



VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ

BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY

FAKULTA STAVEBNÍ

FACULTY OF CIVIL ENGINEERING

ÚSTAV GEOTECHNIKY

INSTITUTE OF GEOTECHNICS

PREDIKCE SILOVĚ-DEFORMAČNÍHO CHOVÁNÍ VELKOPRŮMĚROVÝCH VRTANÝCH PILOT S VYUŽITÍM METODY KONEČNÝCH PRVKŮ

PREDICTION OF LOAD-DISPLACEMENT BEHAVIOUR OF LARGE DIAMETER PILES USING THE FINITE
ELEMENT METHOD

DIPLOMOVÁ PRÁCE

MASTER'S THESIS

AUTOR PRÁCE

AUTHOR

Bc. Tomáš Dvořák

VEDOUCÍ PRÁCE

SUPERVISOR

Ing. Juraj Chalmovský, Ph.D.

BRNO 2022

Zadání diplomové práce

Ústav: Ústav geotechniky
Student: **Bc. Tomáš Dvořák**
Vedoucí práce: **Ing. Juraj Chalmovský, Ph.D.**
Akademický rok: 2022/23
Studijní program: N0732A260026 Stavební inženýrství – konstrukce a dopravní stavby

Děkan Fakulty Vám v souladu se zákonem č.111/1998 o vysokých školách a se Studijním a zkušebním řádem VUT v Brně určuje následující téma diplomové práce:

Predikce silově-deformačního chování velkopřůměrových vrtaných pilot s využitím metody konečných prvků

Stručná charakteristika problematiky úkolu:

Předmětem práce je numerická zpětná analýza vybraných zatěžovacích zkoušek velkopřůměrových vrtaných pilot instrumentovaných jak standardním měřením síly a posunu v hlavě piloty, tak tenzometrickými měřeními podél piloty. Výpočet bude proveden alternativně metodou konečných prvků a metodou přenosových funkcí.

Cíle a výstupy diplomové práce:

Cílem diplomové práce je provedení sady inverzních analýz instrumentovaných zatěžovacích zkoušek vrtaných pilot pomocí kombinace metody konečných prvků a vhodného materiálového modelu. Matematické modely kalibrované na reálných zkouškách budou použity pro zhodnocení rozdílu v procesu mobilizace plášťového tření v soudržných a nesoudržných zeminách. Dále bude analyzována interakce paty a pláště piloty a její vliv na redistribuci plášťového tření. Analýzy budou alternativně provedeny pomocí aplikace PMP LTO, ve které je využita metoda přenosových funkcí. Budou zhodnoceny rozdíly a možné limity této metody ve srovnání s přesnější, ale výpočetně náročnější metodou konečných prvků.

Seznam doporučené literatury a podklady:

- 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.
- POTTS, D. M.; ZDRAVKOVIĆ, L. Finite element analysis in geotechnical engineering: Volume One - Theory. 1999. ISBN 978-0-7277-2753-4.
- POTTS, D. M.; ZDRAVKOVIĆ, L. Finite element analysis in geotechnical engineering: Volume Two - Application. 1999. ISBN 978-0-7277-2783-1.
- WEHNERT, M.; VERMEER P. A. Numerical analysis of load test on bored piles, Proceedings of the Ninth International Symposium on "Numerical Models in Geomechanics", Ottawa, 25-27 August 2004, p. 1-6.

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

Termín odevzdání diplomové práce je stanoven časovým plánem akademického roku.

V Brně, dne 28. 3. 2022

L. S.

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

Ing. Juraj Chalmovský, Ph.D.
vedoucí práce

prof. Ing. Rostislav Drochytka, CSc., MBA, dr. h. c.
děkan

ABSTRAKT

Diplomová práce se zabývá inverzní analýzou instrumentovaných zatěžovacích zkoušek vrtaných pilot, v nesoudržných i soudržných zeminách. Je provedeno vyhodnocení podrobného monitoringu zatěžovacích zkoušek, které je následně srovnáno s výsledky inverzních analýz. Inverzní analýzy jsou provedeny metodou konečných prvků s pokročilým materiálovým modelem zohledňující vyšší tuhost zeminy při velmi malých deformacích v programu PLAXIS a alternativně metodou přenosových funkcí v programu PMpLTO. V práci je dále diskutován rozdíl v působení pilot v odlišných typech zemin a také je zhodnocen rozdíl v procesu mobilizace plášťového tření, kdy v nesoudržných zeminách dochází k několikanásobně vyšším hodnotám plášťového tření vlivem přírůstku radiálního napětí, které vzniká v důsledku zamezené dilatance ve smykové zóně na rozhraní pilota-zemina.

KLÍČOVÁ SLOVA

Inverzní analýza, vrtaná pilota, geotechnika, MKP, metoda přenosových funkcí, PLAXIS, PMpLTO, mezní plášťové tření, zamezená dilatance

ABSTRACT

The master thesis deals with the inverse analysis of instrumented load tests of bored piles in cohesionless and cohesive soils. Evaluations of the detailed monitoring are compared with the results of inverse analyses. Inverse analyses are performed using the finite element method with an advanced material model considering the higher stiffness within very small strains in PLAXIS and alternatively using the load-transfer method in PMpLTO. The difference of pile-soil interaction in different soil types is discussed and the difference in the process of shaft friction mobilization is also evaluated. In cohesionless soils values of shaft friction are many times higher due to the increment of radial stress which is caused by effect of constraint dilatancy in shear zone at pile-soil interface.

KEYWORDS

Inverse analysis, bored pile, geotechnics, FEM, load-transfer method, PLAXIS, PMpLTO, shaft friction, constraint dilatancy

BIBLIOGRAFICKÁ CITACE

DVOŘÁK, Tomáš. *Predikce silově-deformačního chování velkopřůměrových vrtaných pilot s využitím metody konečných prvků* [online]. Brno, 2023 [cit. 2023-01-13].

Dostupné z: <https://www.vutbr.cz/studenti/zav-prace/detail/143696>. Diplomová práce. Vysoké učení technické v Brně, Fakulta stavební, Ústav geotechniky. Vedoucí práce Juraj Chalmovský.

PROHLÁŠENÍ O PŮVODNOSTI ZÁVĚREČNÉ PRÁCE

Prohlašuji, že jsem diplomovou práci s názvem *Predikce silově-deformačního chování velkopřůměrových vrtaných pilot s využitím metody konečných prvků* zpracoval(a) samostatně a že jsem uvedl(a) všechny použité informační zdroje.

V Brně dne 13. 1. 2023

Tomáš Dvořák
autor práce

PODĚKOVÁNÍ

Tímto bych chtěl poděkovat vedoucímu práce panu Ing. Jurajovi Chalmovskému, Ph. D. za vedení této diplomové práce, poskytnuté rady a připomínky, předané vědomosti a jeho čas při konzultacích. V neposlední řadě bych chtěl poděkovat rodině a přátelům, kteří mě během studia podporovali.

Obsah

Úvod	11
1. Matematické modelování v geotechnice.....	12
1.1. Metoda konečných prvků.....	12
1.1.1. Mohr–Coulomb model (MC model)	12
1.1.2. Hardening Soil model (HS model).....	13
1.1.3. Hardening Soil model with small-strain stiffness (HSS model)	13
1.2. Metoda přenosových funkcí	14
1.2.1. Hyperbolická přenosová funkce.....	15
2. Analyzované zatěžovací zkoušky	17
2.1. Lokalita	17
2.2. Inženýrsko-geologické poměry.....	17
2.3. Zatěžovací zkouška v nesoudržných zeminách.....	19
2.4. Zatěžovací zkouška v soudržných zeminách	29
3. Inverzní analýza metodou konečných prvků	36
3.1. Vrtaná pilota v nesoudržných zeminách.....	36
3.1.1. Popis vytvořeného matematického modelu	36
3.1.2. Stanovení hodnot vstupních parametrů použitého materiálového modelu a jejich kritické zhodnocení	37
3.1.3. Srovnání predikce – měření a rozbor výpočetních výsledků	43
3.1.4. Analýza ovlivňujících faktorů	49
3.2. Vrtaná pilota v soudržných zeminách.....	54
3.2.1. Popis vytvořeného matematického modelu	54
3.2.2. Stanovení hodnot vstupních parametrů použitého materiálového modelu a jejich kritické zhodnocení	55
3.2.3. Srovnání predikce – měření a rozbor výpočetních výsledků	61
3.2.4. Analýza ovlivňujících faktorů	65
3.3. Rozbor rozdílů ve statickém působení pilot v nesoudržných a soudržných zeminách	69
3.4. Automatizace výpočtů, exportu dat a zpracování výsledků.....	72
4. Inverzní analýza metodou přenosových funkcí.....	75
4.1. Vrtaná pilota v nesoudržných zeminách.....	75
4.1.1. Popis vytvořeného matematického modelu	75
4.1.2. Identifikace vstupních parametrů dle použitého stupně analýzy.....	75

4.1.3.	Srovnání predikce – měření a popis výpočetních výsledků.....	77
4.2.	Vrtaná pilota v soudržných zeminách	80
4.2.1.	Popis vytvořeného matematického modelu.....	80
4.2.2.	Identifikace vstupních parametrů dle použitého stupně analýzy.....	80
4.2.3.	Srovnání predikce – měření	82
4.3.	Rozbor rozdílů ve statickém působení pilot v nesoudržných a soudržných zeminách.....	85
5.	Porovnání analýz MKP a MPF	87
5.1.	Vrtaná pilota v nesoudržných zeminách	87
5.2.	Vrtaná pilota v soudržných zeminách	89
5.3.	Další srovnání MKP a MPF	91
5.3.1.	Přesnost, komplexnost a výpočetní časy	91
5.3.2.	Interakce paty a pláště	91
6.	Závěr	92
7.	Seznam citované literatury	94
8.	Seznam obrázků	97
9.	Seznam tabulek	100
10.	Seznam zkratk	101
11.	Seznam použitých symbolů	102

Úvod

Diplomová práce se zabývá inverzními analýzami zatěžovacích zkoušek vrtaných pilot v nesoudržných a soudržných zeminách. Inverzní analýzy byly řešeny metodou konečných prvků a metodou přenosových funkcí.

