /33/ SANTAGATA, M. – GERMAINE, J. T. – LADD, C. C.: Factors affecting the initial stiffness of cohesive soils. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, ASCE*, 2005, 131(4), pp. 430-441.
- /34/ SHIBUYA, S. – HWANG, S. C. – MITACHI, T.: Elastic shear modulus of soft clays from shear-wave velocity measurement. *Geotechnique*, 1997, Vol. 47, No. 3, pp. 593-601.
- /35/ SIMPSON, B. – ATKINSON, J. H. – JOVICIC, V.: The influence of anisotropy on calculations of ground settlements above tunnels. Proceedings of the international symposium on geotechnical aspects of underground construction in soft ground, 1996, pp. 591-594. Rotterdam, Balkema.
- /36/ STALLEBRASS, S. E. – ATKINSON, J. H. – MAŠÍN, D.: Manufacture of Samples of Overconsolidated Clay by Laboratory Sedimentation. *Géotechnique*, 2007, Vol. 57, No. 2, 249-253.
- /37/ STALLEBRASS, S. E. – TAYLOR, R. N.: The development and evaluation of a constitutive model for the prediction of ground movements in overconsolidated clay. *Géotechnique*, 1997, Vol. 47, No. 2, pp. 235-253.
- /38/ SVOBODA, T. – MAŠÍN, D. – BOHÁČ, J.: Class A predictions of an NATM tunnel in stiff clay. *Computers and Geotechnics*, 2010, Vol. 37, No. 6, pp. 817-825.
- /39/ TEACHAVORASINSKUN, S. – LUKKANAPRASSIT, P.: Stress induced and inherent anisotropy on elastic stiffness of soft clays. *Soils and Foundations*, 2008, Vol. 48, No. 1, pp. 127-132.
- /40/ VIGGIANI, G. – ATKINSON, J. H.: Stiffness of fine-grained soil at very small strains. *Géotechnique*, 1995, Vol. 45, No. 2, pp. 249-265.
- /41/ WROTH, C. P. – HOULSBY, G. T.: Soil mechanics – property characterization, and analysis procedures. Proc. 11th Conf. Soil Mech., San Francisco, 1985, Vol. 1, pp. 1-55.
- /42/ YIMSIRI, S. – SOGA, K.: Cross-anisotropic elastic parameters of two natural stiff clays. *Géotechnique*, 2011, Vol. 61, No. 9, pp. 809-814.

Ing. Josef Rott, Ústav hydrogeologie, inženýrské geologie a užitá geofyziky, Přírodovědecká fakulta, Univerzita Karlova v Praze, Albertov 6, Praha 2, 128 43, Česká republika rottj@natur.cuni.cz

Doc. RNDr. David Mašín, Ph.D., Ústav hydrogeologie, inženýrské geologie a užitá geofyziky, Přírodovědecká fakulta, Univerzita Karlova v Praze, Albertov 6, Praha 2, 128 43, Česká republika masin@natur.cuni.cz