



VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ

BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY

FAKULTA STAVEBNÍ

FACULTY OF CIVIL ENGINEERING

ÚSTAV GEOTECHNIKY

INSTITUTE OF GEOTECHNICS

DILATANCE ZEMIN JAKO FAKTOR OVLIVŇUJÍCÍ ÚNOSNOST A SILOVĚ DEFORMAČNÍ ODEZVU PRVKŮ HLUBINNÉHO ZAKLÁDÁNÍ

DILATANCY OF SOILS AS A FACTOR INFLUENCING THE BEARING CAPACITY
AND LOAD – DISPLACEMENT RESPONSE OF DEEP FOUNDATIONS

BAKALÁŘSKÁ PRÁCE

BACHELOR'S THESIS

AUTOR PRÁCE

AUTHOR

Tomáš Dvořák

VEDOUCÍ PRÁCE

SUPERVISOR

Ing. JURAJ CHALMOVSKÝ, Ph.D.

BRNO 2021



VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ

FAKULTA STAVEBNÍ

Studijní program	B3607 Stavební inženýrství
Typ studijního programu	Bakalářský studijní program s prezenční formou studia
Studijní obor	3647R013 Konstrukce a dopravní stavby
Pracoviště	Ústav geotechniky

ZADÁNÍ BAKALÁŘSKÉ PRÁCE

Student	Tomáš Dvořák
Název	Dilatance zemin jako faktor ovlivňující únosnost a silově deformační odezvu prvků hlubinného zakládání
Vedoucí práce	Ing. Juraj Chalmovský, Ph.D.
Datum zadání	30. 11. 2020
Datum odevzdání	28. 5. 2021

V Brně dne 30. 11. 2020

doc. Ing. Lumír Miča, Ph.D.
Vedoucí ústavu

prof. Ing. Miroslav Bajer, CSc.
Děkan Fakulty stavební VUT

PODKLADY A LITERATURA

- HOULSBY, G. T. How the dilatancy of soils affect their behavior. 1991.
- LEHANE, B. M., JARDINE, R. J., BOND, A. J., FRANK R. Mechanism of shaft friction in sands from instrumented pile tests. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 1993, vol. 119, no. 1, p. 19-35.
- MASCARUCCI, Y., MILIZIANO, S., MANDOLINI, M. A numerical approach to estimate shaft friction of bored piles in sands. Acta Geotechnica, 2014, vol. 9, p. 547-560.
- DOAN, L.V., LEHANE, B.M. Axial capacity of bored piles in very stiff intermediate soils. Canadian Geotechnical Journal, 2020, vol. 57, no. 9, p. 1417-1426.

Další podklady budou předány na základě konzultací v průběhu samotného řešení bakalářské práce.

ZÁSADY PRO VYPRACOVÁNÍ

Dilatance zemin je obvykle spojována s objemovými změnami zemin v průběhu smýkání. Pokud je však těmto změnám bráněno působením okolní zeminy, např. na plášti vrtané piloty, může docházet k nárůstu vodorovného napětí a tudíž k nárůstu mezního plášťového tření. Cílem bakalářské práce je provést rešerši zdrojů zabývajících se touto problematikou a zhodnotit do jaké míry a v jakých typech zemin je tento faktor z hlediska únosnosti pláště pilot významný. Práce je předběžně rozčleněna do třech částí. V první části bude ozřejmena fyzikální podstata jevu a sumarizovány výsledky laboratorních zkoušek, ve kterých byl nárůst normálového napětí v důsledku dilatance měřen. Ve druhé části budou dohledány zatěžovací zkoušky, u kterých byl prokázán vliv zamezení dilatance. Předmětem třetí části bude zhodnocení způsobů, kterými lze tento faktor zavést do výpočtů hlubinných základů.

STRUKTURA BAKALÁŘSKÉ PRÁCE

VŠKP vypracujte a rozčleňte podle dále uvedené struktury:

1. Textová část závěrečné práce zpracovaná podle platné Směrnice VUT "Úprava, odevzdávání a zveřejňování závěrečných prací" a platné Směrnice děkana "Úprava, odevzdávání a zveřejňování závěrečných prací na FAST VUT" (povinná součást závěrečné práce).
2. Přílohy textové části závěrečné práce zpracované podle platné Směrnice VUT "Úprava, odevzdávání, a zveřejňování závěrečných prací" a platné Směrnice děkana "Úprava, odevzdávání a zveřejňování závěrečných prací na FAST VUT" (nepovinná součást závěrečné práce v případě, že přílohy nejsou součástí textové části závěrečné práce, ale textovou část doplňují).

Ing. Juraj Chalmovský, Ph.D.
Vedoucí bakalářské práce

ABSTRAKT

Dilatance zemin je v mechanice zemin velmi důležitý jev, který může zásadně ovlivňovat únosnost a chování geotechnických konstrukcí. V minulosti bylo náročné vliv dilatance přímo zavést do výpočtu, ale nyní s rozvojem numerických analýz a růstem výpočetního výkonu je to mnohem snazší. V práci jsou představeny základní modely popisující dilatanci, dále je popsán jev zamezení dilatance „constraint dilatancy“, který způsobuje změny napětí v zemině nebo na rozhraní konstrukce – zemina, které následně mohou vést ke zvýšení únosnosti. Práce se věnuje převážně zamezení dilatance na plášti vrtané piloty. Následně je přímo představeno zavedení dilatance do výpočtů, a to jak pomocí empirických metod, tak pomocí přímého zavedení dilatance pomocí expanze válcové dutiny a v poslední řadě pomocí numerické analýzy metodou konečných prvků v programu Plaxis s použitím Hardening Soil modelu.

KLÍČOVÁ SLOVA

dilatance, zamezení dilatance, dilatancy cut-off, plášťové tření, pilota, geotechnika, Plaxis 2D

ABSTRACT

In theory of soil mechanic the dilatancy has a significant influence, which may fundamentally affect bearing capacity and behavior of geotechnical constructions. In the past it was difficult to include influence of dilatancy directly in to calculation, but now with development of numerical analysis and growth of computer performance it is much easier. In this work there are introduced fundamental dilatancy models and phenomenon called constraint dilatancy, which causes stress changes in soil or at soil – construction interface. This stress changes may lead to higher bearing capacity. In this work, the effect of constraint dilatancy is focused on bored pile's shaft. Next target of this work is including dilatancy to calculation. By empirical methods, by direct application with theory of cylindrical cavity expansion and last by numerical calculation with finite element method in software Plaxis with using the Hardening Soil model.

KEYWORDS

dilatancy, constraint dilatancy, dilatancy cut-off, shaft friction, pile, geotechnics, Plaxis 2D

BIBLIOGRAFICKÁ CITACE

Tomáš Dvořák *Dilatance zemin jako faktor ovlivňující únosnost a silově deformační odezvu prvků hlubinného zakládání*. Brno, 2021. 54 s. Bakalářská práce. Vysoké učení technické v Brně, Fakulta stavební, Ústav geotechniky. Vedoucí práce Ing. Juraj Chalmovský, Ph.D.

PROHLÁŠENÍ O SHODĚ LISTINNÉ A ELEKTRONICKÉ FORMY ZÁVĚREČNÉ PRÁCE

Prohlašuji, že elektronická forma odevzdané bakalářské práce s názvem *Dilatance zemin jako faktor ovlivňující únosnost a silově deformační odezvu prvků hlubinného zakládání* je shodná s odevzdanou listinnou formou.

V Brně dne 28. 5. 2021

Tomáš Dvořák
autor práce

PROHLÁŠENÍ O PŮVODNOSTI ZÁVĚREČNÉ PRÁCE

Prohlašuji, že jsem bakalářskou práci s názvem *Dilatance zemin jako faktor ovlivňující únosnost a silově deformační odezvu prvků hlubinného zakládání* zpracoval(a) samostatně a že jsem uvedl(a) všechny použité informační zdroje.

V Brně dne 28. 5. 2021

Tomáš Dvořák
autor práce

PODĚKOVÁNÍ

Tímto bych chtěl poděkovat vedoucímu práce panu Ing. Jurajovi Chalmovskému, Ph. D. za jeho čas při vedení práce, za předané vědomosti a zkušenosti a za trpělivost v průběhu zpracování této práce. V neposlední řadě bych chtěl poděkovat i rodině a přátelům, kteří mě během celého studia podporovali.

Obsah

1. Úvod	12
2. Fyzikální podstata dilatance zemin	13
2.1. Pojem dilatance a dilatance zeminy	13
2.2. Úhel vnitřního tření a úhel dilatance	15
2.3. Modely a přístupy popisující dilatanci	16
2.3.1. Pilovitý model (The Sawtooth model)	16
2.3.2. Taylorův přístup	17
2.3.3. Roweův model	18
2.3.4. Boltonův přístup a porovnání jednotlivých přístupů	19
2.3.5. Shrnutí a porovnání jednotlivých přístupů	20
2.3.6. Další vztahy popisující dilatanci	21
3. Zamezení dilatance	22
3.1. Prokázání vlivu zamezení dilatance	22
3.2. Zamezení dilatance u geotechnických konstrukcí	26
4. Zavedení dilatance do výpočtů	32
4.1. Metoda efektivních napětí a empirické hodnoty β faktoru	33
4.2. Stanovení mezního plášťového tření s využitím teorie expanze válcové dutiny	37
4.3. Přímé zahrnutí pomocí numerického výpočtu	37
5. Analýza tahové zatěžovací zkoušky piloty pomocí MKP	41
5.1. Parametrická studie I – vliv velikosti úhlu dilatance	41
5.2. Parametrická studie II – „dilatancy cut-off“	43
6. Závěr	47
7. Seznam citované literatury	48
8. Seznam obrázků	51
9. Seznam tabulek	52
10. Seznam zkratk a indexů	53
11. Seznam použitých symbolů	54

1. Úvod

Bakalářská práce se zabývá v geotechnice důležitým, leč často opomíjeným jevem, kterým je dilatance zemin. Tento faktor má při hlubinném zakládání velký vliv, protože z důvodu okolní zeminy dochází k zamezení dilatance a v důsledku toho vznikají v zemině horizontální napětí, které například na plášti piloty mobilizují dodatečné plášťové tření.

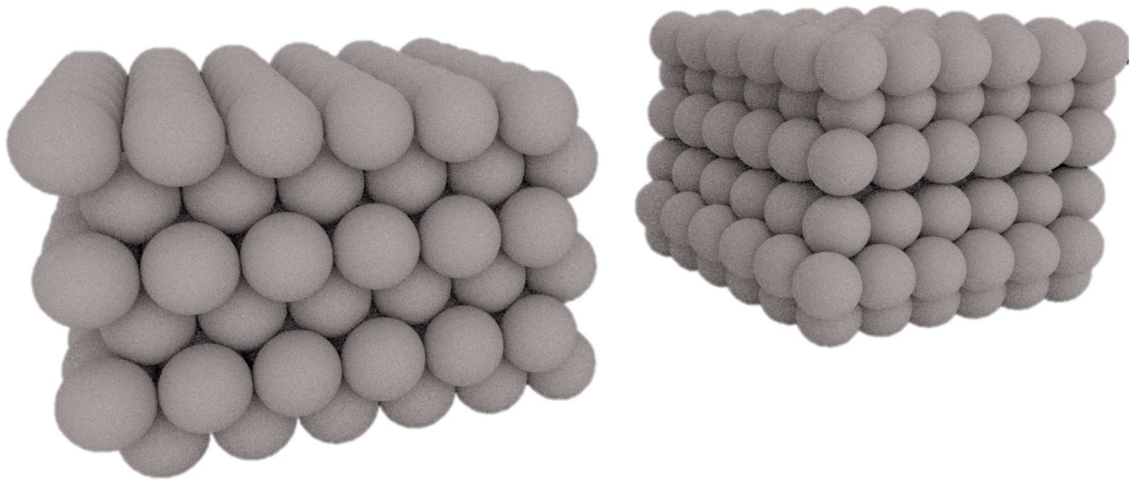
Cílem práce je shrnout a zhodnotit v jakých typech zemin má tento faktor významný vliv na únosnost a chování konstrukcí. Při započítání vlivu dilatance do výpočtů by se pak daly konstrukce navrhovat efektivněji a v konečném důsledku hlavně hospodárněji.

V první části této práce bude představena fyzikální podstata dilatance zemin a provedena rešerše odborných článků a studií zabývajících se tímto problémem. Ve druhé části se práce zaměří na prokázání zamezení dilatance u základových konstrukcí a bude srovnáno v jakých případech a v jakém množství k zamezení dochází. Třetí část je pak věnována zavedení dilatance do výpočtů základových konstrukcí, předně pak na plášti vrtané piloty. V poslední, čtvrté části, bude prokázána dilatance a její vliv na únosnost pláště piloty. Následně bude provedena parametrická studie a výsledky budou porovnány se získanými poznatky z předchozích kapitol.

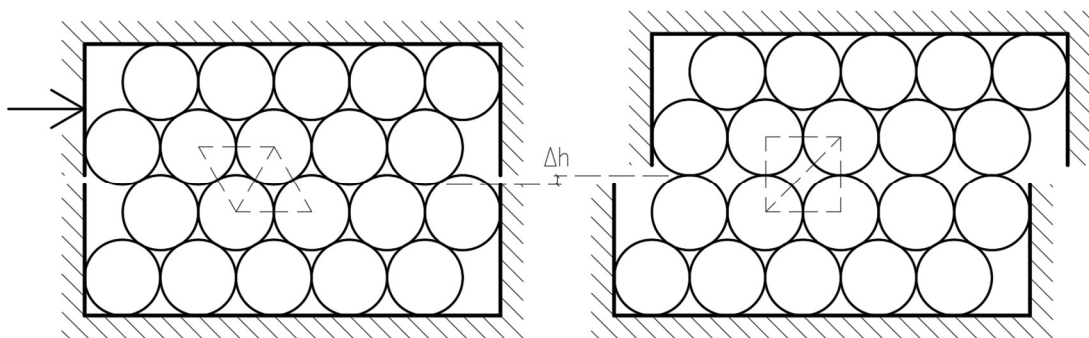
2. Fyzikální podstata dilatance zemin

2.1. Pojem dilatance a dilatance zeminy

Samotný pojem dilatance znamená zvětšení objemu, v případě zemin pak zvětšení objemu smykové zóny při smýkání. Tento jev se nejčastěji vyskytuje u zrnitých materiálů, pro zeminy typicky ulehle štěrky a písky. Ideální příklad pro znázornění je na koulích (v prostoru) nebo jednodušeji na kruzích (v ploše). Na Obr. č. 1 a Obr. č. 2 jsou oba příklady vykresleny.



Obr. č. 1: Znázornění dilatance na koulích (v prostoru)



Obr. č. 2: Znázornění dilatance na kruzích (v ploše)

Jak je možné vidět na Obr. č. 2, výška vzorku se zvýšila, a tedy se nutně musela zvětšit plocha (v prostoru objem) smykové zóny. Je zřejmé, že obsah kruhů (dále skelet) zůstal stejný a zvětšil se obsah prostoru mezi kružnicemi (dále póry). Změnu objemu je možné vyjádřit pomocí čísla pórovitosti. Číslo pórovitosti bude spočítáno na infinitezimálním prvku znázorněným čárkovanou čarou, viz Obr. č. 2). Číslo

pórovitosti smykové zóny v původním stavu e_1 je možné stanovit podle vztahu (1), kde $S_{p,1}$ je obsah pórů a S_s je obsah skeletu. Analogicky je pak spočítáno číslo pórovitosti e_2 na usmýknutém vzorku, viz vztah (2).

$$e_1 = \frac{S_{p,1}}{S_s} = \frac{\frac{\sqrt{3}(2r)^2}{2} - \pi r^2}{\pi r^2} = \frac{2\sqrt{3} - \pi}{\pi} \cong 0,103 \quad (1)$$

$$e_2 = \frac{S_{p,2}}{S_s} = \frac{(2r)^2 - \pi r^2}{\pi r^2} = \frac{4 - \pi}{\pi} \cong 0,273 \quad (2)$$

$$\frac{S_{p,2}}{S_{p,1}} \cong 2,66; \frac{S_2}{S_1} = \frac{2}{\sqrt{3}} \cong 1,15 \quad (3)$$

Ze vztahů (1) a (2) je vidět, že číslo pórovitosti je více než 2,5krát vyšší, obsah vzorku je potom o 15 % vyšší. Toto jsou ovšem hodnoty pouze pro důkaz dilatance, jinak nemají žádný fyzikální význam, protože jsou spočítané v ploše na kruzích. V prostoru (na koulích) jsou hodnoty značně odlišné a již dávají základní fyzikální význam, ale přesto jsou pro zeminy nepoužitelné, protože koule mají stejný průměr, zatímco zemina obsahuje zrna různých velikostí různého tvaru. Ve vztazích (4) a (5) jsou vypočtena čísla pórovitosti E na koulích viz Obr. č. 1. Objem vzorku po usmýknutí je značně vyšší než v rovině a činí 41 %.

$$E_1 = \frac{V_{p,1}}{V_s} = \frac{\frac{\sqrt{2}}{2}(2R)^3 - \frac{4}{3}\pi R^3}{\frac{4}{3}\pi R^3} = \frac{2\sqrt{2} - \frac{2}{3}\pi}{\frac{2}{3}\pi} \cong 0,350 \quad (4)$$

$$E_2 = \frac{V_{p,2}}{V_s} = \frac{8R^3 - \frac{4}{3}\pi R^3}{\frac{4}{3}\pi R^3} = \frac{4 - \frac{2}{3}\pi}{\frac{2}{3}\pi} \cong 0,910 \quad (5)$$

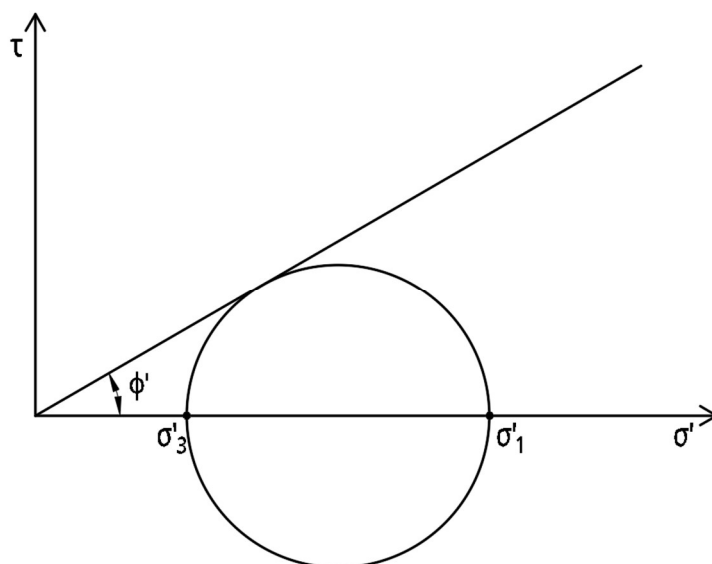
$$\frac{V_{p,2}}{V_{p,1}} \cong 2,6; \frac{V_2}{V_1} = \frac{2}{\sqrt{2}} \cong 1,41 \quad (6)$$

Hodnoty na koulích už se blíží skutečným hodnotám stejnozrnného písku, kdy číslo pórovitosti ulehlého písku je 0,45 a kypřého 0,80.