Cílem práce je zhodnocení rozdílů v působení pilot v odlišných typech zemin a v procesu mobilizace plášťového tření. Také budou zhodnoceny rozdíly v použití metody konečných prvků a metody přenosových funkcí.

Práce je rozdělena do 5 částí. V první části práce budou představeny metody matematického modelování v geotechnice a stručně popsány materiálové modely. V druhé části budou analyzovány zatěžovací zkoušky pilot, budou zpracována data z podrobného monitoringu a zhodnoceny výsledky zatěžovacích zkoušek. Ve třetí části budou provedeny inverzní analýzy metodou konečných prvků. Budou popsány matematické modely a stanoveny hodnoty vstupních parametrů použitého materiálového modelu na základě laboratorních zkoušek a rešerše literatury. Poté budou srovnány výsledky inverzních analýz s výsledky zatěžovacích zkoušek. Dále budou provedeny analýzy vlivu jednotlivých vstupních parametrů materiálového modelu na mezní zatěžovací křivku. Na závěr třetí části bude proveden rozbor rozdílů ve statickém působení pilot v nesoudržných a soudržných zeminách a bude popsán postup automatizace výpočtů a zpracování výsledků. Ve čtvrté části práce budou provedeny inverzní analýzy zatěžovacích zkoušek pomocí metody přenosových funkcí. Postup bude obdobný jako v případě třetí části: popis vytvořeného matematického modelu, stanovení hodnot vstupních parametrů použité přenosové funkce a srovnání výsledků výpočtů s výsledky z měření zatěžovacích zkoušek. V poslední části práce budou porovnány výsledky inverzních analýz provedených metodou konečných prvků a metodou přenosových funkcí. Použité metody budou porovnány, popsány jejich výhody, nevýhody a případné limity.

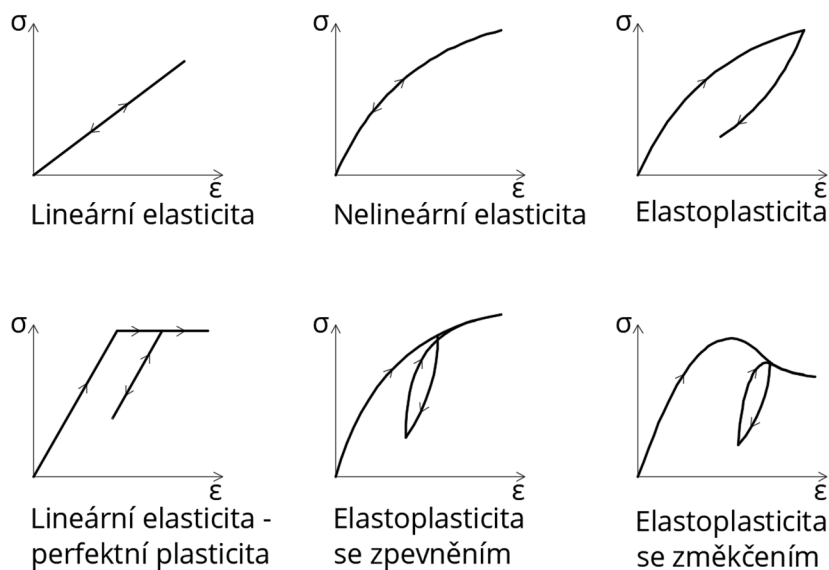
1. Matematické modelování v geotechnice

1.1. Metoda konečných prvků

Metoda konečných prvků spadá v geotechnice do třetí kategorie analýz dle (Poulos, 1989). Její výhoda spočívá ve vysoké kvalitě a robustnosti řešení. Materiálové modely jsou založeny na principech mechaniky zemin a hornin, řešení jsou pak velmi přesná a komplexní. Například ve srovnání s metodou přenosových funkcí, kde známe pouze chování piloty a chování rozhraní plášť-pilota, při využití metody konečných prvků známe i chování v okolní zemině a jak pilota ovlivňuje případně jiné konstrukce. V každém kroku známe v každém integračním bodě diskretizovaného modelu aktuální stav deformace, napětí a další stavové veličiny. To ovšem vyžaduje vysoké výpočetní výkony a časy, velký počet vstupních parametrů, a tedy i náročnost na laboratorní zkoušky

Samotný princip metody konečných prvků není potřeba podrobně popisovat. Jedná se o velmi rozšířenou metodu pro výpočty napěťově–deformačních analýz v širokém spektru technických aplikací a je popsána v nesčetných publikacích. Pro potřeby geotechnických výpočtů je popsána například v (Potts & Zdravkovic, 1999).

Pro geotechnické výpočty je důležitá volba materiálového modelu. Lze volit od jednoduchých lineárně elastických modelů až po pokročilé nelineární modely s elastoplastickým chováním, se zpevněním a změkčením, se závislostí tuhosti podle aktuální napjatosti a s podmínkou porušení, nebo také modely založené na mechanice kritických stavů zeminy.

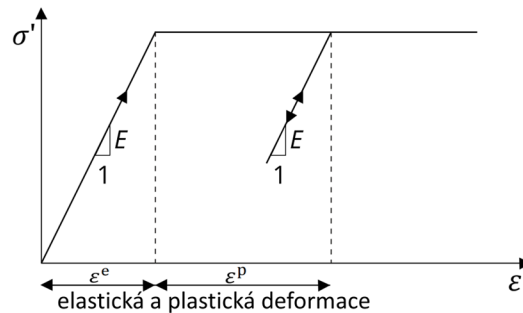


Obrázek č. 1: Přehled vybraných materiálových modelů s MC podmínkou porušení

1.1.1. Mohr–Coulomb model (MC model)

Mohr–Coulombův model v programu Plaxis je lineárně elastický – perfektně plastický model s Mohr–Coulombovou podmínkou porušení. Model je definován 5 vstupními parametry. Modul pružnosti E a poissonovo číslo ν pro elasticitu a pro popis plasticity koheze c , úhel vnitřního tření φ (pro plochu plasticity) a úhel dilatance ψ (pro plochu plastického potenciálu). Model je vhodný pro prvotní analýzy

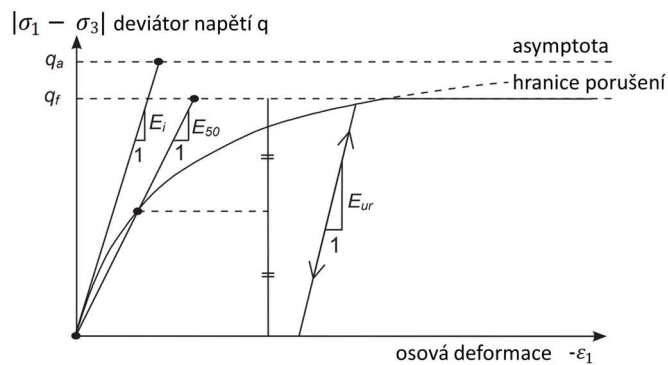
z důvodu malého počtu vstupních parametrů a relativní rychlosti výpočtu oproti pokročilejším modelům. Navíc je možné v programu Plaxis definovat lineární nárůst modulu pružnosti a koheze s hloubkou a dále podmínku porušení „tension cut-off“, čímž je omezena maximální tahová pevnost materiálu – parametr σ_t . (PLAXIS, 2021)



Obrázek č. 2: Diagram napětí – poměrná deformace MC modelu; převzato a upraveno (PLAXIS, 2021)

1.1.2. Hardening Soil model (HS model)

Pokročilý materiálový model, který je definován 9 základními parametry. Pracovní diagram je nelineární elastoplastický s izotropním zpevněním s lineární větví pro odtížení a zpětné přitížení. Tuhost je popsána 3 moduly (sečnový modul E_{50} , edometrický modul E_{oed} , modul pro odtížení a opětovné přitížení E_{ur}), poissonovým číslem ν_{ur} a navíc exponentem m a referenčním tlakem p_{ref} , které upravují tuhost materiálu v závislosti na aktuálním napětí. Porušení je definováno opět Mohr–Colombovou podmínkou porušení s parametry c , ϕ a ψ . Stejně jako u MC modelu, i zde je možnost zahrnutí nárůstu koheze c s hloubkou, „tension cut-off“ s parametrem tahové pevnosti σ_t , ale navíc také K_0^{nc} (výchozí hodnota $K_0^{nc} = 1 - \sin \phi$), OCR a POP pro stav počáteční napjatosti, parametr poměru poškození R_f , parametry minimálního, počátečního a maximálního čísla pórovitosti (e_{min} , e_{init} a e_{max}) pro funkci „dilatancy cut-off“. (PLAXIS, 2021)