2.2. Úhel vnitřního tření a úhel dilatance

Úhel vnitřního tření vyjadřuje poměr mezi smykovým napětím a normálovým napětím. Při triaxiálních podmínkách se vypočte podle vztahu (7), kde σ_1 je normálové napětí a σ_3 je radiální napětí (komorový tlak).

$$\sin \phi' = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_1 + \sigma_3} \quad (7)$$



Obr. č. 3: Vykreslení závislosti smykového napětí na normálových napětích pomocí Mohrovy kružnice

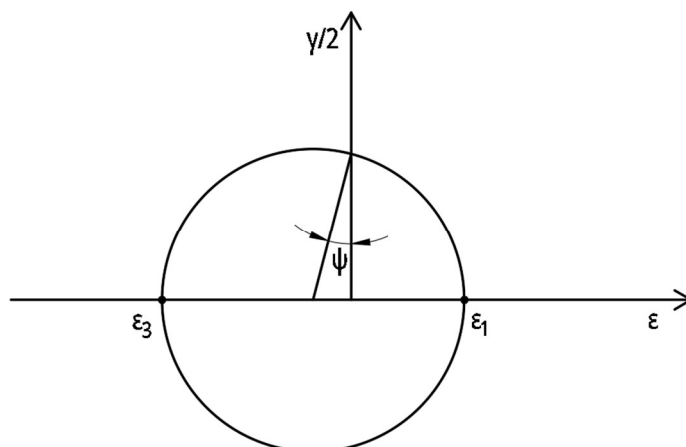
Úhel dilatance potom vyjadřuje poměr mezi objemovým poměrným přetvořením a poměrným smykovým přetvořením. Za podmínky rovinné deformace platí pro úhel dilatance vztah (8), kde ε jsou rychlosti hlavních poměrných přetvoření.

$$\sin \psi = \frac{-(\dot{\varepsilon}_1 + \dot{\varepsilon}_3)}{\dot{\varepsilon}_1 - \dot{\varepsilon}_3} \quad (8)$$

V konečném důsledku je také důležité dodat, že se nejedná o celková přetvoření, ale pouze o plastická přetvoření, protože dilatance se projevuje až při plastickém chování zemin. Proto je potřeba vztah (8) upravit pomocí vztahu (9) na výsledný vztah (10). Kde ε^e je elastické (pružné) přetvoření, ε^p je plastické (nevratné) přetvoření a ε je celkové poměrné přetvoření.

$$\varepsilon = \varepsilon^e + \varepsilon^p \quad (9)$$

$$\sin \psi = \frac{-(\varepsilon_1^p + \varepsilon_3^p)}{\varepsilon_1^p - \varepsilon_3^p} \quad (10)$$



Obr. č. 4: Vykreslení závislosti smykové deformace na normálových deformacích pomocí Mohrovy kružnice

2.3. Modely a přístupy popisující dilatanci

Zemina obecně je materiál, který je velmi nelineární. Proto je téměř nemožné vystihnout její chování. Nejinak je tomu i při popisu dilatance. V následujících kapitolách budou popsány některé modely, které se dají k popisu dilatance využít.

Protože se dilatance projevuje až při plastickém porušování, budou při popisu modelů všechny komponenty vyjádřeny jako plastické.

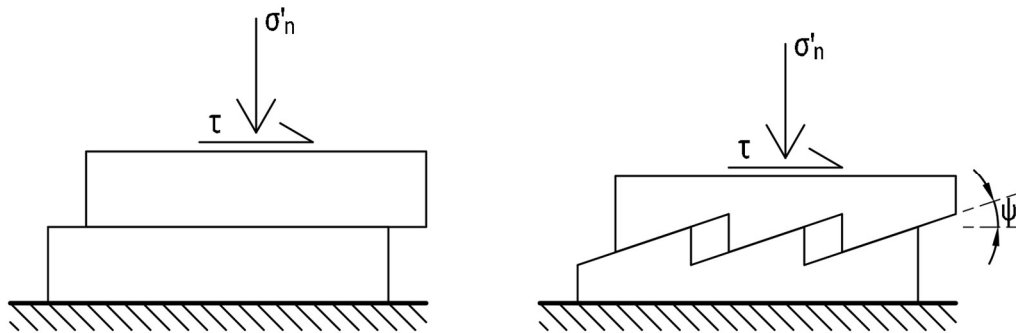
2.3.1. Pilovitý model (The Sawtooth model)

Nejnázornější a nejjednodušší na pochopení chování dilatance je pilovitý model. Když se po sobě posouvají dva hladké bloky, vzniká mezi nimi tření. Potom je součinitel tření roven tangentu úhlu smykového tření při konstantním objemu ($\mu = \tan \phi'_{cv}$). Poměr smykové a normálového napětí je potom.

$$\frac{\tau}{\sigma'_n} = \tan \phi'_{cv} \quad (11)$$

Po hladkých blocích je možné si představit dva hrubé bloky, kromě tření se zde projeví odpor nerovností, které znázorňují zuby pily pod úhlem ψ (úhel dilatance), viz Obr. č. 5. Nyní nedochází pouze ke smýkání při konstantním objemu, ale začínají se již projevovat objemové změny. Celkový úhel vnitřního tření je tedy $\phi = \phi'_{cv} + \psi$. Z toho tedy vyplývá celkový poměr smykového a normálového napětí s vlivem dilatance.

$$\frac{\tau}{\sigma'_n} = \tan(\phi) = \tan(\phi'_{cv} + \psi) \quad (12)$$



Obr. č. 5: Pilovitý model

2.3.2. Taylorův přístup

David W. Taylor přišel s tímto přístupem již v roce 1948 v publikaci *Fundamentals of Soil Mechanics*. Postupem času bylo zjištěno, že je tento přístup vhodný pouze pro případ koaxiality, kdy mají přírůstky hlavních poměrných přetvoření stejný směr jako přírůstky hlavních napětí. Když tato podmínka koaxiality neplatí, musí být Taylorův přístup modifikován pravidly, která navrhli Gutierrez a Ishihara, modifikace zahrnují „neosové“ korekční součinitele. (Gutierrez & Ishihara, 2000)

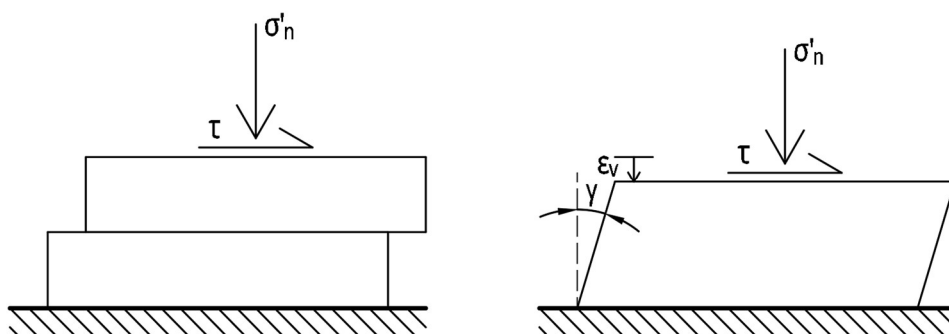
Přesto je dobré Taylorův přístup představit. Je založen na disipaci (přeměně) práce na tření zeminy. V případě hladké podložky je práce vyjádřena: $\dot{W} = \tau \dot{\gamma}$. Po přijetí hypotézy, že práce je přeměňována vnitřně a úměrně vzhledem k normálovému napětí σ'_n a rychlosti poměrné smykové deformace $\dot{\gamma}$, potom platí (13),

$$\dot{W} = (\tan \phi'_{cv}) \sigma'_n \dot{\gamma} \quad (13)$$

kde konstanta úměrnosti je tangenta úhlu vnitřního tření při konstantním objemu ($\tan \phi'_{cv}$). (Houlsby, 1991)

Ovšem stejně jako u pilovitého modelu, musíme zahrnout vliv dilatance, v tomto případě je normálové napětí znásobené rychlostí objemového poměrného přetvoření $\dot{\epsilon}_v$. Výsledný vztah je tedy (14).

$$\dot{W} = \sigma'_n \dot{\epsilon}_v + \tau \dot{\gamma} = (\tan \phi') \sigma'_n \dot{\gamma} \quad (14)$$



Obr. č. 6: Taylorův model

Po zavedení vztahů $\tan \phi' = \tau/\sigma'_n$ a $\tan \psi = -\dot{\epsilon}_v/\dot{\gamma}$ lze poslední rovnici přepsat jako:

$$\tan \phi' = \tan \phi'_{cv} + \tan \psi \quad (15)$$

Ačkoliv se tento vztah mírně liší od vztahu (12) odvozeném u pilovitého modelu, přesto opět vyjadřuje představu, že úhel vnitřního tření je roven součtu úhlu vnitřního tření při konstantním objemu a rychlosti dilatance. (Houlsby, 1991)

2.3.3. Roweův model

Další model popsal P. W. Rowe v roce 1992 ve své publikaci *The Stress-Dilatancy Relation for Static Equilibrium of an Assembly of Particles in Contact*. Stejně jako u Taylorova přístupu (viz 2.3.2) přišel i zde Gutierrez a Wang s metodou pro zahrnutí vlivu koaxiality. (Gutierrez & Wang, 2009)

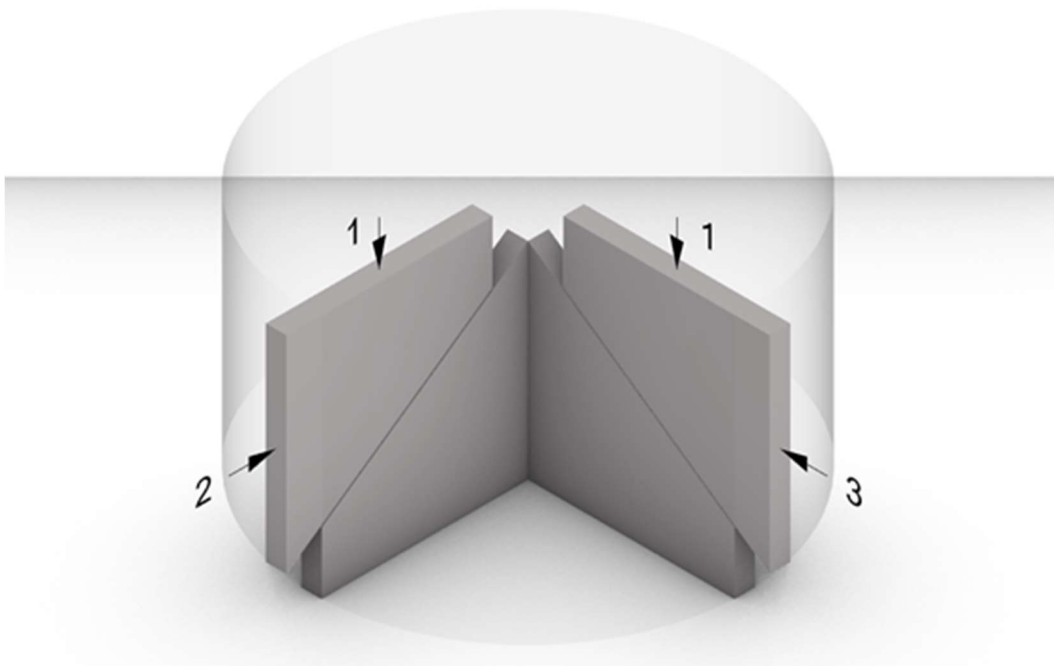
Obdobně jako v předchozím případě i zde bude představen základní Roweův model. Ačkoliv je Roweova teorie napětí – dilatance (*stress-dilatancy theory*) koncepčně odlišná od předchozích modelů, vede k velmi podobným výsledkům. Rowe zkoumal sestavu koulí a proto byl schopný vyjádřit poměr hlavních napětí $R = \sigma_1/\sigma_3$ i poměr rychlostí hlavních poměrných přetvoření $D = -\dot{\epsilon}_3/\dot{\epsilon}_1$ za podmínky pravidelného geometrického uspořádání koulí. Výchozí rovnicí pro něho byl vztah (16),

$$D = R/K \quad (16)$$

kde K je koeficient reprezentující vnitřní tření a je vyjádřen jako (17),

$$K = \tan^2 \left(45^\circ + \frac{\phi_f}{2} \right) \quad (17)$$

kde ϕ_f je úhel vnitřního tření mezi částicemi, pro kypré písky platí $\phi_f = \phi_{cv}$, ovšem s vyšší ulehlostí jeho hodnota klesá. Vztah (16) platí pro rovinnou deformaci a na triaxiální podmínky se dá převést pomocí Obr. č. 7.



Obr. č. 7: Převod z rovinné deformace na triaxiální podmínky

Celek se rozdělí na dva mechanismy (A a B) a pro každý platí vlastní podmínka (18) a (19),

$$-\dot{\epsilon}_2/\dot{\epsilon}_{1A} = D_A = R_A/K \quad (18)$$

$$-\dot{\epsilon}_3/\dot{\epsilon}_{1B} = D_B = R_B/K \quad (19)$$

pak pro triaxiální podmínky platí $R_A = R_B$ a $\dot{\epsilon}_2/\dot{\epsilon}_1$. Rychlost celkového osového poměrné přetvoření je pak rovna součtu obou dílčích rychlostí poměrných přetvoření (20).

$$\dot{\epsilon}_1 = \dot{\epsilon}_{1A} + \dot{\epsilon}_{1B} = -2\dot{\epsilon}_3 K/R \quad (20)$$

Potom platí (21).

$$D' = R/K = -2\dot{\epsilon}_3/\dot{\epsilon}_1 \quad (21)$$

Stejně jako ve vztahu (20), rychlost celkového objemového poměrného přetvoření je pak rovna součtu obou dílčích rychlostí poměrných přetvoření.

$$\dot{\epsilon}_v = \dot{\epsilon}_{1A} + \dot{\epsilon}_{1B} = \frac{\dot{\epsilon}_2}{D_A} + \frac{\dot{\epsilon}_3}{D_B} \quad (22)$$

Potom ze vztahů (8) a (21) platí (23).

$$D_A + D_B = \frac{1 - \sin \psi}{1 + \sin \psi} \quad (23)$$

Pro mez kluzu platí vyjádření (24)

$$\sin \psi = -\frac{\dot{\epsilon}_v/\dot{\epsilon}_1}{2 - \dot{\epsilon}_v/\dot{\epsilon}_1} \quad (24)$$

a nakonec z rovnic (21) a (24) platí vztah (25) pro vrcholový úhel dilatance, triaxiálních podmínek i podmínky rovinné deformace. (Schanz & Vermeer, 1996)

$$\sin \psi_p = \frac{\sin \varphi_p - \sin \varphi_{cs}}{1 - \sin \varphi_p \times \sin \varphi_{cs}} \quad (25)$$

2.3.4. Boltonův přístup a porovnání jednotlivých přístupů

Zatímco výše uvedené modely (viz 2.3.1, 2.3.2 a 2.3.3) jsou popsány na základě teoretických vztahů mezi úhlem vnitřního tření a úhlem dilatance, tato metoda vychází převážně z empirických přístupů. Představil ji Malcolm D. Bolton v roce 1986 v publikaci *Strength and dilatancy of sands*. (Bolton, 1986)

Bolton provedl obsáhlý přehled experimentálních dat na úhlech vnitřního tření a dilatance a navrhl velmi jednoduchý empirický vztah viz (26). (Houlsby, 1991)

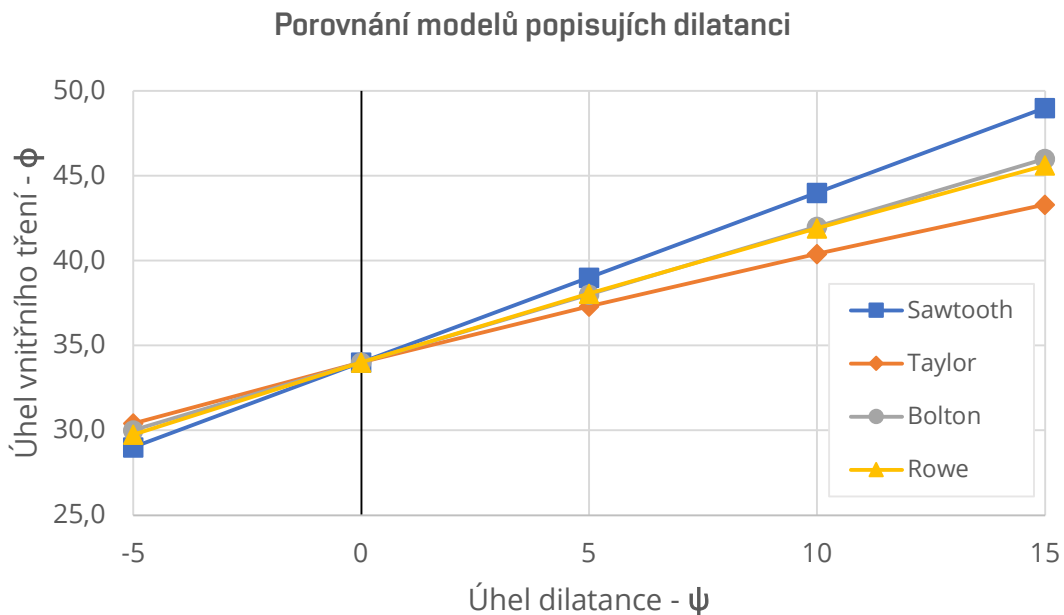
$$\phi'_p = \phi'_{cv} + 0,8\psi \quad (26)$$

2.3.5. Shrnutí a porovnání jednotlivých přístupů

Srovnání jednotlivých metod je vidět v Tabulka 1 na Obr. č. 8 (pro případ rovinné deformace). Je zřejmé, že rozdíly jsou relativně malé. Z teoretických modelů je uprostřed rozmezí Roweův model, kterému je velmi blízké empirické vyjádření dilatance podle Boltona, viz Obr. č. 8. (Houlsby, 1991)

Tabulka 1: Porovnání jednotlivých modelů popisujících dilatanci

$\phi_{cv} = 34^\circ$	Sawtooth	Taylor	Bolton	Rowe
ψ	$\phi_{Sawtooth}$	ϕ_{Taylor}	ϕ_{Bolton}	ϕ_{Rowe}
-5	29.0	30.4	30.0	29.8
0	34.0	34.0	34.0	34.0
5	39.0	37.3	38.0	38.0
10	44.0	40.4	42.0	41.9
15	49.0	43.3	46.0	45.6



Obr. č. 8: Porovnání jednotlivých modelů popisujících dilatanci (Houlsby, 1991)

2.3.6. Další vztahy popisující dilatanci

Dilatance byla popsána i dalšími vztahy, viz Tabulka 2.

Tabulka 2: Další vztahy popisující dilatanci (Amirpour, et al., 2015)

Autor	Úhel dilatance	Poznámka	
De Josselin de Jong (1976)	$\sin \psi = \frac{\frac{\delta \varepsilon_1}{k \delta \varepsilon_1} + 1}{\frac{\delta \varepsilon_1}{k \delta \varepsilon_1} - 1}$	k=1 Rovinná def. (RD) k=3 Triaxiální zat.	(27)
Vermeer and de Borst (1984)	$\sin \psi = \frac{\dot{\varepsilon}_v^p}{-\dot{\varepsilon}_1^p + \dot{\varepsilon}_v^p}$	$\dot{\varepsilon}_v = \dot{\varepsilon}_1 + \dot{\varepsilon}_2 + \dot{\varepsilon}_3$ RD a triaxiální tlak. zk.	(28)
Wood (1990)	$\psi_p = \sin^{-1} \left(\frac{\delta \varepsilon_v^p}{\delta \gamma} \right)$	Jednoduché smykové zatěžovací podmínky	(29)
Vaid and Sasitharan (1992)	$\psi = \sin^{-1} \left(\frac{2}{\frac{3}{ \delta \varepsilon_v^p / \delta \varepsilon_1^p } + 1}} \right)$	Triaxiální zatěžovací podmínky	(30)
Schanz and Vermeer (1996)	$\psi = \sin^{-1} \left(\frac{I_R}{6,7 + I_R} \right)$	RD a rotačně symetrické zatěž. podmínky	(31)

kde I_R je index relativní dilatance, který dává do souvislosti ulehlost a aktuální napětí viz (32),

$$I_R = I_D(Q - \ln p') - R \quad (32)$$

kde p' je hlavní efektivní napětí při porušení. Pro písky byla nejlepší shoda nalezena při kombinaci $Q = 10$ a $R = 1$. Z čehož plyne vztah (33),

$$I_R = I_D(10 - \ln p') - 1 \quad (33)$$

kteří velmi dobře pasuje na laboratorní zkoušky na píscích při rozmezí $0 < I_R < 4$.

Pro rovinnou deformaci potom (RD) platí vztah (34),

$$\phi'_{max}^{RD} - \phi'_{crit}^{RD} = 0,8\psi_{max} = 5I_R \quad (34)$$

pro triaxiální podmínky (tr) vztah (35)

$$\phi'_{max}^{tr} - \phi'_{crit}^{tr} = 3I_R \quad (35)$$

a pro obě podmínky pak vztah (36). (Bolton, 1986)

$$\left(-\frac{d\varepsilon_v}{d\varepsilon_1} \right)_{max} = 0,3I_R \quad (36)$$

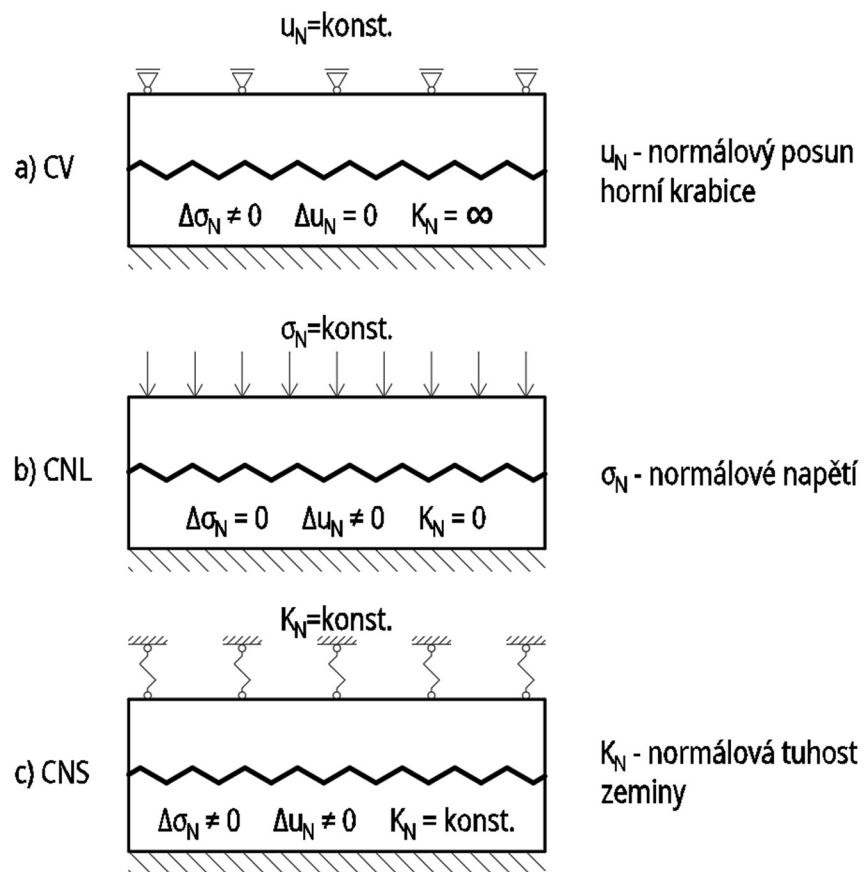
3. Zamezení dilatance

Ve druhé kapitole této práce bylo vysvětleno, že dilatance zeminy je objemová změna při smýkání. Ovšem ne vždy může k této objemové změně docházet. Zemina potřebuje mít volný prostor ke zvětšení objemu. Tento prostor nemusí mít například na plášti piloty, kde objemovým změnám brání z jedné stran pilota a z druhé strany okolní zemina. Z teorie Hookova zákona pak vyplývá, že se musí zvyšovat napětí (v případě pilot radiální).

V kapitole 3.1 bude představeno zamezení dilatance v krabicové zkoušce pomocí laboratorních zkoušek a numerickou simulací. V kapitole 3.2 bude pak dokázáno zamezení dilatance na geotechnických konstrukcích.

3.1. Prokázání vlivu zamezení dilatance

Efekt zamezení dilatance lze kvantifikovat pomocí smykové krabicové zkoušky, kde lze měřit buď nárůst normálového napětí nebo změnu výšky vzorku. Existují tři základní typy této zkoušky. Smyková krabicová zkouška s konstantním objemem (CV – „*Constant volume*“), u které lze měřit změnu normálového napětí. Další je smyková krabicová zkouška s konstantním normálovým přitížením (CNL – „*Constant normal load*“), kde měříme změnu výšky vzorku. Poslední je smyková krabicová zkouška s konstantní normálovou tuhostí (CNS – „*Constant normal stiffness*“), zde se měří jak změna normálového napětí, tak změna výšky vzorku. Viz schéma na Obr. č. 9.

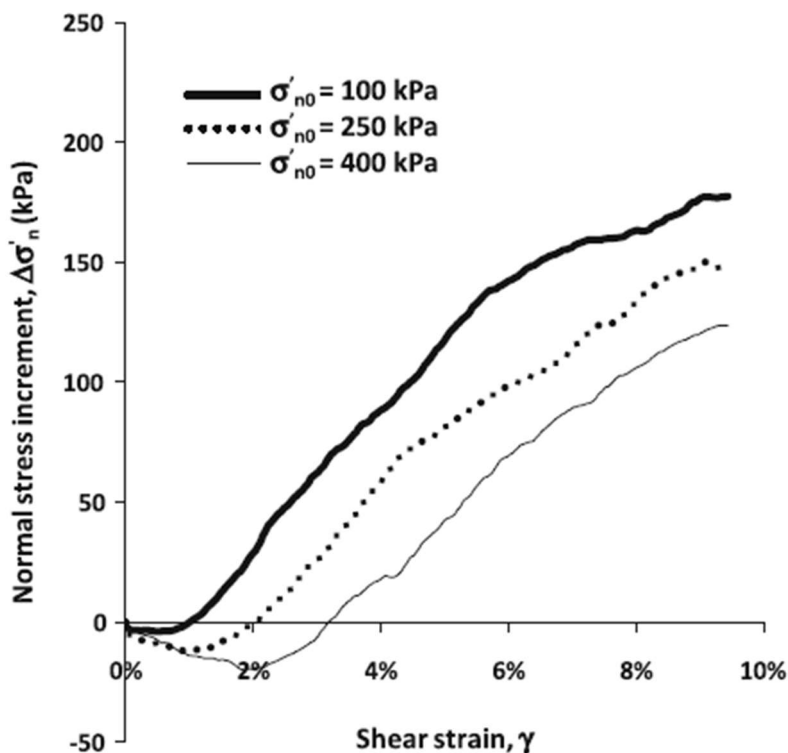


Obr. č. 9: Smykové krabicové zkoušky (Zofka, et al., 2015)

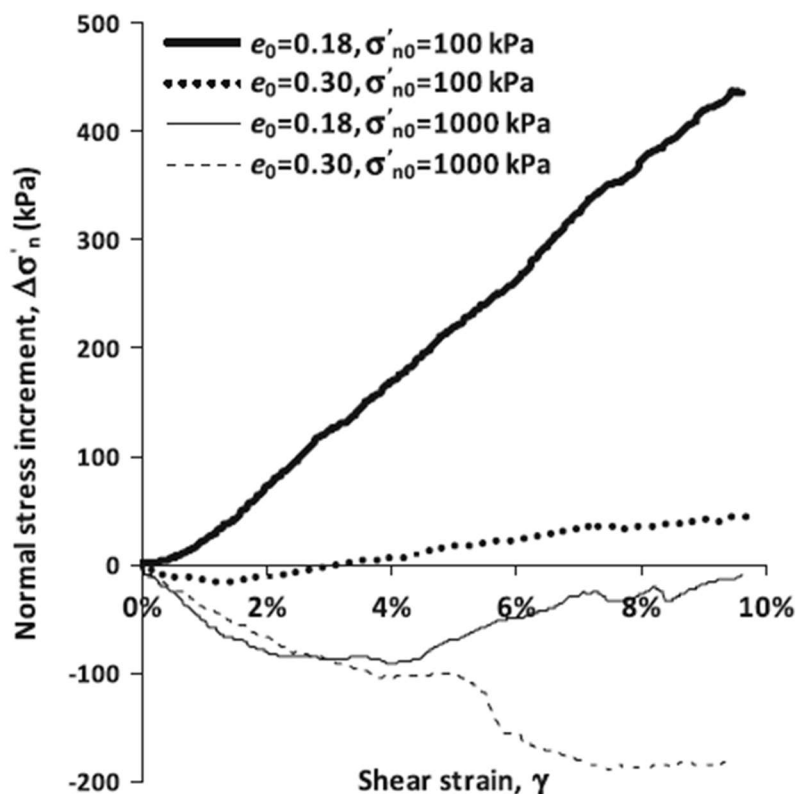
V literatuře je řada článků, které se věnují zkoumání zamezení dilatance při smykových zkouškách. Ve většině je použita Metoda diskretních prvků (DEM – „Discrete/distinct element method“) nebo případně Metoda konečných prvků (MKP, resp. anglicky FEM – „Finite element method“).

Peng et. al (2013) ve svém rovinném DEM modelu uvažuje krabici o délce 88 mm a výšce 56 mm. Prvky jsou kruhové částice o průměru 1 mm, kterých je celkem 5 333. Tento model poté podrobil všem třem typům zkoušek (CV, CNL a CNS). Provedl parametrickou studii s různými počátečními normálovými napětími a různými čísly pórovitosti. Pro CNS zkoušku určil rozmezí tuhosti od 1 000 do 10 000 kPa/mm, na základě předchozích poznatků při omezení dilatance na plášti pilot. Vzhledem k rozsahu parametrů vyšlo z této studie mnoho závěrů. Zde budou představeny ty důležité, které se týkají zamezení dilatance. Prvním závěrem je, že při CNS zkoušce ulehlého vzorku ($e_0 = 0,23$) se projevilo zamezení dilatance zvýšením normálového napětí, při počátečním normálovém napětí $\sigma'_{N0} = 100 \text{ kPa}$ byl přírůstek normálového napětí vlivem dilatance $\Delta\sigma'_N = 180 \text{ kPa}$ při 10% smykovém přetvoření. Na druhou stranu ale bylo zjištěno, že při vyšším počátečním normálovém napětí přírůstek normálového napětí klesá. Další zjištění u této zkoušky bylo, že při nižším počátečním normálovém napětí dochází k dilatanci při nižším smykovém přetvoření vzorku viz Obr. č. 10. Hlavní je ale potřeba zdůraznit, že změna normálového napětí způsobená zamezením dilatance má velký vliv na chování rozhraní zeminy a pláště

piloty. Druhý závěr se týká porovnání počátečního stavu zeminy z hlediska ulehlosti a počátečního normálového napětí. Potvrdilo se, že při vyšším počátečním normálovém napětí dochází k nižšímu přírůstku normálového napětí, nebo že k němu dokonce nemusí dojít (při opravdu velkém počátečním normálovém napětí). Nicméně je pro nás zajímavější fakt, že zamezení dilatance se projevuje výrazně významněji u ulehlejšího vzorku. Pro ulehlý vzorek ($e_0 = 0,18$; $\sigma'_{n0} = 100 \text{ kPa}$) strmě narůstá přírůstek normálového napětí až na hodnotu $\Delta\sigma'_N = 440 \text{ kPa}$, zatímco u kyprého vzorku ($e_0 = 0,30$; $\sigma'_{n0} = 100 \text{ kPa}$) hodnota narůstá pomalu a pouze na $\Delta\sigma'_N = 40 \text{ kPa}$ (při 10% smykové deformaci) viz Obr. č. 11. Třetí závěr je vytvořen na základě vlivu tuhosti zeminy. Byl zkoumán ulehlý vzorek ($e_0 = 0,18$; $\sigma'_{n0} = 100 \text{ kPa}$), protože u něho bylo v předešlých kapitolách zjištěno, že se u něj projevuje zamezení dilatance. Byly zkoumány tři případy normálové tuhosti $k_N = 2\,000$, $4\,000$ a $8\,000 \text{ kPa/mm}$. Zde se ukázalo, že čím vyšší tuhost má okolní zemina, tím vyšší bude přírůstek normálového napětí. Hodnoty při 10% smykové deformaci jsou postupně $\Delta\sigma'_N = 180$, 220 a 250 kPa . Celkově lze tedy poznamenat, že zamezení dilatance závisí ve velké míře na počátečním stavu zeminy. Pro velmi ulehlé hrubozrnné zeminy je nárůst normálového napětí velmi vysoký vzhledem k jejich dilatantnímu chování, zatímco u kyprých zemin se dilatantní chování vytrácí a může přecházet na kontraktantní. Dále pak závisí na počátečním normálovém napětí a normálové tuhosti okolní zeminy.