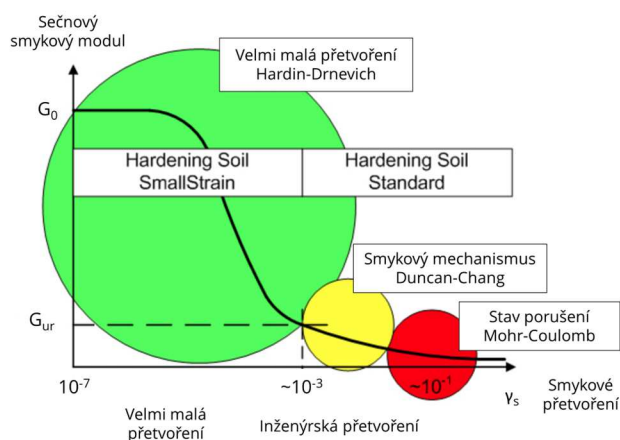


Obrázek č. 3: Diagram napětí – poměrná deformace HS modelu; převzato a upraveno (PLAXIS, 2021)

1.1.3. Hardening Soil model with small-strain stiffness (HSS model)

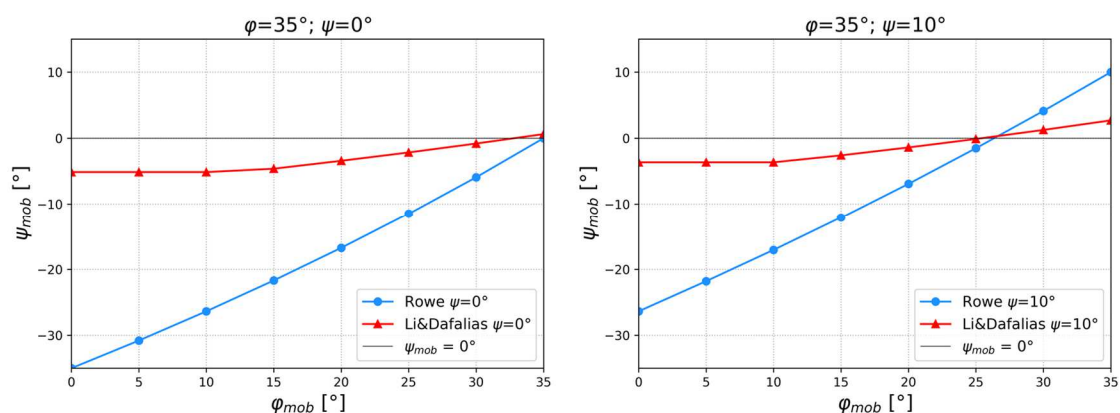
Jedná se o modifikaci (nastavbu) pokročilého Hardening soil modelu, která zahrnuje vliv zvýšené tuhosti zeminy při velmi malých přetvořeních. Chování zeminy při velmi malých přetvořeních je modelem zahrnuto pomocí modelového parametru

„strain-history“ a dvou vstupních parametrů. Smykový modul při velmi malých přetvoření G_0^{ref} a smykové přetvoření při kterém je smykový modul redukován na hodnotu 70 % smykového modulu při velmi malých přetvoření. (PLAXIS, 2021)



Obrázek č. 4: Schématické zobrazení poklesu smykové tuhosti; převzato a upraveno (Obrzud & Truty, 2018)

Další změna oproti HS modelu je ve výpočtu mobilizovaného úhlu dilatance. Přístup dle (Rowe, 1962), který je použit u HS modelu, výrazně nadhodnocuje kontraktantní chování při nízkých hodnotách mobilizovaného úhlu vnitřního tření, (Benz, 2006). U HSS modelu je pro záporné hodnoty mobilizovaného úhlu dilatance použita teorie dle (Li & Dafalias, 2000), pro kladné hodnoty je potom zachována Roweho teorie.



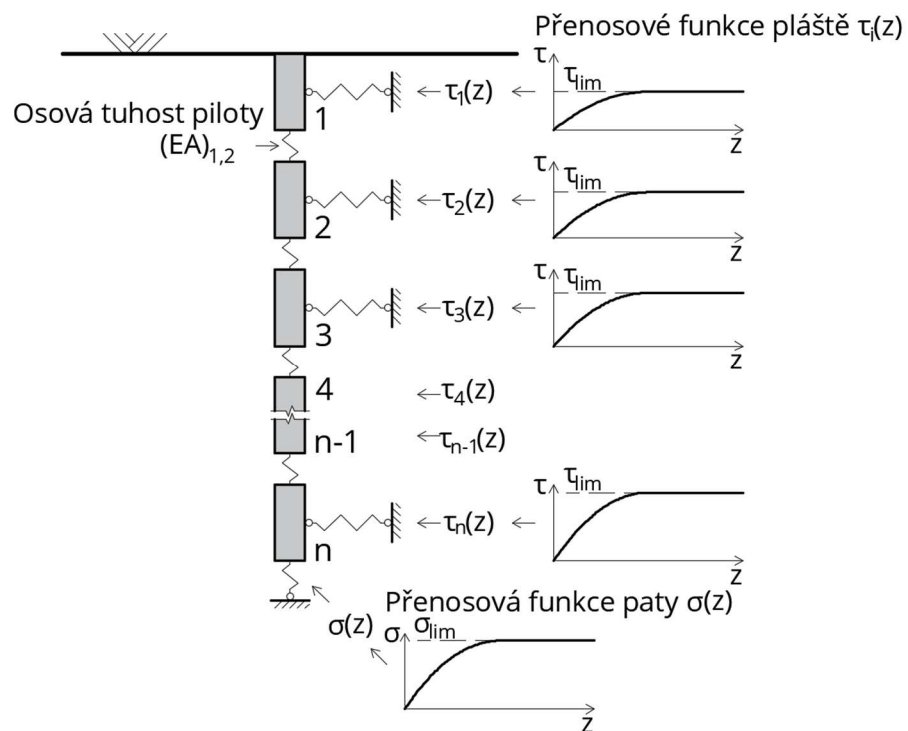
Obrázek č. 5: Porovnání mobilizovaného úhlu dilatance dle (Rowe, 1962) a (Li & Dafalias, 2000)

1.2. Metoda přenosových funkcí

Obdobně jako metoda konečných prvků, i metoda přenosových funkcí spadá do třetí kategorie analýz a je založena na teorii mechaniky zemin s malým počtem empirických vstupů do výpočtu. Oproti metodě konečných prvků její výhoda spočívá v rychlosti řešení a menších požadavcích na výpočetní výkon. Nevýhodou může v některých případech být malá komplexnost řešení, kdy známe pouze chování piloty a nikoli chování okolní zeminy. V podstatě metoda přenosových funkcí vytváří kompromis mezi poměrně složitou a komplexní metodou konečných prvků a metodami druhé kategorie, kde známe pouze mezní zatěžovací křivku, zatímco pomocí metody přenosových funkcí je možné navíc získat zatěžovací křivku zvlášť

pro patu a plášť, průběh mobilizovaného plášťového tření, osově síly a posunutí po délce piloty. (Chalmovský, 2021)

Princip metody spočívá v nahrazení interakce piloty a zeminového prostředí pružinami – mobilizačními křivkami (přenosovými funkcemi). Zvláště pro patu a zvláště pro plášť. Pilota je navíc po délce diskretizována na jednotlivé segmenty, kterým jsou pak jednotlivě přiděleny nezávislé přenosové funkce pláště. Přenosová funkce paty je definována jako závislost mezi posunem paty a napětím mobilizovaným na patě a přenosová funkce pláště je závislost mezi posunem daného segmentu a mobilizovaným plášťovým třením mezi pilotou a zeminou (Obrázek č. 6). Výpočetní algoritmus je iterační a je popsán ve výzkumné zprávě (Chalmovský, 2021), stejný algoritmus využívá program PmPLTO, který byl použit pro výpočty pilot v této diplomové práci. Ve výzkumné zprávě, jsou také popsány tvary přenosových funkcí, které jsou použity v programu PmPLTO. Obdobně jako u metody konečných prvků, kde jsou materiálové modely různých úrovní, i přenosové funkce mohou být použity jednodušší lineární elastické, lineární elastické – perfektně plastické, ale také složitější hyperbolické nebo nelineární přenosové funkce. (Bohn, et al., 2016)