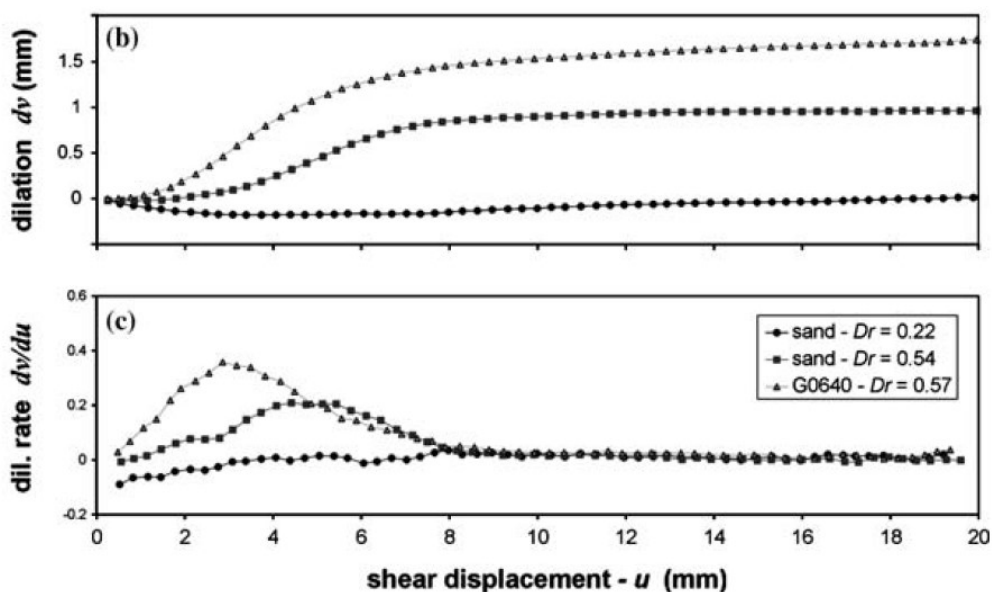


Obr. č. 10: Vliv počátečního normálového napětí (Peng, et al., 2013)



Obr. č. 11: Vliv počátečního normálového napětí a čísla pórovitosti (Peng, et al., 2013)

Kromě numerických modelů se dá samozřejmě ověřit zamezení dilatance i při laboratorních zkouškách. Laboratorní zkoušky provedli Simoni & Houlsby (2006). Ti se primárně zabývali směsí písku a šterku, nicméně provedli i zkoušky na kyprém písku (sand - $D_r = 0.22$), středně uhlém písku (sand - $D_r = 0.54$) a právě směsi písku se šterkem (G0640 - $D_r = 0.57$).



Obr. č. 12: Závislost dilatance a rychlosti dilatance na smykovém posunu (Simoni & Houlsby, 2006)

Na Obr. č. 12 je vidět, že se dilatance projevila na směsi písku se šterkem a na vzorku středně ulehlého písku. Naopak na kyprém písku se projevilo spíše kontraktantní chování. Obecně u zemin platí, že při zvýšení ulehlosti nebo průměru zrna se zvýší smyková pevnost a tedy i dilatantní chování. Co se týče velikosti frakce zrna, zde ovšem záleží na velikosti smykové krabice, protože při zvyšování frakce začínají být data méně relevantní z důvodu měřítka modelu. Při zvětšování smykové krabice se snižuje úhel vnitřního tření a naopak. (Cerato & Lutenegeger, 2006)

3.2. Zamezení dilatance u geotechnických konstrukcí

V předchozí kapitole byl představen jev zamezení dilatance, v této práci je důležité tento jev prokázat u geotechnických konstrukcí. Stěžejní pro práci je pak zamezení dilatance u pilot, konkrétně na jejím plášti. V této kapitole budou postupně rozebrány jednotlivé faktory, které zamezení dilatance ovlivňují a jak velký je jejich vliv.

Vrcholové smykové napětí na plášti piloty v dané hloubce je obecně dáno vztahem (37),

$$\tau = \sigma'_h \tan \delta = K \sigma'_v \tan \delta \quad (37)$$

kde σ'_h je efektivní horizontální napětí, σ'_v je efektivní vertikální napětí v dané hloubce, δ je vrcholový úhel vnitřního tření na rozhraní plášť piloty – zemina, ten se liší v závislosti na typu piloty a zeminy a závisí na koeficientu K. Koeficientu K je obvykle přiřazena konstantní hodnota závislá na typu instalace piloty, která vede k lineárnímu nárůstu smykového napětí s hloubkou. Toto ovšem ve skutečnosti neplatí a z experimentálních studií se došlo k několika závěrům. (Boulon & Foray, 1986):

- Během zatěžování piloty jsou lokalizována velká smyková přetvoření v tenké vrstvě v okolí pláště piloty.
- Efektivní radiální napětí nezávisí pouze na typu instalace piloty, ale mění se i v průběhu zatěžování.
- Koeficient K klesá s narůstající hloubkou.

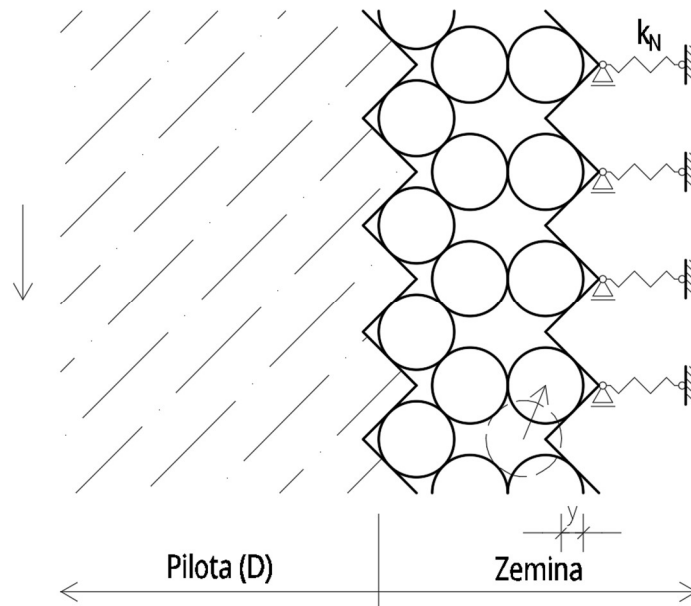
Základní vztah pro přírůstek napětí $\Delta\sigma'_h$ ve smykové zóně vycházející z teorie expanze válcové dutiny je za předpokladu zákonů pružnosti,

$$\Delta\sigma'_h = \frac{4Gy}{D} = k_n y \quad (38)$$

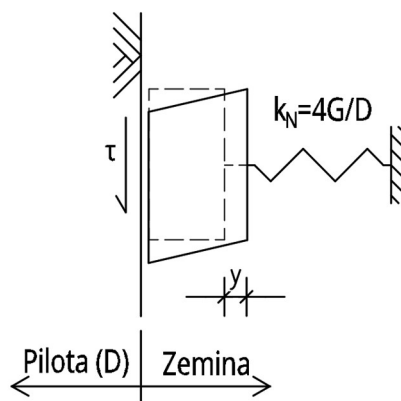
kde G je ekvivalentní smykový modul pružnosti zeminy, u které došlo k zamezení dilatance a k_n je ekvivalentní normálová/radiální tuhost zeminy a y je radiální expanze/posun. Stanovení radiální expanze je již popsáno například v Chalmovský (2021). Výsledný vztah pro plášťové tření na plášti piloty lze zapsat jako (39),

$$q_s = (\sigma'_{h0} + \Delta\sigma'_h) \tan \delta = \left(\sigma'_{h0} + \frac{4Gy}{D} \right) \tan \delta \quad (39)$$

kde σ'_{h0} je počáteční horizontální napětí v zemině.



Obr. č. 13: Smyková vrstva v okolí pláště piloty



Obr. č. 14: Schéma smykové vrstvy v okolí pláště piloty

Ze vztahů (38) a (39) je zřejmé, že plášťové tření na plášti ovlivňují:

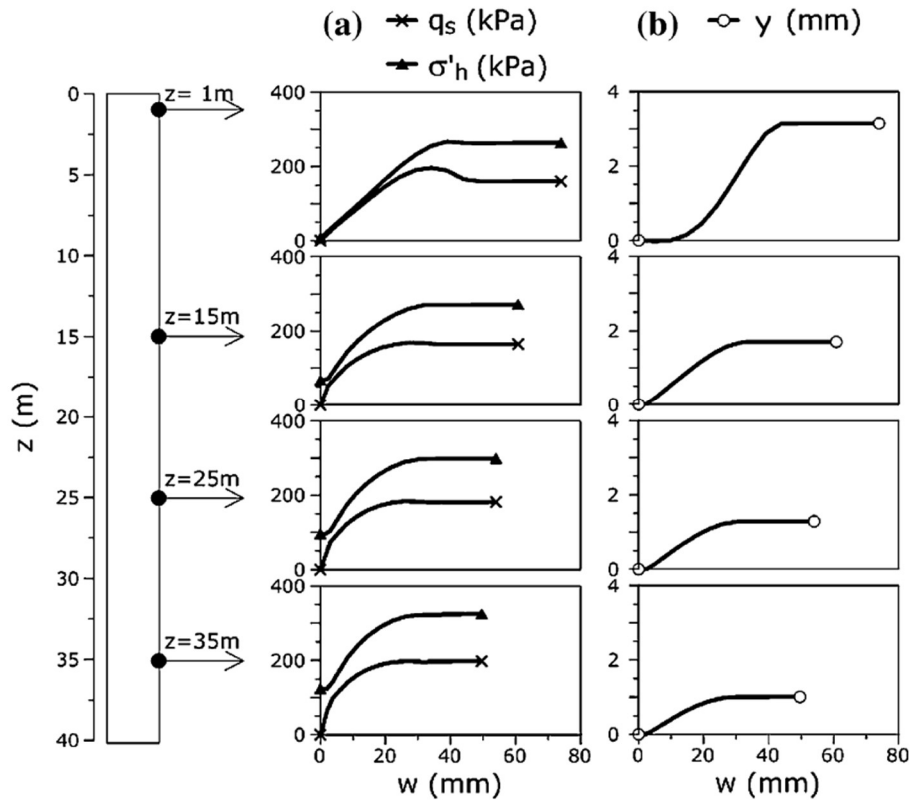
- Počáteční napjatost, která je závislá na hloubce a historii zatěžování,
- smykový modul pružnosti zeminy,
- průměr piloty,
- úhel vnitřního tření na rozhraní plášť piloty – zemina.

Některé aspekty budou dále jednotlivě rozebrány a bude určen jejich vliv a míra vlivu na celkovou únosnost pláště piloty.

Hloubka

Po délce piloty se mění plášťové tření hned z několika důvodů. S narůstající hloubkou nenarůstá jen horizontální napětí, ale mění se i mobilizovaný úhel dilatance a vnitřního tření (Mascarucci, et al., 2014). Ze vztahu (39) je zřejmé, že

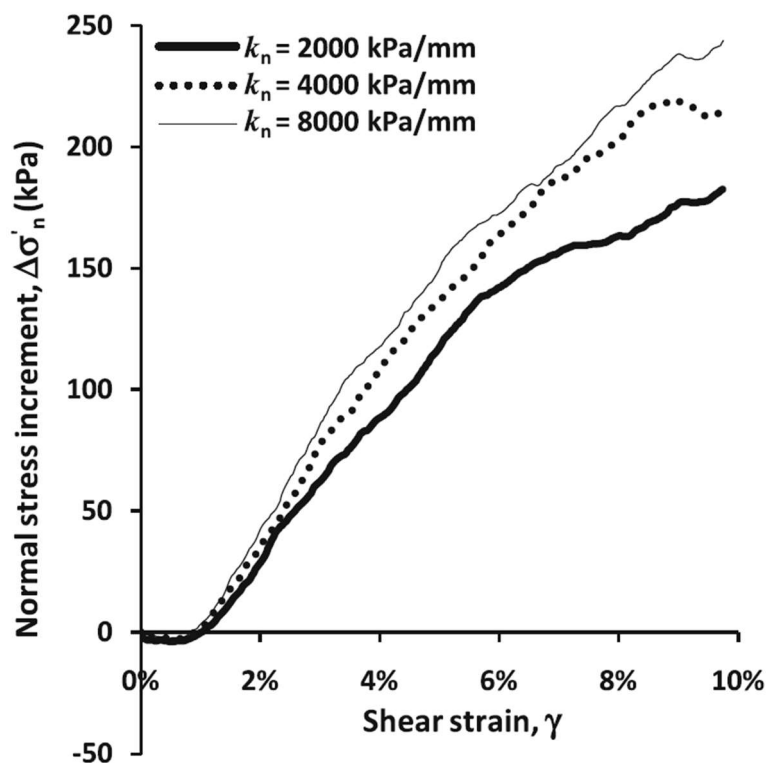
počáteční horizontální napětí σ'_{ho} zvyšuje s hloubkou smykové napětí na plášti, protože samotná hodnota počátečního horizontálního napětí s hloubkou narůstá. Je ale důležité si uvědomit, že počáteční horizontální napětí s hloubkou zároveň redukuje přírůstek horizontálního napětí, který vzniká v důsledku zamezení dilatance viz Obr. č. 10, konkrétně pro tento případ redukuje radiální expanzi y . Redukce radiální expanze y je zřejmá na Obr. č. 15 (b).



Obr. č. 15: Změna radiální expanze po délce piloty (Mascarucci, et al., 2014)

Tuhost

Další aspektem ovlivňující únosnost piloty je tuhost okolní zeminy. V případě vyšší tuhosti zeminy dochází ve smykové zóně na plášti piloty k většímu zamezení dilatance a tudíž k vyššímu nárůstku normálového napětí a mezního plášťového tření. V grafu na Obr. č. 16 je vykreslena závislost přírůstku normálového napětí $\Delta\sigma'_n$ na poměrném smykovém přetvoření γ . Při normálové tuhosti $k_n = 8000 \text{ kPa/mm}$ dosahuje přírůstek normálového napětí hodnoty téměř $\Delta\sigma'_n = 250 \text{ kPa}$, zatímco při $k_n = 2000 \text{ kPa/mm}$ pouze $\Delta\sigma'_n = 180 \text{ kPa}$. Hodnoty byly naměřeny pomocí CNS smykové krabicové zkoušky pro $e_0 = 0,18$ a $\sigma'_{no} = 100 \text{ kPa}$. (Peng, et al., 2013)

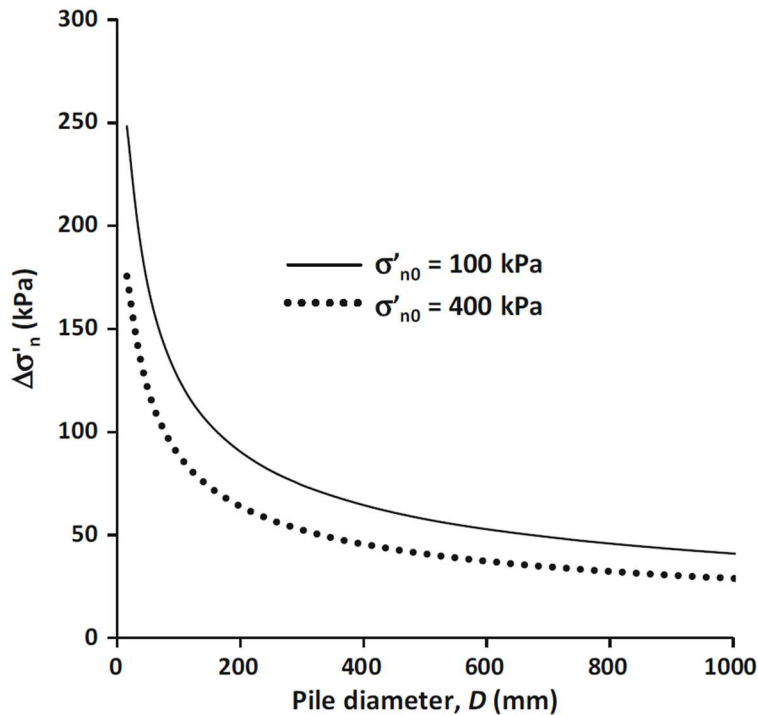


Obr. č. 16: Vliv normálové tuhosti na přírůstek normálového napětí (Peng, et al., 2013)

Průměr piloty

Ze vztahu (38) je zřejmé, že přírůstek horizontálního napětí je přímo úměrný smykovému modulu pružnosti zeminy, horizontální expanzi a nepřímo úměrný právě průměru piloty. Platí tedy, že s narůstajícím průměrem piloty klesá vodorovný přírůstek napětí. Tento faktor je však významnější u maloprůměrových pilot a zkušebních pilot v laboratořích. Proto je potřeba na tento faktor myslet hlavně při korelaci výsledků laboratorních zkoušek na skutečné velkopřůměrové piloty. (Sinnreich, 2011)

Na Obr. č. 17 je vykreslena závislost přírůstku normálového napětí $\Delta\sigma'_n$ na průměru piloty D . Peng (2013) provedl zkoušku na středně ulehlém vzorku písku ($e_0 = 0,23$), při počátečním horizontálním napětí 100 kPa se přírůstek horizontálního napětí snížil z hodnoty 248 kPa pro zkušební 16milimetrovou pilotu na 41 kPa pro pilotu o průmětu 1 metr. (Peng, et al., 2013)



Obr. č. 17: Vliv průměru piloty na přírůstek horizontálního napětí (Peng, et al., 2013)

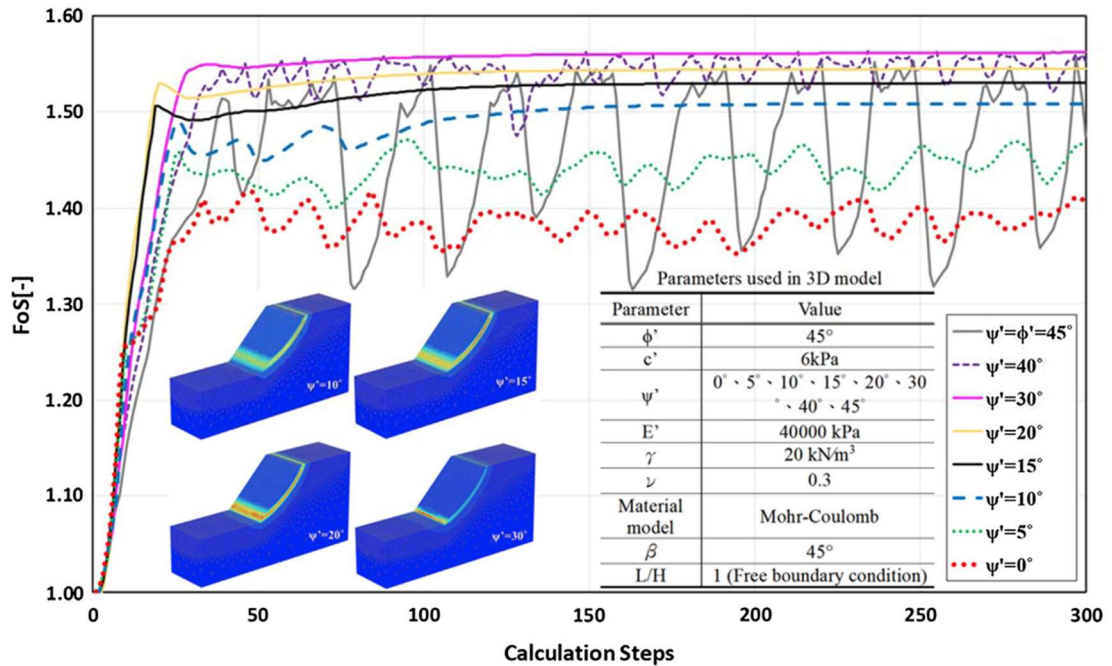
Vliv materiálu zeminy

Vliv dilatance je významnější v případě nesoudržných zemin a nejméně významnější pak u štěrků. Opět lze vycházet z rovnice (38), kde radiální expanze y úměrně zvyšuje přírůstek horizontálního napětí. Je logické, že radiální expanze y bude vyšší u materiálu s větším průměrem zrna, tedy štěrku. Na druhou stranu ovšem bylo zjištěno, že se zvyšujícím se průměrem zrna klesá úhel dilatance. Amirpour et al. (2015) provedli pro 6 směsí písku sérii 12 krabicových smykových zkoušek pro 4 různá normálová napětí a 3 různé relativní hustoty. Celkem tedy 72 zkoušek. Z těchto zkoušek bylo zjištěno, že se zvyšujícím se D_{50} klesá hodnota úhlu dilatance ψ .