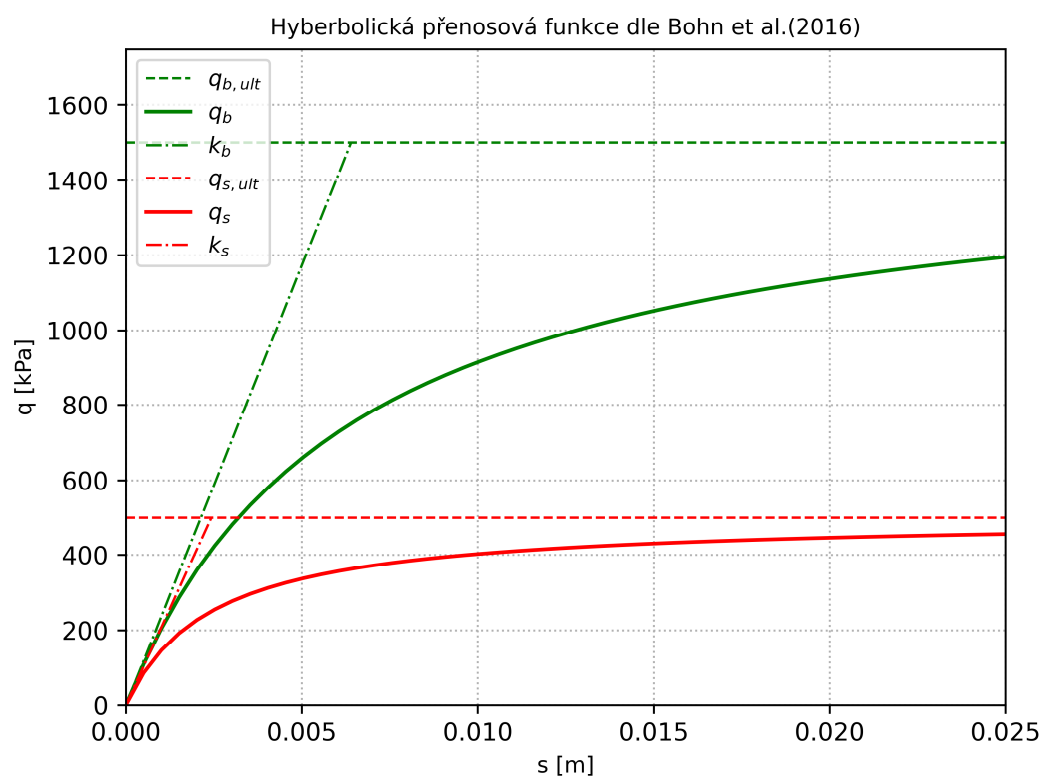
Obrázek č. 6: Schéma matematického modelu metody přenosových funkcí

1.2.1. Hyperbolická přenosová funkce

V rámci diplomové práce jsou pro výpočet použity hyperbolické přenosové funkce. Program PmPLTO využívá přenosové funkce dle (Bohn, et al., 2016), které jsou zobecněním hyperbolických funkcí od (Fleming, 1992). (Bohn, et al., 2016) sestavila přenosové funkce na základě databáze zatěžovacích zkoušek pilot. Doporučené hodnoty jsou $M_s = 0.0038$ a $M_b = 0.01$. (Chalmovský, 2021)

Tabulka č. 1: Popis hyperbolické funkce dle (Bohn, et al., 2016), převzato z (Chalmovský, 2021)

Tvar přenosové funkce	Změna tuhosti	Počáteční tuhost
$q_s(s_s) = \frac{q_{s,ult} s_s}{M_s D_s + s_s}$	$\frac{dq_s}{ds_s} = \frac{q_{s,ult}}{M_s D_s + s_s} - \frac{q_{s,ult} s_s}{(M_s D_s + s_s)^2}$	$k_s = \frac{q_{s,ult}}{M_s D_s}$
$q_b(s_b) = \frac{q_{b,ult} s_b}{M_b D_b + s_b}$	$\frac{dq_b}{ds_b} = \frac{q_{b,ult}}{M_b D_b + s_b} - \frac{q_{b,ult} s_b}{(M_b D_b + s_b)^2}$	$k_b = \frac{q_{b,ult}}{M_b D_b}$



Obrázek č. 7: Hyperbolická přenosová funkce dle (Bohn, et al., 2016)

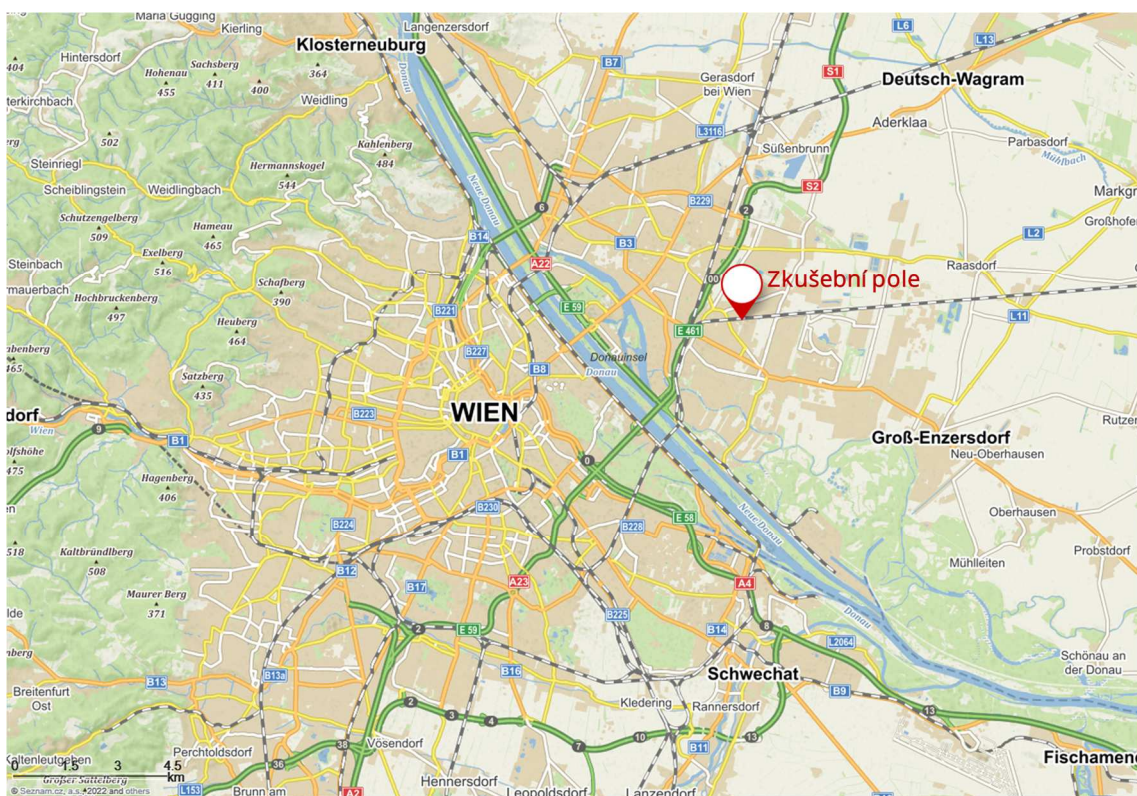
2. Analyzované zatěžovací zkoušky

V rámci diplomové práce jsou analyzovány dvě zatěžovací zkoušky pilot. Obě zkoušky byly provedeny ve Vídni v rámci výzkumného projektu (Wagner, et al., 2020).

Jedná se o vrtané velkopřůměrové piloty pažené ocelovou výpažnicí. Jedna je v nesoudrzných zeminách a druhá v soudrzných. Piloty jsou podrobně měřeny. Kromě běžného měření síly a posunu v hlavě piloty jsou zaznamenávány hodnoty z tenzometrů a extenzometrů po délce piloty a napětí na patě piloty. Zatěžovací zkoušky byly prováděny postupným přitěžováním, v každém zatěžovacím stupni byla udržována konstantní hodnota zatížení až do ustálení svislého posunu. Jednotlivé piloty a jejich zatěžování bude podrobněji popsáno v následujících podkapitolách (2.3 a 2.4).

2.1. Lokalita

Zkušební místo se nachází ve Vídni ve východní části města, necelé 4 km od levého břehu řeky Dunaj (Obrázek č. 8).



Obrázek č. 8: Lokalita zkušebního místa (Mapy.cz)

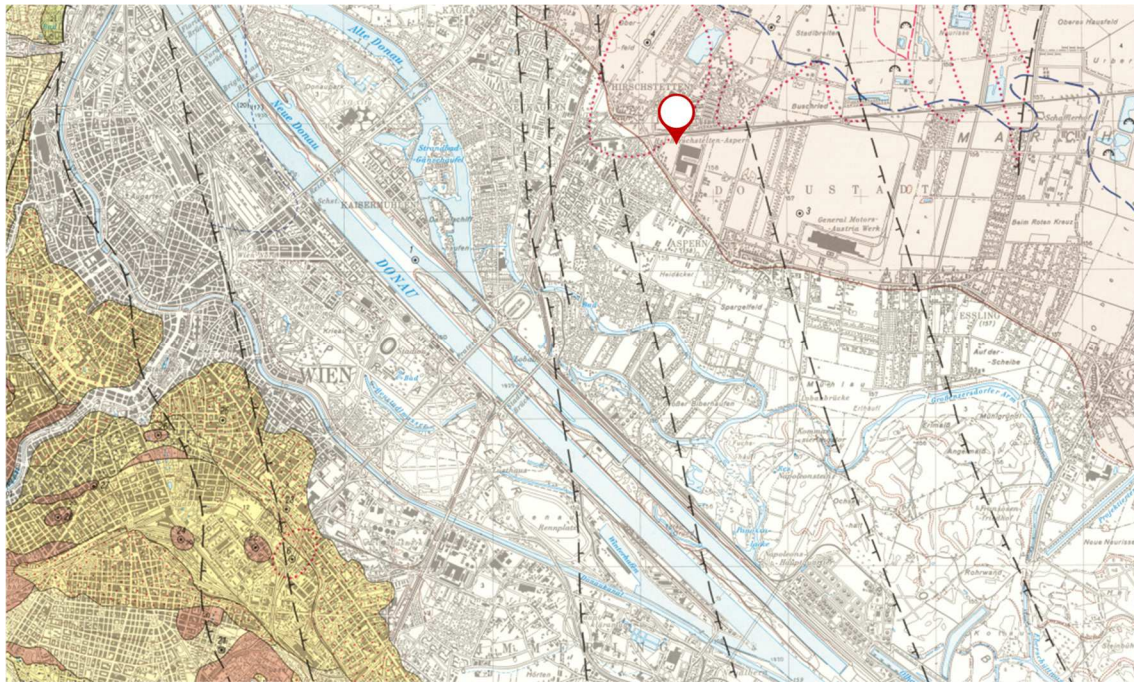
Na zkušebním místě se nachází dvě zkušební pole. V prvním zkušebním poli jsou zkoušeny piloty v soudrzných zeminách. Ve druhém piloty v nesoudrzných zeminách.

2.2. Inženýrsko-geologické poměry

Geologické poměry

Oblast je pokryta postglaciálními usazeninami řeky Dunaj a jeho přítoků. Zkušební místo spadá do oblasti ovlivněného řekou Dunaj. Před regulací byla řeka Dunaj

značně rozvětvená a nacházelo se zde mnoho slepých ramen a duhových jezer. Na Obrázek č. 9 je maximální pozorovaná hladina Dunaje vyznačena modrou čárkovanou čarou. Povrch je převážně rovinnatý. Případné prohlubně, či slepá ramena byla zasypána. (Wagner, 2019)



Obrázek č. 9: Výstřižek geologické mapy 1:50 000 (Fuchs, 1985)

Z geologického hlediska leží oblast ve Vídeňské pánvi. Podle geologické mapy (Obrázek č. 9) leží na hranici mezi „záplavovými oblastmi mladší části řeky“ a „starší a vyšší údolní nivou“. (Fuchs, 1985)

Podloží je předmětné lokalitě tvořeno třemi hlavními celky v následujícím pořadí shora: antropogenní sedimenty, fluviální (dunajské) štěrky kvarterního stáří a neogenní (miocenní) jemnozrnné sedimenty.

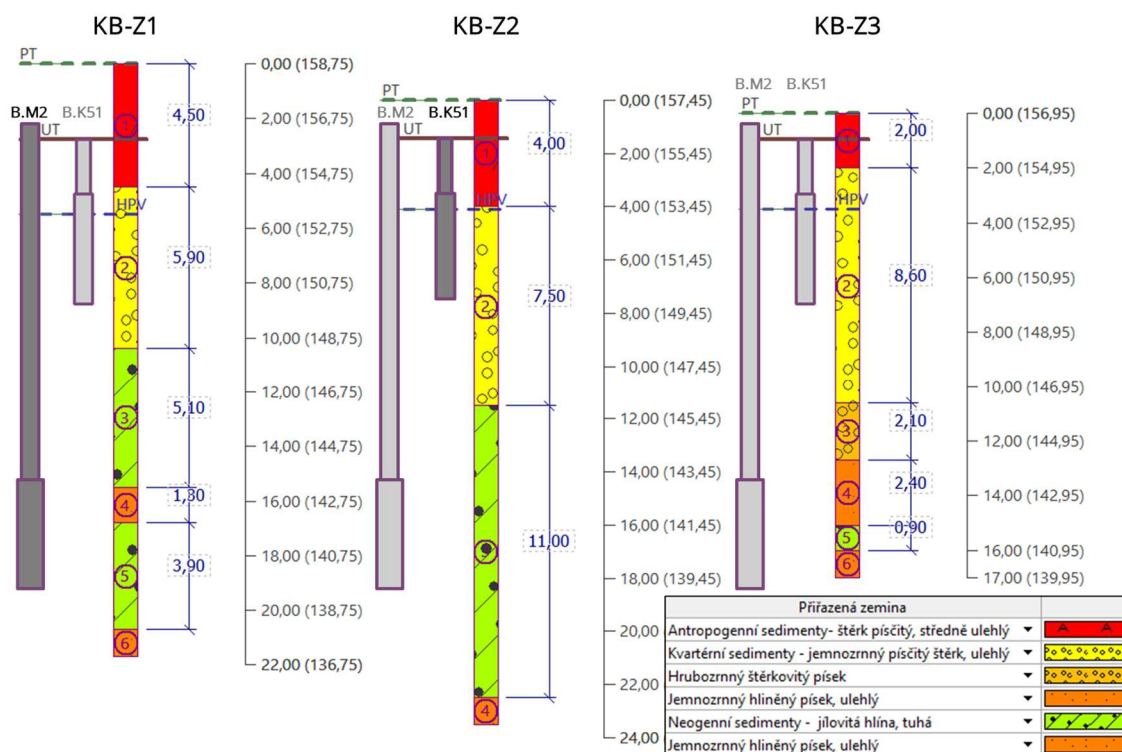
Vrtná prozkoumanost a geologický profil

V lokalitě byly provedeny tři inženýrsko-geologické vrty (KB-Z1, KB-Z2 a KB-Z3).

Geologický profil:

- Navážky s mocností 2–4.5 m charakteru středně ulehlého až ulehlého písčitého štěrku.
- Kvarterní sedimenty s mocností 6–8.5 m charakteru středně ulehlého až ulehlého písčitého štěrku.
- Neogenní sedimenty s mocností 11 m charakteru tuhé jílovité hlíny s příměsí jemnozrnného písku.

Inženýrsko-geologické vrty jsou zobrazeny níže (Obrázek č. 10) společně s pilotami, delší pilota (B.M2) je vzdálena 7.5 metrů od vrtu KB-Z1 a kratší pilota (B.K51) je vzdálena 2.5 metrů od vrtu KB-Z2.



Obrázek č. 10: Inženýrsko-geologické vrty

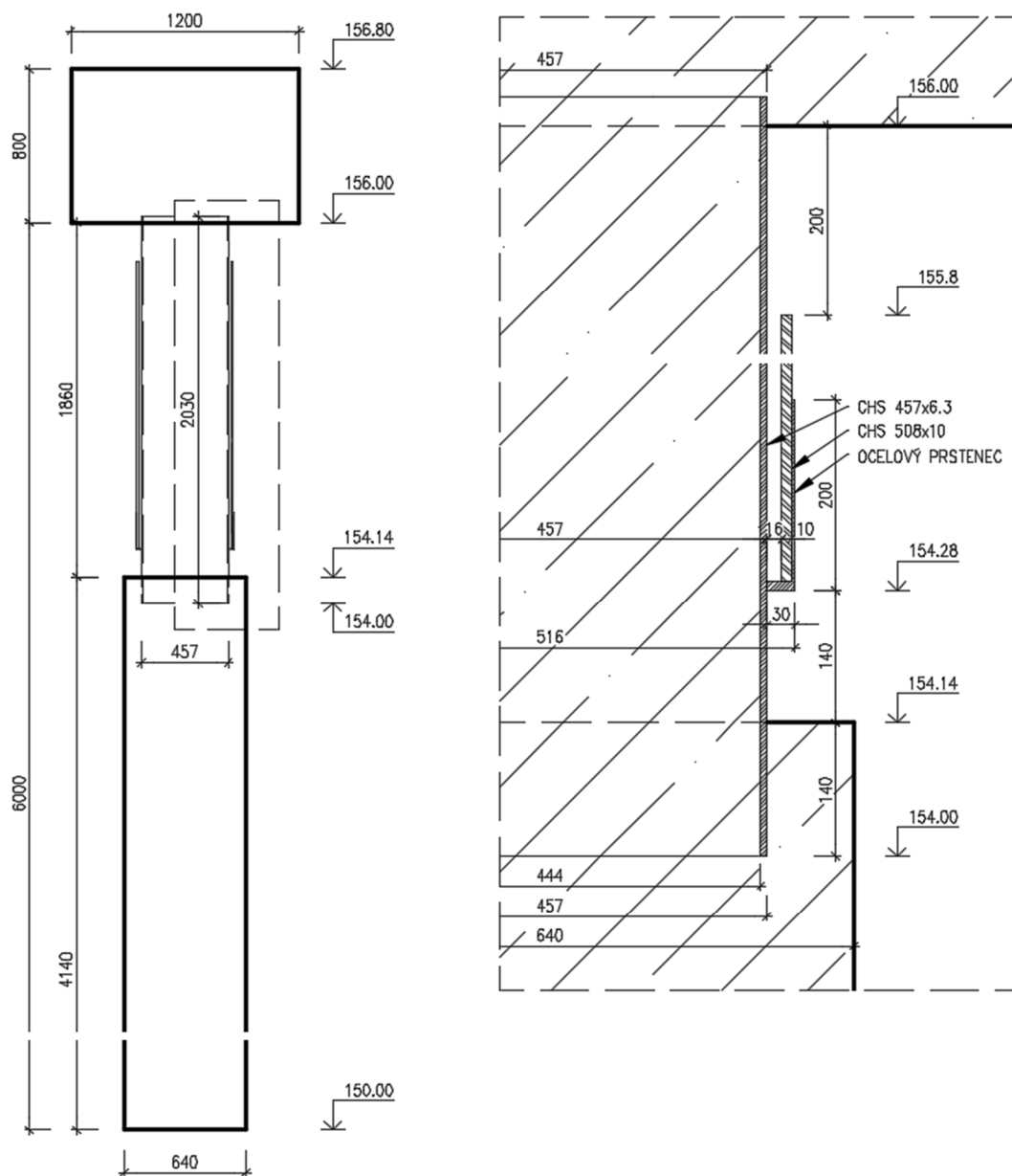
Hydrogeologické poměry

Hladina podzemní vody je naznačena v inženýrsko-geologických vrtech (Obrázek č. 10). Zároveň byla hladina měřena během zatěžovacích zkoušek a kolísala mezi 153.5 m n. m. a 153.9 m n. m. (Wagner, et al., 2020)