Kromě nesoudržných zemin se však dilatance může projevit i u soudržných zemin. Doan & Lehane (2019) dokázali dilatantní chování u překonsolidovaných jílu a písčitéch jílu. Provedli zatěžovací zkoušky vrtaných pilot ve velmi tuhých a překonsolidovaných soudržných zeminách. Dilatance se projevila, ale pro plnou mobilizaci plášťového tření bylo potřeba relativní přetvoření v hodnotě 5 % průměru piloty. I zde platilo, že příspěvek horizontálního napětí vlivem dilatance klesá s narůstajícím průměrem piloty, ale v rozmezí 300 – 900 mm je již relativně konstantní. Na zkušební pilotě o průměru 300 mm v písčitém jílu naměřili při mezním plášťovém tření hodnotu horizontálního napětí o hodnotě 1,65násobku počátečního horizontálního napětí. A naopak u prachu a jílu potvrdili, že se dilatance téměř neprojevuje, protože celkové horizontální napětí je přibližně rovno počátečnímu horizontálnímu napětí ($\sigma'_{hf} \sim \sigma'_{h0}$). (Doan & Lehane, 2019)

Zamezení dilatace u dalších geotechnických konstrukcí

Dilatance samozřejmě neovlivňuje pouze plášť piloty, ale i patu piloty a další geotechnické konstrukce. Dilatance má vliv na každou konstrukci, ovšem ne na každé je její vliv zásadně významný. U stability svahu je význam menší než u pláště piloty, ale přesto není zanedbatelný. Lin et al. (2020) provedli parametrické studie pomocí MKP s různými kombinacemi kohezí, úhlů vnitřního tření a úhlů dilatancí. Jeden z výstupů je na Obr. č. 18 a je zřejmé, že pro změnu úhlu dilatance v rozmezí 45° se faktor stability mění maximálně o 0,2. Stabilitu svahu ovlivňují hlavně koheze a úhel vnitřního tření zeminy. K podobným závěrům došli i Manzari & Nour (2000).



Obr. č. 18: Vliv úhlu dilatance na faktor stability u stability svahu (Lin et al., 2020)

4. Zavedení dilatance do výpočtů

Metod pro výpočet únosnosti osově zatížených pilot je nespočet a nelze je všechny zmínit. Lze ovšem představit kategorie jednotlivých analýz, viz Tabulka 3.

Tabulka 3: Kategorie analýz (Poulos, 1989)

Kategorie	Pod-kategorie	Charakteristika	Metoda stanovení parametrů
1	-	Empirické – není založeno na principech mechaniky zemin	Jednoduché in-situ nebo laboratorní zkoušky, s korelacemi
2	2A	Založeno na zjednodušených teoriích – používá principy mechaniky zemin aplikovatelné na ruční výpočet Využívá buď lineární elasticitu nebo tuhou plasticitu	Rutinní in-situ zkoušky případné korelace
	2B	Jako 2A, ale používá nelineární teorie nebo elastoplasticitu	
3	3A	Založeno na teoriích využívajících specifické analýzy, používá principy mechaniky zemin Využívá buď lineární elasticitu nebo tuhou plasticitu	Citlivé laboratorní nebo in-situ zkoušky, které odpovídají příslušnému chování
	3B	Jako 3A, ale je vyžadována nelinearita pro relativně jednoduché chování	
	3C	Jako 3A, ale je vyžadována nelinearita pro vhodný konstituční model zeminy	

Do kategorie 1 spadají analýzy jako jsou *Korelace s CPT („Cone Penetration Testing“ – „Zkouška penetrace kuželem“)*, *Korelace s SPT („Standard penetration test“ – Standardní penetrační zkouška“)* nebo *Metoda totálních napětí (α -metoda)*. Mezi výhody těchto metod patří rychlost, relativní jednoduchost a malé množství vstupních parametrů. Metody jsou založeny na zkušenostech a empiriích. Nejsou zde aplikovány principy mechaniky zemin. Mezi nevýhody patří omezené použití na různé typy zemin a nepřesnost. V kategorii 2 jsou již kromě empirických pravidel uplatněny i principy mechaniky zemin. Příkladem metody je *Metoda efektivních napětí (β -metoda)*. Mezi výhody stále patří rychlost, navíc je zde větší variabilita použití metod na různé typy zemin. Kategorie 3 jsou již komplexní *numerické analýzy (FEM/MKP, BEM, DEM apod.)*, které kromě samotného pláště jsou schopné spočítat i vliv piloty na okolní prostředí a konstrukce. Mezi výhody patří komplexnost řešení, využití principu mechaniky zemin, velká přesnost řešení, fáze výstavby a další nesčetné

výhody. Mezi nevýhody pak vysoké nároky na projektanta, výpočetní výkon, časová náročnost a velké množství vstupních parametrů.

Pro zavedení vlivu dilatance do výpočtu únosnosti pláště piloty lze uvažovat dvě základní varianty. V první variantě je pro nás mezní plášťové tření vstupem do výpočtu a je potřeba ho určit pomocí vhodné metody. Ve druhé variantě je mezní plášťové tření výstup z výpočtu a stanoví se výpočtem na základě počátečního horizontálního napětí a přírůstkých napětí.

4.1. Metoda efektivních napětí a empirické hodnoty β faktoru

Výpočet mezního plášťové tření je podle β – metody principiálně jednoduché. Tření na plášti je rovno součinu horizontálního efektivního napětí při porušení a tangentu úhlu vnitřního tření na rozhraní plášť piloty – zemina (40).

$$q_s = \sigma'_{hf} \tan \delta \quad (40)$$

Dále pak platí (41),

$$q_s = \sigma'_{hf} \tan \delta = K \sigma'_v \tan \delta = \beta \sigma'_v \quad (41)$$

kde σ'_v je vertikální efektivní (geostatické) napětí a K je součinitel bočního tlaku. Součinitel β je určen empiricky, viz níže.

Součinitel β

Pro nesoudržné zeminy jsou hodnoty stanoveny v následujících tabulkách, (Tabulka 4 a Tabulka 5),

Tabulka 4: Hodnoty β pro nesoudržné zeminy dle (Brown, et al., 2010)

Typ zeminy	Vztah pro součinitel β	Podmínky
Písčité zeminy	$\beta = 1,5 - 0,135\sqrt{z}$	$N_{60} \geq 15$ $0,25 \leq \beta \leq 1,2$
Štěrkovité písky	$\beta = 2,0 - 0,06 z^{0,75}$	$N_{60} \geq 15$ $0,25 \leq \beta \leq 1,8$
ostatní nesoudržné $N_{60} < 15$	$\beta = \frac{N_{60}}{15} (1,5 - 0,135\sqrt{z})$	$N_{60} < 15$

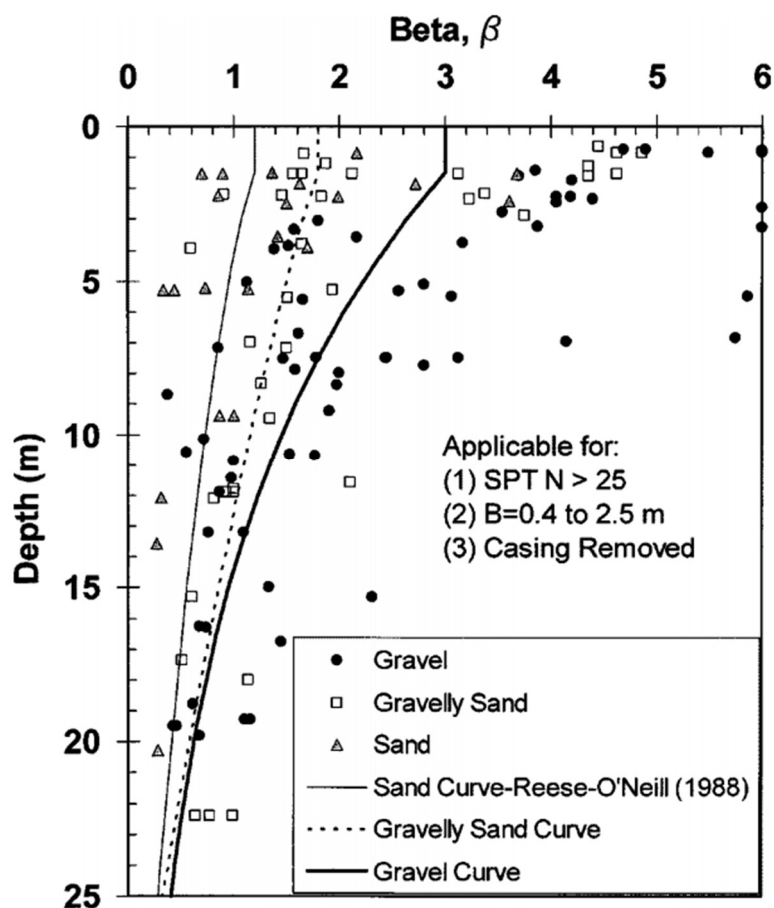
kde z je hloubka pod povrchem a N_{60} je výsledek z SPT (Standardní penetrační zkouška).

Tabulka 5: Hodnoty β pro nesoudržné zeminy dle (O'Neil & Reese, 1999) a (Rollins, et al., 2005)

Typ zeminy	Vztah pro součinitel β	Podmínky
Písčité zeminy	$\beta = 1,5 - 0,245\sqrt{z}$	$N_{60} \geq 15$ $0,25 \leq \beta \leq 1,2$
Štěrkovité písky	$\beta = 2,0 - 0,15 z^{0,75}$	$N_{60} \geq 15$ $0,25 \leq \beta \leq 1,8$
Štěrky $D_{50} \geq 2 \text{ mm}$	$\beta = 3,4 e^{-0,085 z}$	$0,25 \leq \beta \leq 3,0$

Ostatní nesoudržné $N_{60} < 15$	$\beta = \frac{N_{60}}{15} (1,5 - 0,245\sqrt{z})$	$N_{60} < 15$
--	---	---------------

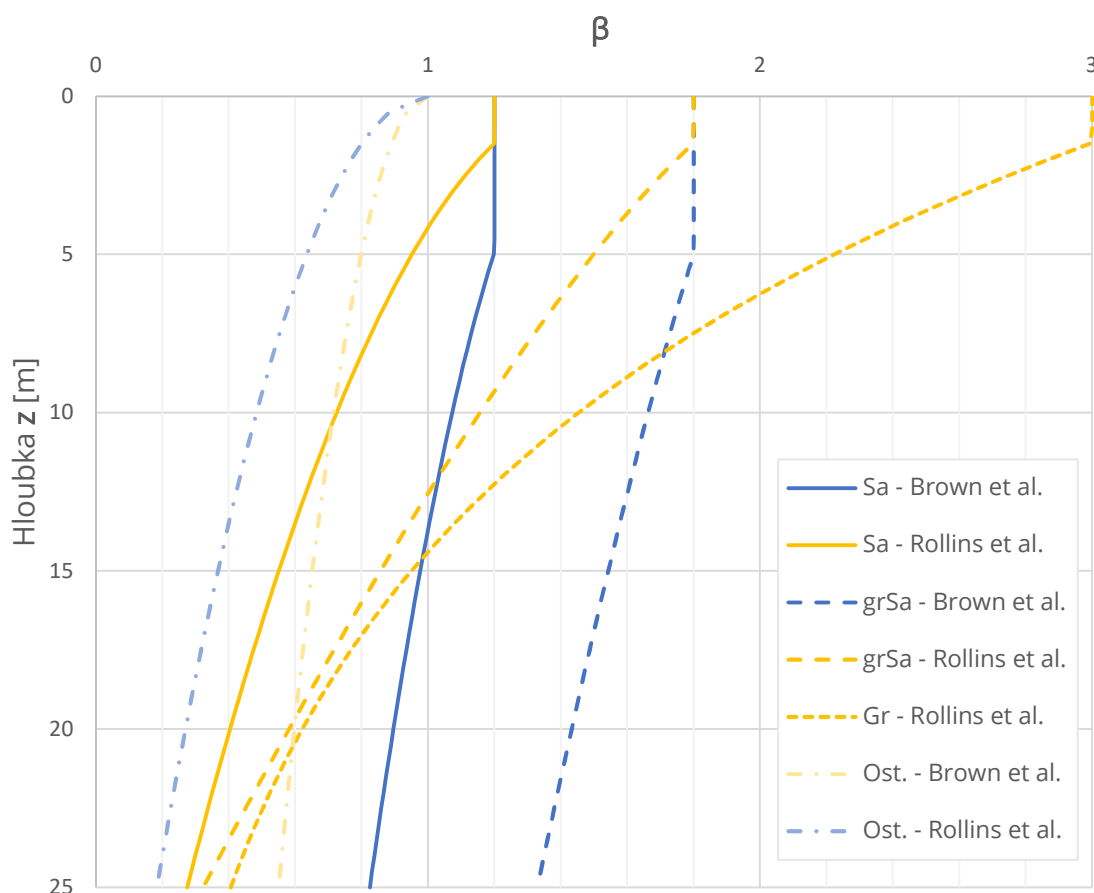
Kde z je hloubka pod povrchem a N_{60} je výsledek (počet úderů) z SPT (Standardní penetrační zkouška). Dále Rollins et al. (2005) pak ještě zpětně spočítali hodnoty β ze zatěžovacích zkoušek a spolu s křivkou pro písek (O'Neil & Reese, 1999) navrhli i křivky pro štěrkovitý písek a pro štěrk, viz Obr. č. 19.



Obr. č. 19: Křivky pro soudržné zeminy (Rollins, et al., 2005)

Porovnání hodnot β podle výše zmíněných autorů je vidět na grafu, viz Obr. č. 20 a v Tabulce 6.

Srovnání $\beta(z)$ podle Brown a O'Neil & Reese



Obr. č. 20: Srovnání závislosti $\beta(z)$ podle Brown et al. (2016) a Rollins et al. (2005)

Z grafu na Obr. č. 20 je zřejmé, že součinitel podle Rollins et al. (2005) dosahuje znatelně nižších hodnot. Hodnota N_{60} pro ostatní soudržné zeminy byla uvažována v hodnotě 10 úderů.