2.3. Zatěžovací zkouška v nesoudržných zeminách

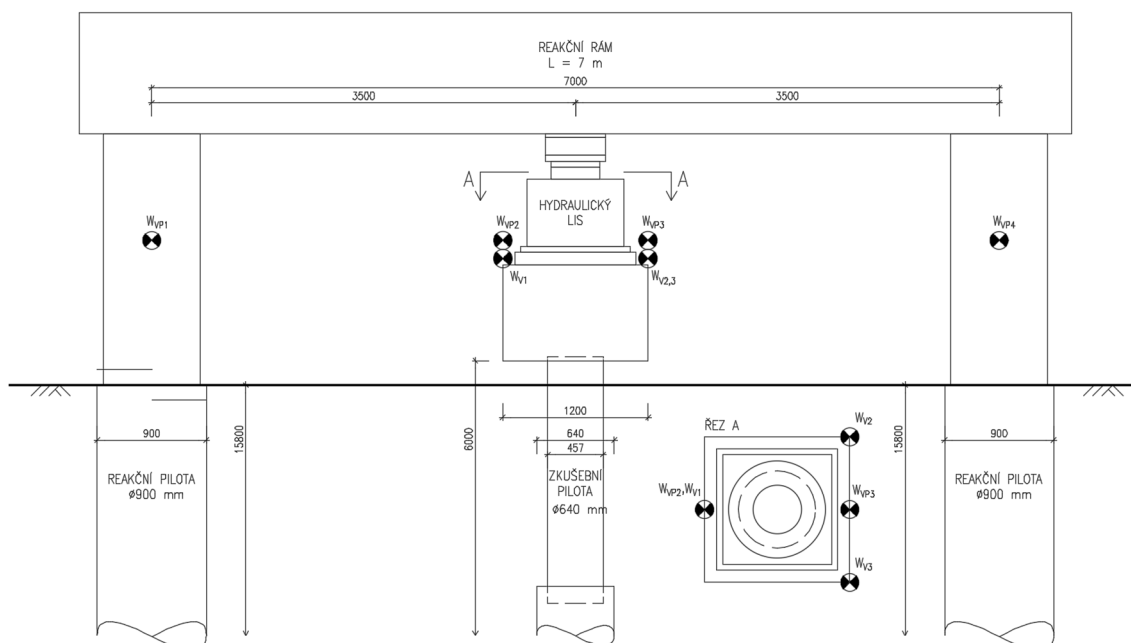
Geometrie

V nesoudržných zeminách byla zkoušena vrtaná pilota průměru 640 mm. Celková délka piloty byla 6 metrů. Pilota byla po délce rozdělena na dva úseky, první úsek je separační část délky 1.86 m. Konstrukčně je tato část upravena dvěma výpažnicemi (Obrázek č. 11), aby nedocházelo ke tření mezi pilotou a zemínou. Spodní část o délce 4.14 metrů je provedena běžným postupem vrtáním vrtu paženého ocelovou výpažnicí.



Obrázek č. 11: Geometrie piloty; převzato a upraveno (Wagner, et al., 2020)

Zatěžování piloty bylo prováděno pomocí hydraulického lisu umístěného mezi hlavou zatěžované piloty a středem reakčního rámu, který byl podporován reakčními pilotami průměru 900 mm a délky 15.8 m. Svislé posuny pilot byly geodeticky měřeny v hlavách pilot. Na zkušební pilotě byl posun měřen ve třech místech pro zohlednění případného ohybu piloty (Obrázek č. 12).



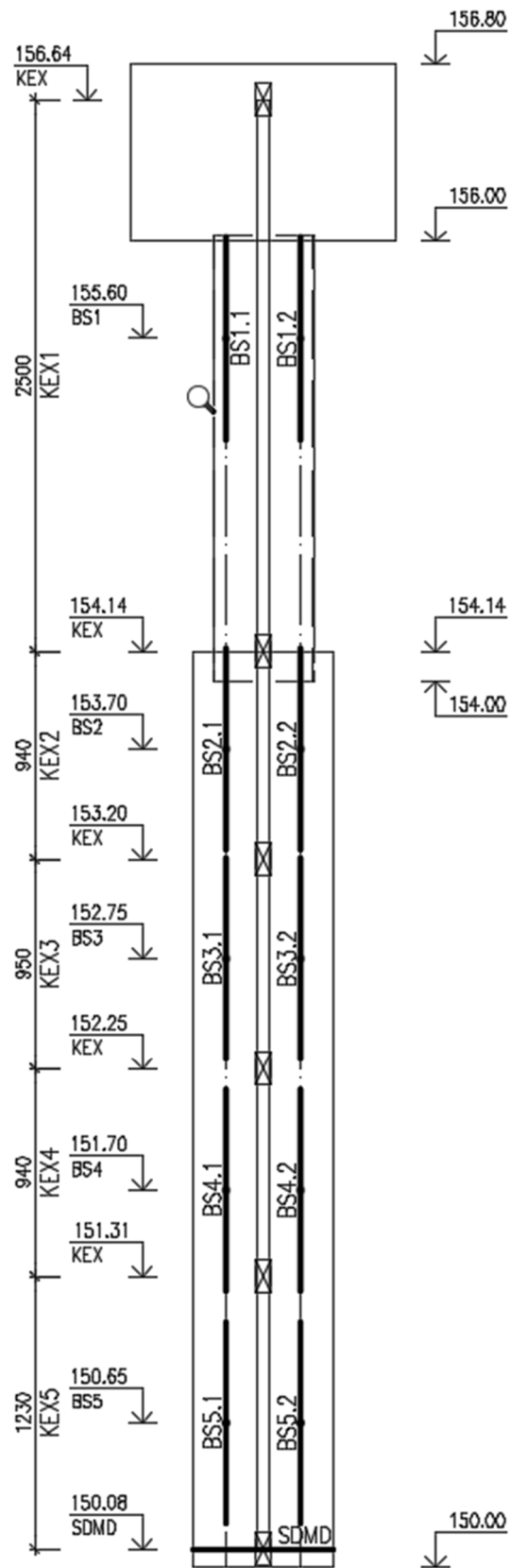
Obrázek č. 12: Schéma reakčního rámu; převzato a upraveno (Wagner, et al., 2020)

Kromě základního monitoringu posunu hlavy a síly v hlavě piloty byl proveden podrobný monitoring po délce piloty. V pilotě byly osazeny tenzometry (BSx) a extenzometry (KEXx) a na patě bylo měřeno napětí. Primárně byly k měření určeny tenzometry, byly použity tenzometry *Geokon 4911*, které se osazují na výztuž a měří její poměrné deformace. Na pilotě bylo použito celkem 5 párů tenzometrů, umístění je zobrazeno na Obrázku č. 12. Tenzometry byly umístěny v páru, kdy každý jeden byl na protější straně piloty, aby byla eliminována možná chyba způsobená ohybem piloty. Sekundárně pro kontrolu, nebo v případě poruchy na tenzometrech byly použity extenzometry. Jedná se o snímače *Geokon 1300-A9*, které se skládají z kotev a mezilehlých snímačů, na kterých je měřeno prodloužení. V pilotě bylo použito 6 kotev s 5 snímači (Obrázek č. 13). Dále bylo zaznamenáváno napětí v patě piloty pomocí snímače *Geokon 4855*. Jedná se o tlakový snímač určený speciálně pro měření napětí na patě piloty. Skládá se ze dvou nerezových plechů, které jsou po obvodu svařené a v prostoru mezi nimi je hydraulický olej, v průběhu zatěžování je měřen tlak v oleji, který odpovídá napětí mezi betonem a zemínou.

Tabulka č. 2: Poloha snímačů v pilotách

Pilota	Tenzometry					Tlakový	
	BS1	BS2	BS3	BS4	BS5	SDMD	
B.K51	155.60	153.70	152.75	151.70	150.65	150.08	m n. m.
B.M2	155.73	144.88	143.20	141.53	139.88	139.30	m n. m.