Tabulka 6: Srovnání závislosti $\beta(z)$ podle Brown et al. (2016) a Rollins et al. (2005)

z	β							
	Písčité zeminy Sa		Štěrkovité písky grSa		Štěrky - Gr $D_{50} > 2 \text{ mm}$		Ost. nesoudržné $N_{60} < 15$	
	Sa Brown et al.	Sa Rollins et al.	grSa Brown et al.	grSa Rollins et al.	Gr Brown et al.	Gr Rollins et al.	Ost. Brown et al.	Ost. Rollins et al.
0,0	1,20	1,20	1,80	1,80	-	3,00	1,00	1,00
0,5	1,20	1,20	1,80	1,80	-	3,00	0,94	0,88
1,0	1,20	1,20	1,80	1,80	-	3,00	0,91	0,84
1,5	1,20	1,20	1,80	1,80	-	2,99	0,89	0,80
2,0	1,20	1,15	1,80	1,75	-	2,87	0,87	0,77
2,5	1,20	1,11	1,80	1,70	-	2,75	0,86	0,74

3,0	1,20	1,08	1,80	1,66	-	2,63	0,84	0,72
4,0	1,20	1,01	1,80	1,58	-	2,42	0,82	0,67
5,0	1,20	0,95	1,80	1,50	-	2,22	0,80	0,63
6,0	1,17	0,90	1,77	1,42	-	2,04	0,78	0,60
7,0	1,14	0,85	1,74	1,35	-	1,88	0,76	0,57
8,0	1,12	0,81	1,71	1,29	-	1,72	0,75	0,54
9,0	1,10	0,77	1,69	1,22	-	1,58	0,73	0,51
10,0	1,07	0,73	1,66	1,16	-	1,45	0,72	0,48
12,5	1,02	0,63	1,60	1,00	-	1,18	0,68	0,42
15,0	0,98	0,55	1,54	0,86	-	0,95	0,65	0,37
17,5	0,94	0,48	1,49	0,72	-	0,77	0,62	0,32
20,0	0,90	0,40	1,43	0,58	-	0,62	0,60	0,27
22,5	0,86	0,34	1,38	0,45	-	0,50	0,57	0,23
25,0	0,83	0,28	1,33	0,32	-	0,41	0,55	0,18
							N ₆₀	10

Pro soudržné zeminy je stanovení součinitele β následující.

Tabulka 7: Hodnoty β pro soudržné zeminy (O'Neill, 2001)

Typ zeminy	Vztah pro součinitel β	Autor (Podmínky)
Normálně konsolidované jíly	$\beta = (1 - \sin \phi') \tan \phi'$	Meyerhof (Triaxiální podm)
Překonsolidované jíly	$\beta = 1,5(1 - \sin \phi')OCR^{0,5} \tan \phi'$	Meyerhof (Triaxiální podm)
	$\beta = [(1 - \sin \phi')OCR^{\sin \phi'}] \tan[(\delta/\phi')/\phi']$	Chen a Kulhawy

Úhel vnitřního tření na rozhraní plášť piloty – zemina δ

V případě hrubého rozhraní plášť piloty – zemina (např. vrtané piloty) platí $\delta/\phi = 1$ a potom lze za úhel δ uvažovat úhel vnitřního tření ϕ za triaxiálních podmínek, viz (42).

$$\phi = \phi_{cv} + 3I_{rd} \quad (42)$$

Úhel vnitřního tření ϕ zahrnuje vliv dilatance jako funkci napětí a relativní hustoty, viz (43),

$$I_{rd} = D_r \left[10 + \ln \left[100 \left(\frac{p_f}{p_a} \right) \right] \right] - 1 \quad (43)$$

kde D_r je relativní hustota, p_f je hlavní efektivní napětí při porušení ($\approx 2\sigma'_z$) a p_a je atmosférický tlak. Relativní hustota je dána vztahem (44),

$$D_r = \sqrt{\frac{(N_1)_{60}}{60 + 25 \log D_{50}}} \quad (44)$$

kde D_{50} je průměr zrna při 50% propadu a $(N_1)_{60}$ je hodnota z SPT zkoušky (počet úderů, upraven na hodnotu tlaku 1 MPa). (Rollins, et al., 2005)

4.2. Stanovení mezního plášťového tření s využitím teorie expanze válcové dutiny

V předchozí kapitole ve vztahu (41) platila rovnost $\sigma'_{hf} = K \sigma'_v$, v konečném důsledku může tato rovnost platit pouze za předpokladu empirického odvození součinitele β , protože pro kritické horizontální napětí platí vztah (45),

$$\sigma'_{hf} = \sigma'_{h0} + \Delta\sigma'_{hc} + \Delta\sigma'_h \quad (45)$$

kde σ'_{h0} je počáteční horizontální napětí, $\Delta\sigma'_{hc}$ je přírůstek horizontálního napětí vzniklý v důsledku instalace piloty, $\Delta\sigma'_h$ je přírůstek horizontálního napětí vzniklý v důsledku zatěžování piloty. Přírůstek napětí $\Delta\sigma'_{hc}$ může záviset přímo na způsobu provádění piloty, tak na reologických vlastnostech betonu, přírůstek napětí v důsledku zatěžování $\Delta\sigma'_h$ vzniká v důsledku zamezení dilatance ve smykové zóně na plášti piloty a je odvozen s využitím teorie expanze válcové dutiny. Výpočet je již popsán vztahem (38). (Mascarucci, et al., 2014) Z mechaniky zemin platí, že horizontální efektivní napětí je rovno součinu vertikálního efektivního napětí a součinitele bočního tlaku (46),

$$\sigma'_{h0} = K \sigma'_v \quad (46)$$

potom lze napsat (47).

$$q_s = (K \sigma'_v + \Delta\sigma'_{hc} + \Delta\sigma'_h) \tan \delta \quad (47)$$

Pokud uvažujeme $\sigma'_{hc} = 0$, pak výsledná hodnota plášťového tření je (48),

$$q_s = \beta_0 \sigma'_v + \Delta\sigma'_h \tan \delta \quad (48)$$

kde β_0 je součinitel ovlivňující pouze počáteční (geostratické) napětí, narozdíl od součinitele β , který ovlivňuje celkové horizontální napětí a je získán empiricky z naměřených dat. Součinitel β_0 je pak stanoven jako součin součinitele bočního tlaku v klidu K_0 a tangentu úhlu vnitřního tření na rozhraní plášť piloty - zemina

$$\beta_0 = K_0 \tan \delta \quad (49)$$

Součinitel bočního tlaku v klidu jde určit zvlášť pro normálně konsolidované (NC)

$$K_{0,NC} = 1 - \sin \phi' \quad (50)$$

a překonsolidované (OC) zeminy,

$$K_{0,OC} = K_{0,NC} OCR^{\sin \phi'} \quad (51)$$

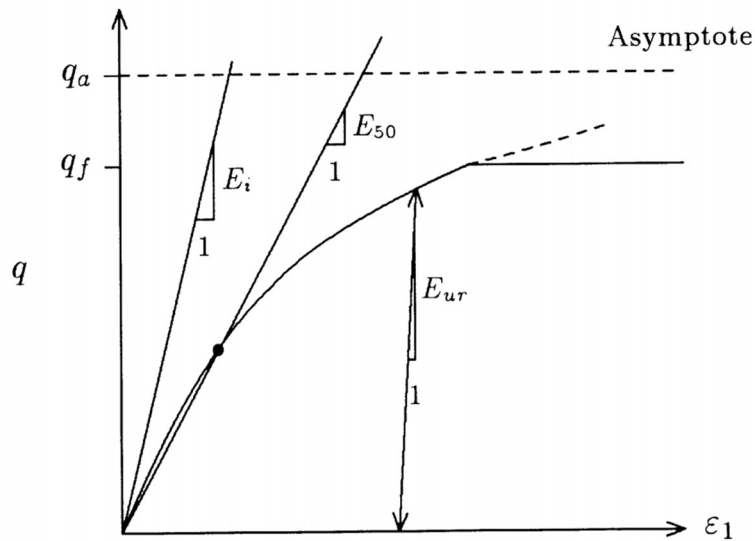
kde OCR je stupeň překonsolidace a je roven poměru maximálního vertikálního napětí, kterému kdy byla zemina vystavena a současnému vertikálnímu napětí. (Mascarucci, et al., 2015)

$$OCR = \frac{\sigma_{v,max}}{\sigma_v} \quad (52)$$

4.3. Přímé zahrnutí pomocí numerického výpočtu

Další možností zahrnutí dilatance do výpočtu únosnosti pláště piloty je numerická analýza metodou konečných prvků. V této práci bude použit Hardening

soil model (HS model), který už byl použit například u Abed et al. (2007) a je ověřeno, že ho lze použít pro výpočty s vlivem dilatance. Jedná se o pokročilý konstituční model. Je definován hyperbolickým pracovním diagramem a Mohr-Coulombovou podmínkou porušení, viz Obr. č. 21.



Obr. č. 21: Pracovní diagram Hardening soil modelu (Schanz, et al., 1999)

Pracovní diagram je hyperbolický vztah mezi poměrným vertikálním přetvořením ε_1 a deviatorem napětí q při primárním triaxiálním zatěžování. Tuhost materiálu klesá a materiál vykazuje nevratné (plastické) deformace. Pracovní diagram lze definovat pomocí vztahu (53),

$$\varepsilon_1 = \frac{q_a}{2E_{50}} \frac{(\sigma_1 - \sigma_3)}{q_a - (\sigma_1 - \sigma_3)}; \quad \text{pro } q < q_f \quad (53)$$

kde E_{50} je sečnový modul při $0,5 \times q_f$, dále q_a je (54)

$$q_a = \frac{q_f}{R_f} \quad (54)$$

a q_f je mezní deviator napětí a je definován vztahem (55),

$$q_f = \frac{6 \sin \phi_p}{3 - \sin \phi_p} (p + c \cot \phi_p) \quad (55)$$

který je odvozen z Mohr-Coulombovy podmínky porušení. Poměr R_f je vždy menší než 1 a obvykle je nastaven na výchozí hodnotu 0,9. Velké výhody HS modelu oproti MC modelu jsou, že plastické deformace vznikají již od počátku zatěžování a materiál má rozdílnou tuhost při primárním zatěžování E_{50} a poté při odtížení a opětovném přitížení E_{ur} (*ur - unloading/reloading*).

Chování materiálu při primárním zatěžování je vysoce nelineární. Parametr E_{50} je sečnový modul pro primární zatěžování a je závislý na aktuálním stavu napjatosti. Je dán rovnicí (56),

$$E_{50} = E_{50}^{ref} \left(\frac{\sigma_3 + c \cot \phi_p}{p^{ref} + c \cot \phi_p} \right)^m \quad (56)$$

kde E_{50}^{ref} je referenční sečnový modul korespondující s referenčním tlakem p^{ref} . Aktuální tuhost dále závisí na vedlejším hlavním napětí σ'_3 , což je efektivní omezující tlak při triaxiální zkoušce. Koeficient m bude vysvětlen dále v souhrnu vstupních parametrů.

Při odtížení a opětovném přitížení využívá HS model modul pružnosti E_{ur} (57),

$$E_{ur} = E_{ur}^{ref} \left(\frac{\sigma_3 + c \cot \phi_p}{p^{ref} + c \cot \phi_p} \right)^m \quad (57)$$

kde E_{ur}^{ref} je referenční Youngův modul pružnosti pro odtížení a opětovné přitížení, který opět koresponduje s referenčním tlakem p^{ref} . Průběh odtížení a opětovného přitížení je vratný (elastický, pružný). Poměrné přetvoření ε^e je spočítáno pomocí Hookova zákona pomocí rovnic (57), (58) a poissonova čísla ν_{ur} .

$$G_{ur} = \frac{1}{2(1 + \nu_{ur})} E_{ur} \quad (58)$$

Smykové funkce plasticity pro triaxiální podmínky jsou dány funkcemi f_{12} a f_{13} .

$$f_{12} = \frac{q_a}{E_{50} q_a - (\sigma_1 - \sigma_2)} - \frac{2(\sigma_1 - \sigma_2)}{E_{ur}} - \gamma_p \quad (59)$$

$$f_{13} = \frac{q_a}{E_{50} q_a - (\sigma_1 - \sigma_3)} - \frac{2(\sigma_1 - \sigma_3)}{E_{ur}} - \gamma_p \quad (60)$$

kde $\gamma_p \approx 2\varepsilon_1^p$ je plastická smyková deformace.

Rychlost plastické objemové deformace je vyjádřena jako součin mobilizovaného úhlu dilatance a rychlosti plastické smykové deformace (61).

$$\dot{\varepsilon}_v^p = \sin \psi_m \dot{\gamma}_p \quad (61)$$

Mobilizovaný úhel dilatance vychází z *Roweho teorie* (viz 2.3.3) a lze ho vyjádřit pomocí výrazu (62),

$$\sin \psi_m = \frac{\sin \phi_m - \sin \phi_{cv}}{1 - \sin \phi_m \sin \phi_{cv}} \quad (62)$$

kde

$$\sin \phi_m = \frac{(\sigma_1 - \sigma_3)}{\sigma_1 + \sigma_3 - 2c \cot \phi_p} \quad (63)$$

$$\sin \phi_{cv} = \frac{\sin \phi_p - \sin \psi_p}{1 - \sin \phi_p \sin \psi_p} \quad (64)$$

Funkce plastického potenciálu pak odráží velikost mobilizovaného úhlu dilatance dle vztahů (65) a (66).

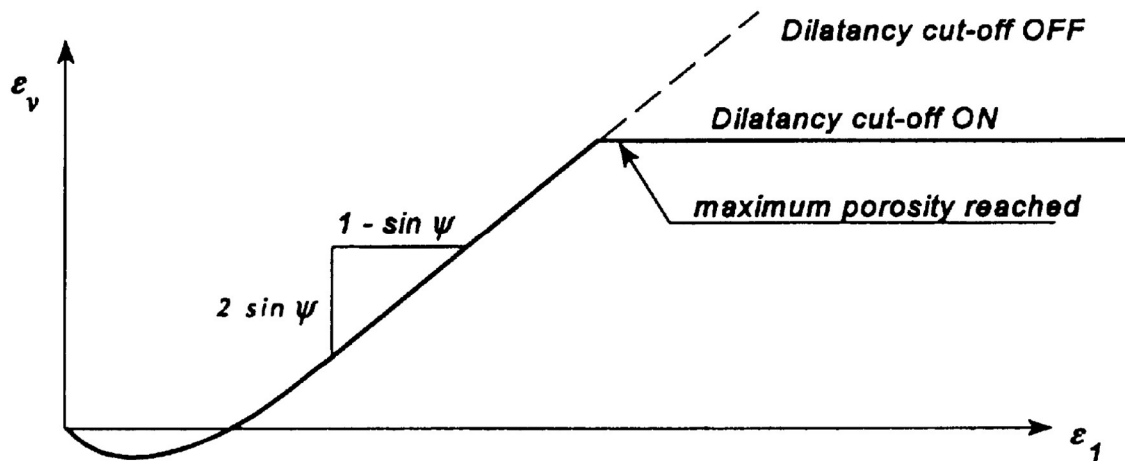
$$g_{12} = \frac{(\sigma_1 - \sigma_2)}{2} - \frac{(\sigma_1 + \sigma_2)}{2} \sin \psi_m \quad (65)$$

$$g_{13} = \frac{(\sigma_1 - \sigma_3)}{2} - \frac{(\sigma_1 + \sigma_3)}{2} \sin \psi_m \quad (66)$$

Objemové změny a tudíž i dilatance nemohou probíhat do nekonečna. V HS modelu je dilatance ukončena takzvaným „dilatancy cut-off“, kdy se stanoví maximální číslo pórovitosti materiálu e_{max} . Pokud je aktuální číslo pórovitosti e vyšší než stanovené maximální číslo pórovitosti, je mobilizovaný úhel dilatance roven nule. (Schanz, et al., 1999)

$$e < e_{max} \quad \sin \psi_m = \frac{\sin \phi_m - \sin \phi_{cv}}{1 - \sin \phi_m \sin \phi_{cv}} \quad (67)$$

$$e \geq e_{max} \quad \sin \psi_m = 0 \quad (68)$$



Obr. č. 22: Deformační křivka pro standardní triaxiální zkoušku zahrnující „dilatancy cut-off“ (Schanz, et al., 1999)

Vstupní parametry Hardening soil modelu

Deformační parametry

- E_{50}^{ref} Sečnový modul při dosažení 50 % mezního deviátoru napětí g_f
- E_{oed}^{ref} Edometrický tečnový modul
- E_{ur}^{ref} Modul pružnosti pro odtížení a opětovném přitížení
- ν_{ur} Poissonovo číslo pro odtížení a opětovném přitížení (0,2)
- m Exponent popisující závislost napětí na tuhosti

Pevnostní parametry

- c Koheze
- ϕ Úhel vnitřního tření
- ψ Úhel dilatance

Další parametry

- p^{ref} Referenční tlak (100 kPa)
- R_f Poměr napětí při porušení (0,9)

5. Analýza tahové zatěžovací zkoušky piloty pomocí MKP

V poslední části této práce bude představena numerická analýza tahové zatěžovací zkoušky piloty v nesoudržných zeminách a bude zkoumán vliv dilatance. V první podkapitole bude pomocí výsledků nalyzováno dilatantní chování zeminy a ve druhé podkapitole bude představen „*dilatancy cut-off*“ a parametrická studie vlivu počátečního stavu zeminy na mezní zatěžovací křivku.

Pro výpočet byla použita metoda konečných prvků (program Plaxis 2D 2018). Byl použit Hardening soil model představený v předchozí kapitole. Pilota je modelována jako rotačně symetrická úloha pomocí 15uzlových trojúhelníkových prvků. Jedná se o vrtanou pilotu o průměru 1,2 m a délky 10 m. Celý model je 10 m široký a 15 m vysoký. Hodnoty vstupních parametrů jsou popsány níže (viz Tabulka 8).