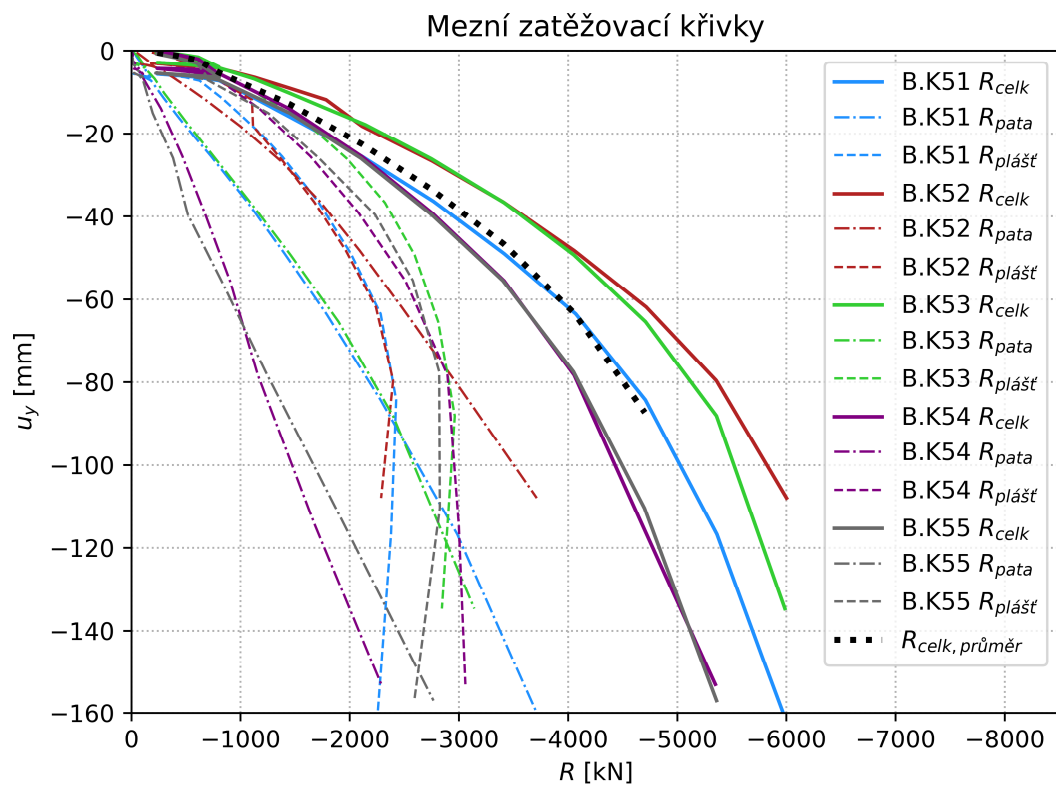
Pilota	Extenzometry					
	KEX1	KEX2	KEX3	KEX4	KEX5	
B.K51	156.64	154.14	153.20	152.25	151.31	m n. m.
	2.50	0.94	0.95	0.94	1.23	m
B.M2	156.80	145.30	143.87	142.45	141.02	m n. m.
	11.50	1.43	1.42	1.43	1.72	m



Obrázek č. 13: Rozdělení snímačů po délce piloty; převzato a upraveno (Wagner, et al., 2020)

Výběr analyzované piloty

V rámci zatěžovacích zkoušek bylo provedeno celkem 5 pilot v nesoudržných zeminách (B.K51–B.K55), pro zpětnou analýzu byla vybrána pilota B.K51. Výběr piloty byl založen na mezní zatěžovací křivce, kdy křivka piloty B.K51 se nejlépe shodovala se střední hodnotou všech 5 zatěžovacích křivek (Obrázek č. 14). Zároveň tato pilota neměla vadné tenzometrické snímače a je tedy možné interpretovat výsledky podrobného monitoringu.



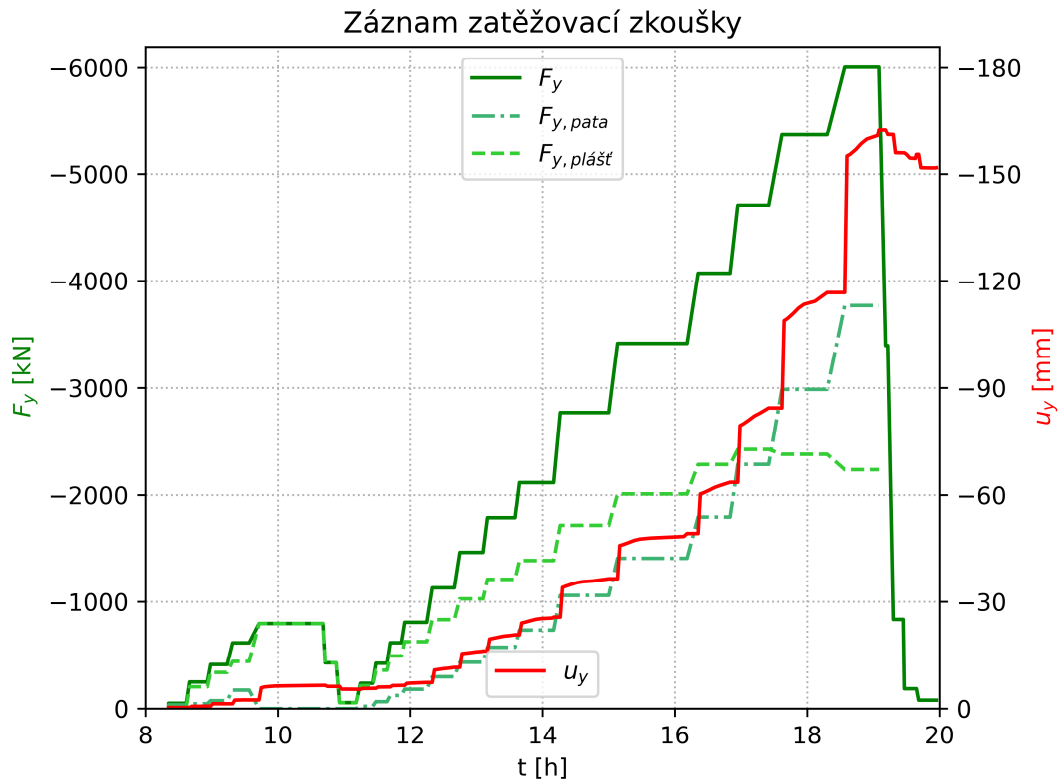
Obrázek č. 14: Mezní zatěžovací křivky pilot v nesoudržných zeminách (Wagner, 2019)

Průběh zatěžovací zkoušky

Zatěžovací zkouška piloty byla prováděna postupným přitěžováním se sledováním posunu v hlavě piloty. Záznam zatěžovací zkoušky je uveden níže v Tabulce č. 2 a vykreslen v grafu (Obrázek č. 15), kde jsou zeleně vykresleny průběhy celkové síly v hlavě piloty, v patě piloty a síla, kterou přenáší plášť piloty v závislosti na čase. Také je červeně vykreslen posun v hlavě piloty.

Tabulka č. 3: Záznam zatěžovací zkoušky piloty v nesoudržných zeminách (Wagner, 2019)

Zatěžovací kroky			Zatížení a posuny			Posuny v časových přírůstcích Δt [min]							
ZK	Počátek	Konec	$F_{y,pož}$	F_y	u_y	$\Delta t = 1$	2	5	10	15	20	30	60
	ZK	ZK				$u_{y,\Delta t}$	$u_{y,\Delta t}$	$u_{y,\Delta t}$	$u_{y,\Delta t}$	$u_{y,\Delta t}$	$u_{y,\Delta t}$	$u_{y,\Delta t}$	$u_{y,\Delta t}$
[-]	[hh:mm]	[hh:mm]	[kN]	[kN]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]
0	8:21	8:37	-50	-50	-0.3								
1	8:40	8:56	-238	-249	-0.7	-0.7	-0.6	-0.7	-0.7	-0.7			
2	8:59	9:14	-425	-412	-1.4	-1.4	-1.4	-1.4	-1.4				
3	9:19	9:34	-613	-614	-2.4	-2.4	-2.4	-2.5	-2.5				
4	9:43	10:41	-800	-795	-6.5	-5.8	-6.1	-6.2	-6.3	-6.4	-6.4	-6.5	
5	10:43	10:53	-425	-428	-6.2	-6.2	-6.2	-6.2					
6	10:56	11:11	-50	-56	-5.4	-5.5	-5.5	-5.5	-5.4				
7	11:15	11:26	-238	-237	-5.7	-5.7	-5.7	-5.7	-5.7				
8	11:29	11:39	-425	-424	-6.1	-6.1	-6.1	-6.1					
9	11:42	11:52	-613	-615	-6.5	-6.5	-6.5	-6.5					
10	11:55	12:15	-800	-806	-7.3	-7.1	-7.1	-7.2	-7.3	-7.3			
11	12:20	12:40	-1125	-1129	-11.5	-10.8	-10.9	-11.2	-11.3	-11.5			
12	12:45	13:06	-1450	-1459	-16.1	-15.4	-15.5	-15.7	-15.9	-16.0	-16.1		
13	13:10	13:35	-1775	-1781	-20.7	-19.5	-19.7	-20.0	-20.3	-20.5	-20.6		
14	13:39	14:10	-2100	-2116	-25.6	-24.0	-24.2	-24.6	-25.0	-25.2	-25.4	-25.6	
15	14:16	15:00	-2750	-2768	-36.4	-34.0	-34.3	-34.8	-35.3	-35.6	-35.8	-36.1	
16	15:08	16:11	-3400	-3415	-49.0	-45.7	-45.9	-46.5	-47.1	-47.5	-47.8	-48.2	-49.0
17	16:21	16:50	-4050	-4071	-63.6	-60.3	-60.6	-61.4	-62.1	-62.7	-63.1		
18	16:57	17:25	-4700	-4709	-84.3	-79.4	-79.9	-80.9	-82.1	-82.9	-83.5		
19	17:37	18:18	-5350	-5364	-116.7	-108.8	-109.4	-110.8	-112.4	-113.4	-114.3	-115.6	
20	18:34	19:05	-6000	-6006	-162.5	-155.0	-155.5	-156.8	-158.5	-159.7	-160.7	-162.3	
21	19:11	19:13	-3400	-3395	-161.0	-161.0							
22	19:18	19:27	-800	-833	-155.9	-155.9	-155.9	-155.9					
23	19:28	19:39	-425	-186	-155.4	-155.4	-154.4	-154.3	-154.3				
24	19:41	19:57	-50	-79	-151.7	-151.7	-151.7	-151.7	-151.7	-151.7			