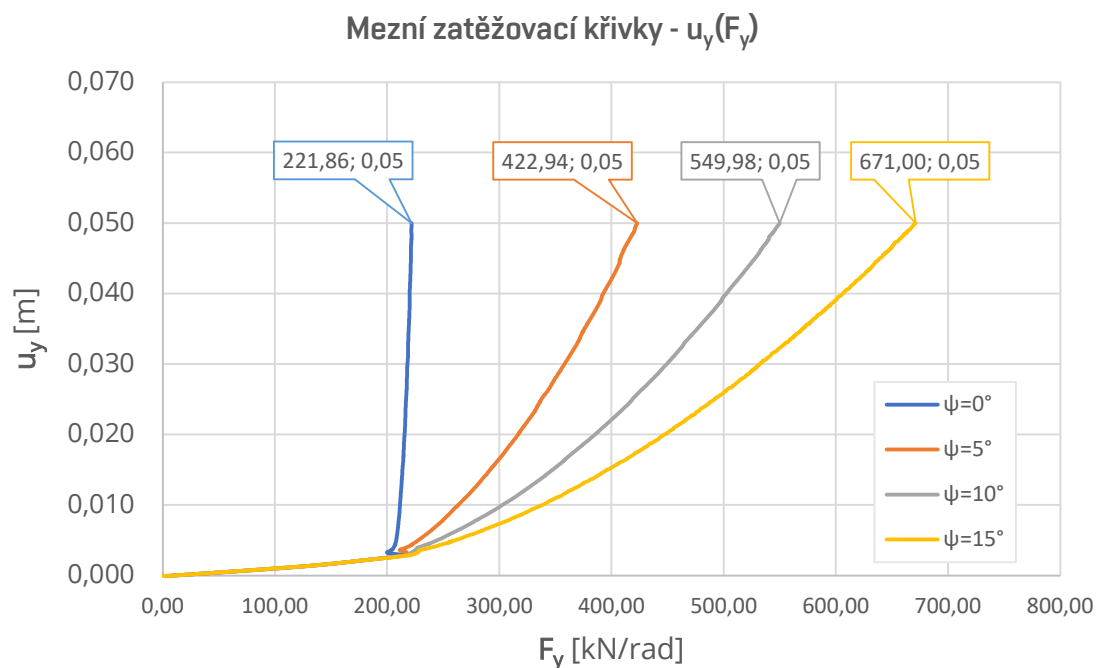
Tabulka 8: Vstupní parametry

Parametr	Hodnota	Jednotka
E_{50}^{ref}	30	MPa
E_{oed}^{ref}	30	MPa
E_{ur}^{ref}	90	MPa
c	1	kPa
ϕ	40	°
ψ	10	°
ν_{ur}	0,2	-
m	0,5	-
p^{ref}	100	kPa
R_f	0,9	-

5.1. Parametrická studie I – vliv velikosti úhlu dilatance

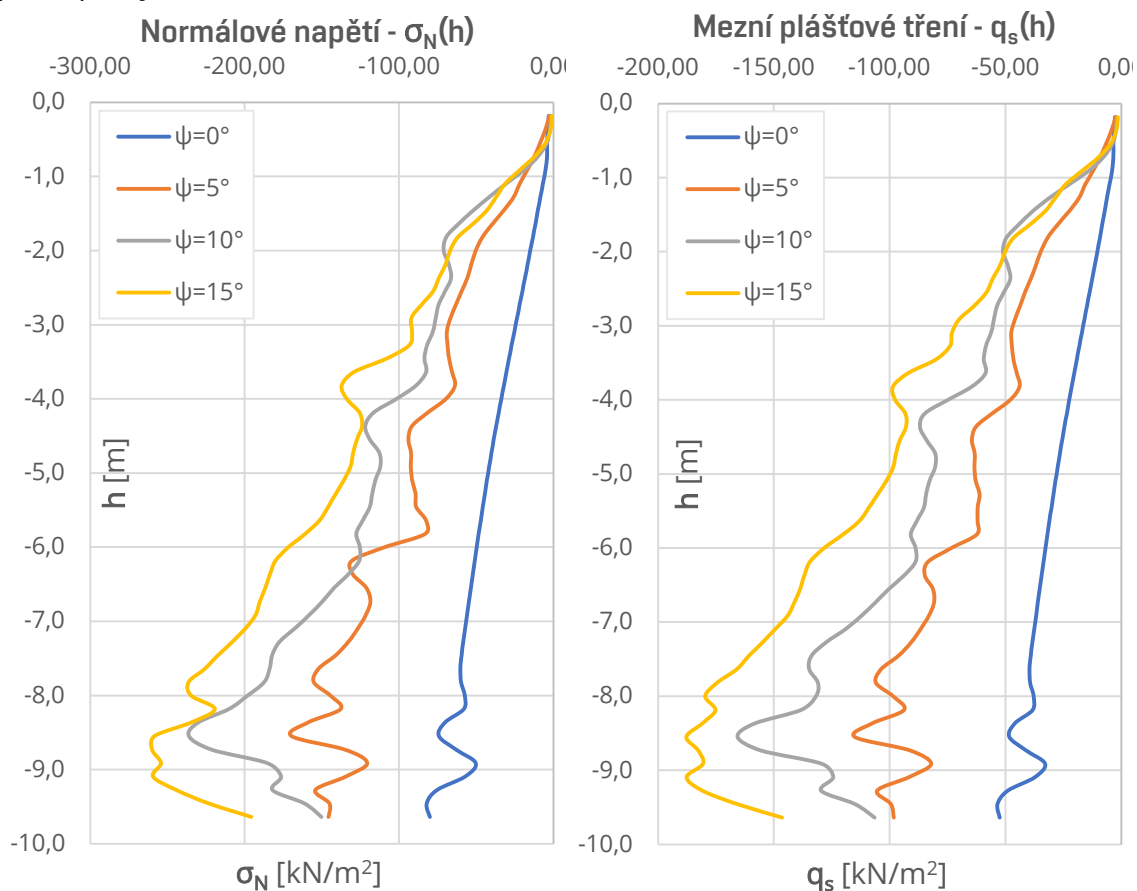
První parametrická studie se zabývá vlivem úhlu dilatance na tvar mezní zatěžovací křivky. V materiálovém modelu byl postupně měněn úhel dilatance pro hodnoty $\psi = 0^\circ, 5^\circ, 10^\circ$ a 15° .

Prvním výstupem parametrické studie jsou mezní zatěžovací křivky, které jsou vykresleny jako závislost svislé deformace piloty na osově tahové síle. Podle grafu na Obr. č. 23 je zřejmé, že k dilatanci v zemině začíná docházet při deformaci přibližně 3 mm a síle 220 kN. Poté je již zřejmý vliv úhlu dilatance na únosnost piloty. Zatímco při nulovém úhlu je při deformaci 50 mm únosnost piloty 221,86 kN a únosnost v podstatě nenarůstá, tak například při materiálovém modelu s úhlem dilatance $\psi = 10^\circ$ je únosnost již necelých 550 kN, což je 2,5krát vyšší hodnota.



Obr. č. 23: Vliv změny úhlu dilatance na mezní zatěžovací křivku

Dalším výstupem je vykreslení normálového napětí a mezního plášťového tření na plášti piloty.



Obr. č. 24: Normálové napětí a mezní plášťové tření po délce piloty

V grafech na Obr. č. 24 je opět vidět, že se zvýšením úhlu dilatance se zvýší normálové napětí a mezní plášťové tření na plášti piloty. V hloubce 7 metrů je hodnota mezního plášťového tření při úhlu dilatance $\psi = 10^\circ$ 3krát vyšší, než při úhlu dilatance $\psi = 0^\circ$.

5.2. Parametrická studie II – „dilatancy cut-off“

V kapitole 4.3 byl při popisu HS modelu vysvětlen pojem „dilatancy cut-off“. V této kapitole bude tato funkcionalita analyzována a budou představeny výsledky parametrické studie, kde bylo „dilatancy cut-off“ zahrnuto do výpočtu.

Parametrická studie se zabývá změnou vstupních čísel pórovitosti. V původním výpočtu, kde nebylo zahrnuto „dilatancy cut-off“ bylo počáteční číslo pórovitosti $e_{init} = 0,65$. Výchozí hodnoty pro parametrickou studii jsou uvedeny níže.

Výchozí hodnoty:

- $e_{min} = 0,40$ Minimální číslo pórovitosti
- $e_{init} = 0,65$ Počáteční číslo pórovitosti
- $e_{max} = 0,90$ Maximální číslo pórovitosti
- $D_{50} = 6 \text{ mm}$ Průměr frakce zrna při 50% propadu na sítu
- $t_s = 10D_{50} = 60 \text{ mm}$ Tloušťka smykové zóny

Tyto hodnoty čísel pórovitosti ovšem nejsou vstupními hodnotami do výpočtu. Na plášti piloty totiž vzniká smyková zóna o tloušťce $(10-12)D_{50}$. Z důvodu rozdílu mezi skutečnou a numerickou tloušťkou smykové zóny je nutné zkorigovat maximální číslo pórovitosti e_{max} , aby bylo docíleno shodného radiálního posunu. Abed et al. (2007) vypočítal maximální číslo pórovitosti následujícím způsobem.

Korekce e_{max}

Změna objemu je vyjádřena změnou čísla pórovitosti (69),

$$\Delta e = e_{max} - e_{init} = 0,9 - 0,65 = 0,25 \quad (69)$$

potom maximální objemové poměrné přetvoření je (70)

$$\varepsilon_{vol,max} = -\frac{\Delta e}{1 + e_{init}} = -\frac{0,25}{1 + 0,65} = -0,152 \quad (70)$$

a ze vztahu (71)

$$\varepsilon_{vol,max} = \frac{\Delta t}{t_s} \quad (71)$$

platí, že změna tloušťky smykové zóny je (72).

$$\Delta t = \varepsilon_{vol,max} \times t_s = 0,151 \times 60 = 9,1 \text{ mm} \quad (72)$$

Potom z oblasti s velkými smykovými deformacemi na plášti piloty byla stanovena tloušťka numerické smykové zóny na 100 mm (73).

$$t_{MKP} = 100 \text{ mm} \quad (73)$$

Pak maximální numerické poměrné přetvoření je (74),

$$\varepsilon_{vol,max,MKP} = \frac{\Delta t}{t_{MKP}} = \frac{9,1}{100} = 0,091 \quad (74)$$

změna čísla pórovitosti (75)

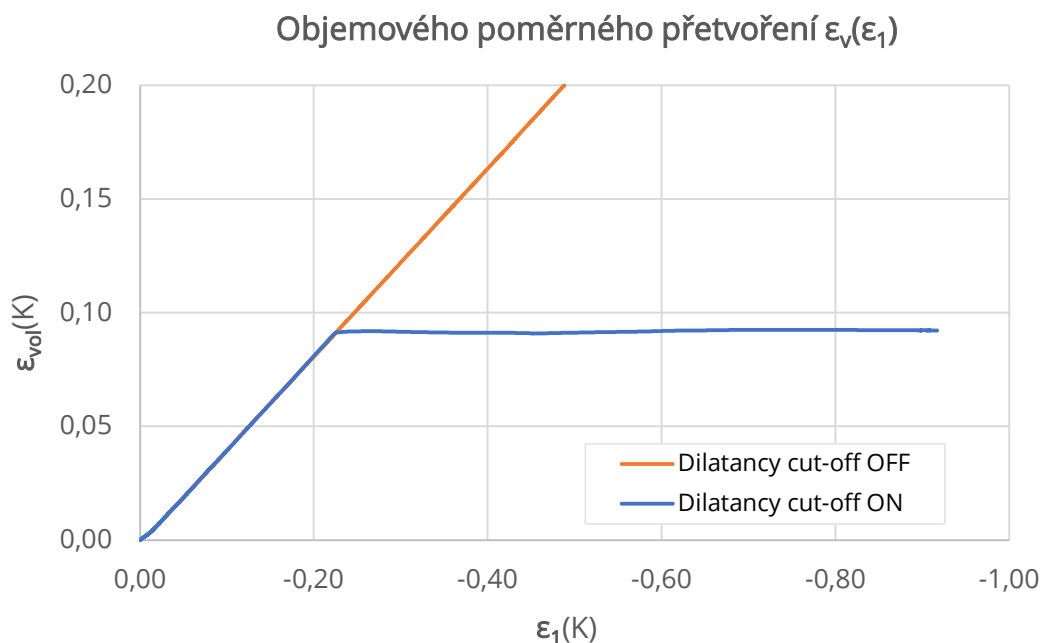
$$\Delta e_{MKP} = \varepsilon_{vol,max,MKP} \times (1 + e_{init}) = 0,091 \times (1 + 0,65) = 0,15 \quad (75)$$

a nakonec číslo maximální numerické číslo pórovitosti (76). (Abed, et al., 2007)

$$e_{max,input} = \Delta e + e_{init} = 0,15 + 0,65 = 0,80 \quad (76)$$

Nyní jsou tedy určeny výchozí vstupní hodnoty pro numerický výpočet.

Důkaz „dilatancy cut-off“ je vidět v grafu na Obr. č. 25. Bylo zkoumáno objemové poměrné přetvoření napětového bodu K ve smykové zóně. Oranžová křivka je bez aktivní funkce „dilatancy cut-off“ a objemové změny probíhají bez omezení. Modrá křivka znázorňuje průběh objemového poměrného přetvoření zóně s aktivním „dilatancy cut-off“. Numerický výpočet potvrdil vztah (74), kdy maximální objemové poměrné přetvoření v numerickém výpočtu je $\varepsilon_{vol,max,MKP} = 0,091$, protože právě při této hodnotě se křivka láme a již nedochází k dalším objemovým přetvořením.



Obr. č. 25: Závislost objemového poměrného přetvoření napětového bodu K na hlavním poměrném přetvoření bodu K

Dále je ještě potřeba specifikovat parametrickou studii. Ta se zabývá postupným, zvyšováním výchozích hodnot maximálního čísla pórovitosti (a), počátečního čísla pórovitosti (b) a na závěr zvýšením minimálního čísla pórovitosti (c) o 25 %. Z těchto upravených výchozích hodnot pak budou dopočítány vstupní hodnoty stejně jako pro předchozí případ, viz vztahy (69) – (76). Hodnoty jsou uvedeny níže, viz Tabulka 9.

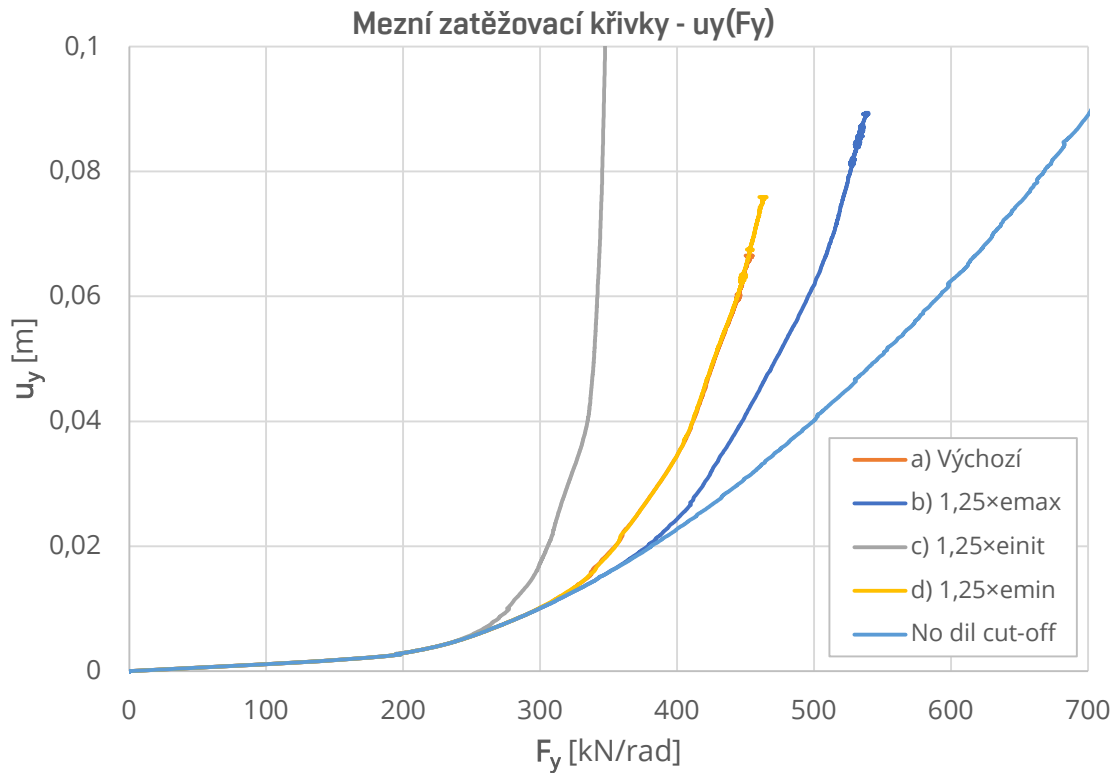
Tabulka 9: Vstupní hodnoty

a) Výchozí			
D_{50}	6	mm	
$t_s=10 \times D_{50}$	60	mm	
			e xpar.
e_{min}	0,40	-	0,40 1,00
e_{init}	0,65	-	0,65 1,00
$e_{max,default}$	0,90	-	0,90 1,00
Δe	0,25	-	
$\epsilon_{vol,max}$	-0,152	-	
Δt	9,09	mm	
t_{MKP}	100	mm	
$\epsilon_{vol,max,MKP}$	0,091	-	
Δe_{MKP}	0,15	-	
$e_{max,input}$	0,80	-	

b) $1,25 \times e_{max}$			
D_{50}	6	mm	
$t_s=10 \times D_{50}$	60	mm	
			e xpar.
e_{min}	0,40	-	0,40 1,00
e_{init}	0,65	-	0,65 1,00
$e_{max,default}$	1,125	-	0,90 1,25
Δe	0,475	-	
$\epsilon_{vol,max}$	-0,288	-	
Δt	17,27	mm	
t_{MKP}	100	mm	
$\epsilon_{vol,max,MKP}$	0,173	-	
Δe_{MKP}	0,285	-	
$e_{max,input}$	0,935	-	

c) $1,25 \times e_{init}$			
D_{50}	6	mm	
$t_s=10 \times D_{50}$	60	mm	
			e xpar.
e_{min}	0,40	-	0,40 1,00
e_{init}	0,8125	-	0,65 1,25
$e_{max,default}$	0,90	-	0,90 1,00
Δe	0,0875	-	
$\epsilon_{vol,max}$	-0,048	-	
Δt	2,90	mm	
t_{MKP}	100	mm	
$\epsilon_{vol,max,MKP}$	0,029	-	
Δe_{MKP}	0,0525	-	
$e_{max,input}$	0,865	-	

d) $1,25 \times e_{min}$			
D_{50}	6	mm	
$t_s=10 \times D_{50}$	60	mm	
			e xpar.
e_{min}	0,50	-	0,40 1,25
e_{init}	0,65	-	0,65 1,00
$e_{max,default}$	0,90	-	0,90 1,00
Δe	0,25	-	
$\epsilon_{vol,max}$	-0,152	-	
Δt	9,09	mm	
t_{MKP}	100	mm	
$\epsilon_{vol,max,MKP}$	0,091	-	
Δe_{MKP}	0,15	-	
$e_{max,input}$	0,80	-	



Obr. č. 26: Mezní zatěžovací křivky z parametrické studie

Z grafu mezních zatěžovacích křivek, viz Obr. č. 26, je zřejmé, že nejvyšší únosnosti bylo dosaženo v případě, kdy bylo zvýšeno maximální číslo pórovitosti (b). Důvod je takový, že bylo umožněno zemině déle dilatovat. Naopak bylo menší únosnosti dosaženo při zvýšení počátečního čísla pórovitosti (c), protože bylo dovoleno menší změně objemu ($\Delta e_{(c)} < \Delta e_{(d)} < \Delta e_{(b)}$) a tím pádem menší dilatanci. Také je z grafu zřejmé, že změna minimálního čísla pórovitosti (d) nemá vliv na únosnost a zatěžovací křivka je totožná s výchozími hodnotami (a) ($\Delta e_{(d)} = \Delta e_{(a)}$). Je tedy zřejmé, že zásadní vliv má rozdíl počátečního a maximálního čísla pórovitosti $\Delta e = e_{max} - e_{init}$.

6. Závěr

Prvním cílem práce bylo představení modelů popisujících dilatanci. Ze čtyř základních modelů bylo zjištěno, vzájemně si dobře odpovídají Roweův a Boltonův model, který byl odvozen empiricky na základě reálných měření. Roweův model je pak použit například při popisu dilatance u pokročilého konstitutivního Hardening Soil modelu.

Dalším cílem práce bylo představení jevu zvaného zamezení dilatance „*constraint dilatancy*“. Byly představeny jak smykové krabicové zkoušky, tak zkoušky na plášti pilot. Základní poznatky jsou, že efekt zamezení dilatance se sice projevuje převážně u nesoudržných zemin (štěrků a písky), ale může se také vyskytovat u soudržných zemin, konkrétně u překonsolidovaných písčítých jíílů. U nesoudržných zemin ovšem velmi záleží na stupni ulehlosti, protože dilatance a její zamezení se projevuje u ulehých štěrků a písků, naopak u kyprých písků k dilatanci nedochází a tyto zeminy vykazují kontraktantní chování. Také bylo představeno, že nárůst radiálního/normálového napětí vlivem zamezení dilatance sice roste s normálovou tuhostí, ale také naopak klesá s počátečním normálovým napětím. Menší vliv má také průměr piloty, kdy s rostoucím průměrem piloty klesá přírůstek normálového napětí.

V práci také byly ukázány způsoby, jak lze zavést vliv zamezení dilatance do výpočtu únosnosti pláště vrtané piloty. První metodou byla β -metoda, kdy mezní plášťové tření je rovno součinu geostatického napětí a součinitele β . Ten je získán pomocí empirických vzorců. Druhá metoda již vychází z teorie expanze válcové dutiny, která vyjadřuje přírůstek normálového napětí vlivem zamezení dilatance. Mezní plášťové tření je spočítáno na základě tření mezi pláštěm piloty a zeminou a vliv zamezení dilatance je kvantifikován přímo, nikoli empiricky jako u β -metody. Třetí variantou bylo stanovení mezního plášťové tření pomocí numerické analýzy metodou konečných prvků. Byl představen Hardening Soil model, který má v sobě zahrnout dilatanci a byl již v praxi ověřen a je proto vhodný pro analýzu pilot.

Poslední částí práce byla simulace tahové zatěžovací zkoušky piloty v ulehle nesoudržné zemině pomocí metody konečných prvků. V první studii bylo dokázáno, že se zvyšujícím se úhlem dilatance narůstá únosnost piloty. Například pro úhel dilatance $\psi = 10^\circ$ byl tento nárůst 2,5násobný při deformaci 5 cm ve srovnání s variantou s úhlem dilatance $\psi = 0^\circ$. Ve druhé studii byla analyzována funkcionality „*dilatancy cut-off*“, kdy při dosažení maximálního předepsaného posunutí e_{max} je úhel dilatance redukován na nulu. Maximální číslo pórovitosti je nutné korigovat vzhledem k očekávané (reálné) tloušťce smykové zóny na plášti piloty. Provedenými výpočty bylo potvrzeno, že výsledný nárůst únosnosti v důsledku zamezení dilatance je závislý na rozdílu počátečního čísla pórovitosti e_{init} a zvoleného maximálního čísla pórovitosti e_{max} . Změna minimálního čísla e_{min} pórovitosti neměla na výpočet žádný vliv.

7. Seznam citované literatury

Abed, Ayman & Statibi, Sywal & Leoni, Martino & Vermeer, Pieter. (2007). *FE Simulation of Installation and Loading of a Tube-Installed Pile*.

Amirpour, Samaneh & Karray, Mourad & Hussien, Mahmoud & Roubtsova, Varvara & Chekired, Mohamed. (2015). *The effect of grain size distribution on the shear strength-dilatation relation of granular material*.

Bolton, Malcolm. (1986). *Strength and dilatancy of sands*. Geotechnique. 36. 65-78. 10.1680/geot.1986.36.1.65.

Boulon, M. & Foray, P. (1986). *Physical and numerical simulation of lateral shaft friction along offshore piles in sand*. 3rd Int. Conf. on Num. Meth. in offshore piling, Nantes, 21-22 May 1986

Brown, D. A., Turner, J. P. & Castelli, R. J.. (2010). *Drilled Shafts: Construction Procedures and LRFD Design Methods*.

Cerato, Amy & Lutenecker, Alan. (2006). *Specimen Size and Scale Effects of Direct Shear Box Tests of Sands*. Geotechnical Testing Journal - GEOTECH TESTING J. 29. 10.1520/GTJ100312.

Doan, Le & Lehane, Barry. (2019). *Axial capacity of bored piles in very stiff intermediate soils*. Canadian Geotechnical Journal. 57. 10.1139/cgj-2019-0324.

Gutierrez, Marte & Ishihara, Kenji. (2000). Ishihara, K.: *Non-coaxiality and energy dissipation in granular material*. Soils and Foundations 40, 49-59. SOILS AND FOUNDATIONS. 40. 49-59. 10.3208/sandf.40.2_49.

Gutierrez, Marte & Wang, J.. (2009). *Non-coaxial version of Rowe's stress-dilatancy relation*. Granular Matter. 11. 129-137. 10.1007/s10035-008-0124-0.

Houlsby, Guy. (1991). *How the dilatancy of soils affects their behavior*.

Gaudin, Christophe & Lehane, Barry & Schneider, James. (2005). *Scale effect on tension capacity for rough piles buried in dense sand*. Geotechnique. 55. 709-719. 10.1680/geot.2005.55.10.709.

Chalмовský, Juraj. (2021). *Využití metody přenosových funkcí pro predikci chování hlubinných základů v ČR*. Souhrnná výzkumná zpráva, Brno. Dostupné z: https://geotech.fce.vutbr.cz/wp-content/uploads/sites/17/2021/01/Vyu%C5%BEit%C3%AD_MPF_%C4%8CR.pdf

Lehane, Barry & Jardine, Richard & Bond, A. & Frank, Roger. (1993). *Mechanisms of Shaft Friction in Sand from Instrumented Pile Tests*. Journal of Geotechnical Engineering. 119. 10.1061/(ASCE)0733-9410(1993)119:1(19).

Lin, Horn-Da & Wang, Wei-Chien & Li, A.J.. (2020). *Investigation of dilatancy angle effects on slope stability using the 3D finite element method strength reduction technique*. Computers and Geotechnics. 118. 103295. 10.1016/j.compgeo.2019.103295.

- Manzari, Majid & Nour, Mohamed. (2000). *Significance of Soil Dilatancy in Slope Stability Analysis*. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering - J GEOTECH GEOENVIRON ENG. 126. 10.1061/(ASCE)1090-0241(2000)126:1(75).
- Mascarucci, Ylenia & Miliziano, Salvatore & Mandolini, Alessandro. (2014). *A numerical approach to estimate shaft friction of bored piles in sands*. Acta Geotechnica. 9. 10.1007/s11440-014-0305-4.
- Mascarucci, Ylenia & Miliziano, Salvatore & Mandolini, Alessandro. (2015). *3M Analytical Method: Evaluation of Shaft Friction of Bored Piles in Sands*. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering. 142. 04015086. 10.1061/(ASCE)GT.1943-5606.0001392.
- O'Neill, Michael. (2001). Side Resistance In Piles and Drilled Shafts. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering - J GEOTECH GEOENVIRON ENG. 127. 10.1061/(ASCE)1090-0241(2001)127:1(3).
- O'Neil, M. W. & Reese, L. C. (1999). *Drilled Shafts: Construction Procedures and Design Methods*. Dostupné z: <https://vulcanhammer.net.files.wordpress.com/2017/01/drilled-shafts.pdf>
- Peng, S. & Ng, C.W.W. & Zheng, G.. (2013). *The dilatant behavior of sand-pile interface subjected to loading and stress relief*. Acta Geotechnica. 9. 10.1007/s11440-013-0216-9.
- Poulos, H. G.. (1989). *Pile behaviour—theory and application*. Géotechnique. ISSN 0016-8505. Dostupné z: doi:10.1680/geot.1989.39.3.365
- Rollins, Kyle & Clayton, Robert & Mikesell, Rodney & Blaise, Bradford. (2005). *Drilled Shaft Side Friction in Gravelly Soils*. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering - J GEOTECH GEOENVIRON ENG. 131. 10.1061/(ASCE)1090-0241(2005)131:8(987).
- Schanz, Tom & Vermeer, P.. (1996). Angles of friction and dilatancy of sand. Géotechnique. 46. No. 1, 145-151. 10.1680/geot.1996.46.1.145.
- Schanz, T., Vermeer, P., & Bonnier, P. (2019). *The hardening soil model: Formulation and verification*.
- Simoni, Alessandro & Houlsby, Guy. (2006). *The Direct Shear Strength and Dilatancy of Sand-gravel Mixtures*. Geotechnical and Geological Engineering. 24. 523-549. 10.1007/s10706-004-5832-6.
- Sinnreich, Jon. (2011). *The scaling effect of bored pile radius on unit shear capacity*. International Journal of Geotechnical Engineering. 5. 463-467. 10.3328/IJGE.2011.05.04.463-467.
- Wu, Jonathan & Tung, Sheldon. (2020). *Determination of Model Parameters for the Hardening Soil Model*. Transportation Infrastructure Geotechnology. 7. 10.1007/s40515-019-00085-8.

Zienkiewicz, O.C., Humpheson, C., & Lewis, R.. (1975). *Associated and non-associated visco-plasticity and plasticity in soil mechanics*. *Geotechnique*, 25, 671-689. <https://doi.org/10.1680/geot.1975.25.4.671>

Zofka, Adam & Bernier, Alexander & Josen, Ramandeep & Maliszewski, Maciej. (2014). Advanced Shear Tester for Solid and Layered Samples. *Asphalt Pavements - Proceedings of the International Conference on Asphalt Pavements, ISAP 2014*. 1. 10.1201/b17219-53.

8. Seznam obrázků

Obr. č. 1: Znázornění dilatance na koulích (v prostoru)	13
Obr. č. 2: Znázornění dilatance na kruzích (v ploše).....	13
Obr. č. 3: Vykreslení závislosti smykového napětí na normálových napětích pomocí Mohrovy kružnice	15
Obr. č. 4: Vykreslení závislosti smykové deformace na normálových deformacích pomocí Mohrovy kružnice	16
Obr. č. 5: Pilovitý model	17
Obr. č. 6: Taylorův model.....	17
Obr. č. 7: Převod z rovinné deformace na triaxiální podmínky	18
Obr. č. 8: Porovnání jednotlivých modelů popisujících dilatanci (Houlsby, 1991)....	20
Obr. č. 9: Smykové krabicové zkoušky (Zofka, et al., 2015).....	23
Obr. č. 10: Vliv počátečního normálového napětí (Peng, et al., 2013).....	24
Obr. č. 11: Vliv počátečního normálového napětí a čísla pórovitosti (Peng, et al., 2013)	25
Obr. č. 12: Závislost dilatance a rychlosti dilatance na smykovém posunu (Simoni & Houlsby, 2006)	25
Obr. č. 13: Smyková vrstva v okolí pláště piloty	27
Obr. č. 14: Schéma smykové vrstvy v okolí pláště piloty	27
Obr. č. 15: Změna radiální expanze po délce piloty (Mascarucci, et al., 2014).....	28
Obr. č. 16: Vliv normálové tuhosti na přírůstek normálového napětí (Peng, et al., 2013).....	29
Obr. č. 17: Vliv průměru piloty na přírůstek horizontálního napětí (Peng, et al., 2013)	30
Obr. č. 18: Vliv úhlu dilatance na faktor stability u stability svahu (Lin et al., 2020)	31
Obr. č. 19: Křivky pro soudržné zeminy (Rollins, et al., 2005)	34
Obr. č. 20: Srovnání závislosti $\beta(z)$ podle Brown et al. (2016) a Rollins et al. (2005)	35
Obr. č. 21: Pracovní diagram Hardening soil modelu (Schanz, et al., 1999).....	38
Obr. č. 22: Deformační křivka pro standardní triaxiální zkoušku zahrnující „dilatancy cut-off“ (Schanz, et al., 1999).....	40
Obr. č. 23: Vliv změny úhlu dilatance na mezní zatěžovací křivku	42
Obr. č. 24: Normálové napětí a mezní plášťové tření po délce piloty	42
Obr. č. 25: Závislost objemového poměrného přetvoření napětového bodu K na hlavním poměrném přetvoření bodu K.....	44
Obr. č. 26: Mezní zatěžovací křivky z parametrické studie.....	46

9. Seznam tabulek

Tabulka 1: Porovnání jednotlivých modelů popisujících dilatanci	20
Tabulka 2: Další vztahy popisující dilatanci (Amirpour, et al., 2015).....	21
Tabulka 3: Kategorie analýz (Poulos, 1989)	32
Tabulka 4: Hodnoty β pro nesoudržné zeminy dle (Brown, et al., 2010)	33
Tabulka 5: Hodnoty β pro nesoudržné zeminy dle (O'Neil & Reese, 1999) a (Rollins, et al., 2005)	33
Tabulka 6: Srovnání závislosti $\beta(z)$ podle Brown et al. (2016) a Rollins et al. (2005).	35
Tabulka 7: Hodnoty β pro soudržné zeminy (O'Neill, 2001).....	36
Tabulka 8: Vstupní parametry.....	41
Tabulka 9: Vstupní hodnoty	45

10. Seznam zkratek a indexů

Zkratky

RD – Rovinná deformace

CV – Smyková krabicová zkouška s konstantním objemem

CNL – Smyková krabicová zkouška s konstantním normálovým přitížením

CNS – Smyková krabicová zkouška s konstantní normálovou tuhostí

DEM – Metoda diskretních prvků

FEM – Metoda konečných prvků

MKP - Metoda konečných prvků

BEM – Metoda hraničních prvků

CPT – Zkouška penetrace kuželem

SPT – Standardní penetrační zkouška

NC – Normálně konsolidované

OC - Překonsolidované

HS model – Hardening soil model

MC – Mohr-Coulomb

Indexy

X' – efektivní

X^e – elastické

X^p – plastické

\dot{X} – rychlost (časová derivace)

X_n – normálový, radiální

X_h – horizontální

X_p – vrcholový

X_{cs} – při porušení („critical state“)

X_{cv} – při konstantním objemu („constant volume“)

X_m – mobilizovaný

$X_v = X_{vol}$ – objemové

X_{min} – minimální

$X_0 = X_{init}$ – počáteční

X_{max} – maximální

X_{crit} – kritické

X_y – ve směru y (svislý)

X_x – ve směru x (vodorovný)

11. Seznam použitých symbolů

ϕ – úhel vnitřního tření zeminy

δ – úhel vnitřního tření na rozhraní plášť piloty – zemina / parciální derivace

ψ – úhel dilatace

σ – napětí

$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ – hlavní napětí

ε – poměrné přetvoření

$\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3$ – hlavní poměrné přetvoření

τ – smykové napětí

γ – poměrné smykové přetvoření

W – práce, energie

e – číslo pórovitosti

I_D – index ulehlosti

I_R – index relativní dilatace

y – normálová/radiální expanze

k_n – normálová/radiální tuhost zeminy

q_s – mezní plášťové tření

K – součinitel bočního tlaku

K_0 – součinitel bočního tlaku v klidu

β – empirický součinitel pro boční tlak

β_0 – součinitel pro boční tlak v klidu

D_{50} – průměr zrna při 50% propadu

N_{60} – počet úderů ze standardní penetrační zkoušky

d – derivace

Δ – rozdíl, změna

u – posun

F – síla