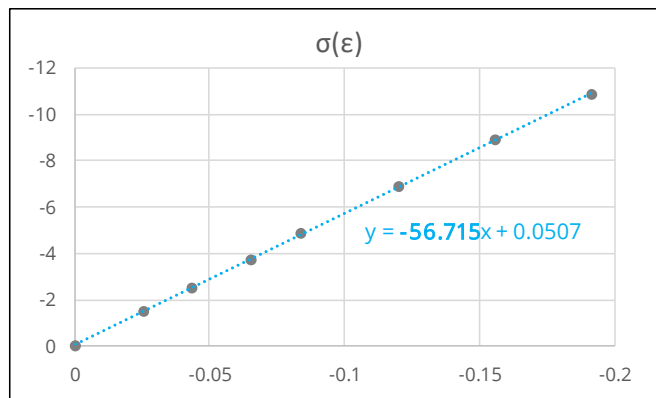
Obrázek č. 15: Záznam zatěžovací zkoušky piloty v nesoudržných zeminách

Zpracování dat zatěžovací zkoušky

Pro dopočítání napětí a sil ze změřených hodnot poměrného přetvoření bylo potřeba dopočítat modul pružnosti ideálního průřezu a betonu, který byl později použit při inverzích analýzách metodou konečných prvků a metodou přenosových funkcí. Pro výpočet modulu pružnosti ideálního průřezu byly využity hodnoty poměrných deformací ze separační délky piloty. Jedná se o místo bezprostředně pod hlavou piloty, ve kterém by nemělo docházet k úbytku síly. Modul pružnosti byl stanoven jako sklon regresní lineární křivky z grafu závislosti napětí na poměrné deformaci ve vybraných zatěžovacích krocích (Obrázek č. 16). Napětí bylo stanoveno podle rovnice (1) a výsledný modul pružnosti je roven $E_i = 56.715$ GPa.

$$\sigma_i = \frac{F_i}{A_{BS1}} \quad (1)$$

ZK (i)	F_i	σ_i	$\varepsilon_{BS1,i}$
	[kN]	[MPa]	[mm/m]
0	0	0	0
1	249	1.52	-0.026
2	412	2.51	-0.043
3	614	3.74	-0.065
4	795	4.85	-0.084
11	1129	6.88	-0.12
12	1459	8.89	-0.1560
13	1781	10.86	-0.191
$A_{i,BS1}$	164030	mm^2	



Obrázek č. 16: Stanovení modulu pružnosti efektivního průřezu

Modul pružnosti betonu byl potom stanoven pomocí vztahů (2) a (3).

$$A_i E_i = A_{beton} E_{beton} + E_{výztuž} A_{výztuž} + E_{výpaž} A_{výpaž} \quad (2)$$

$$E_{beton} = \frac{E_i A_i - (E_{výztuž} A_{výztuž} + E_{výpaž} A_{výpaž})}{A_{beton}} \quad (3)$$

Modul pružnosti betonu byl vypočten hodnotou $E_{beton} = 38.77$ GPa. Pomocí modulu pružnosti betonu je již možné dopočítat podélnou sílu v pilotě v každém bodě, kde je známa hodnota poměrné deformace (4).

$$F_{y,x} = E_{beton} \varepsilon_{y,x} \left(A_{beton} + \frac{E_{výztuž}}{E_{beton}} A_{výztuž} + \frac{E_{výpaž}}{E_{beton}} A_{výpaž} \right) \quad (4)$$

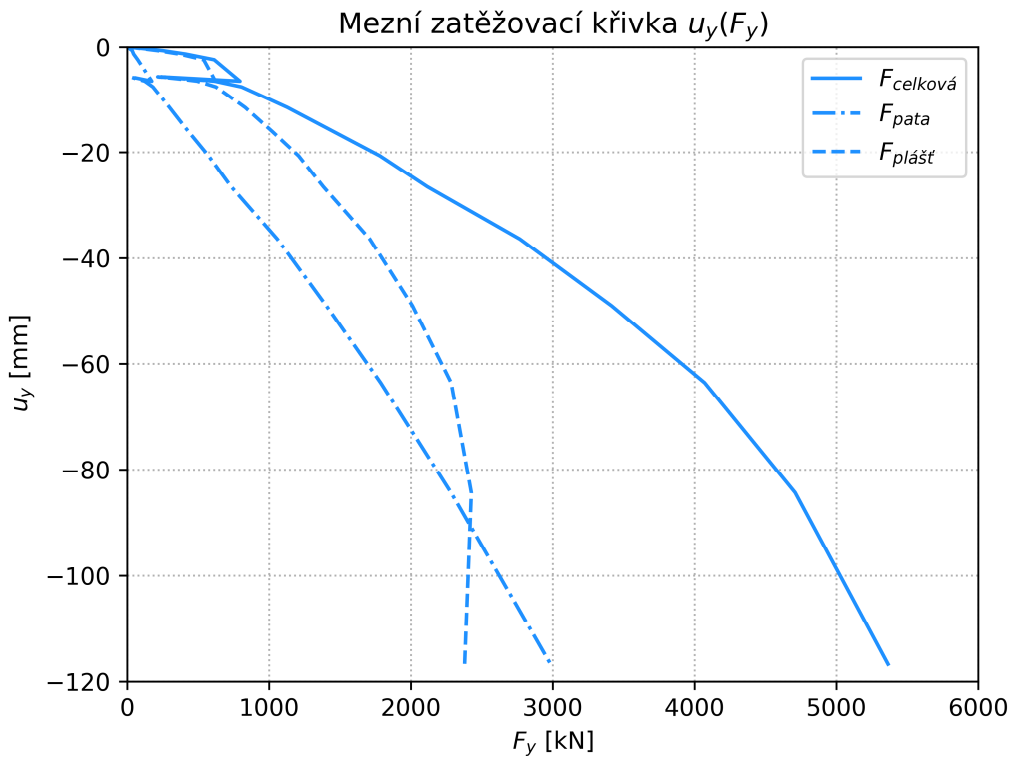
Plášťové tření piloty lze potom vypočítat podle vztahu (5), kde q je plášťové tření na úseku od x do $x+1$, F_y jsou síly v bodech x a $x+1$, D je průměr piloty a z jsou svislé souřadnice bodů x a $x+1$.

$$q_{x,x+1} = \frac{F_{y,x} - F_{y,x+1}}{\pi D |z_x - z_{x+1}|} \quad (5)$$

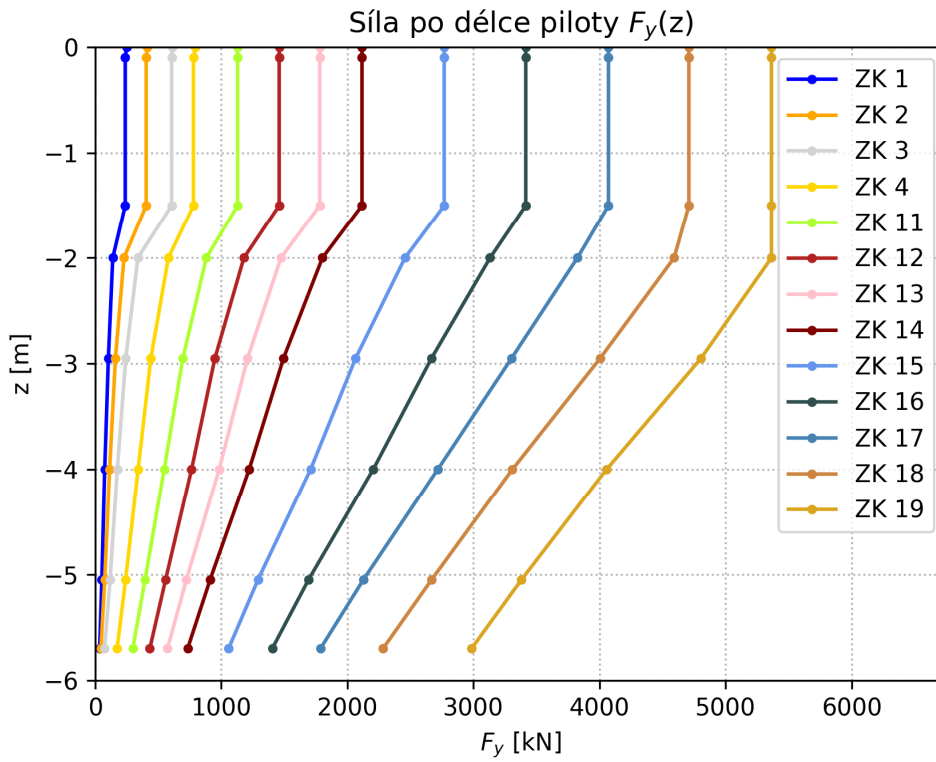
Během zatěžovací zkoušky byly naměřeny nevalidní hodnoty napětí na patě piloty, protože snímač tlaku vykazoval přibližně 2.34krát nižší hodnoty napětí (Wagner, 2019). Proto byla síla, kterou přenášela pata, dopočítána z hodnot tenzometrů. Pro úsek od posledního tenzometru (BS5) k patě byla uvažována průměrná hodnota tření na plášti jako mezi úseky BS2–BS5. Pomocí této hodnoty byl dopočítán úbytek síly a síla v patě piloty.

Výsledky zatěžovací zkoušky

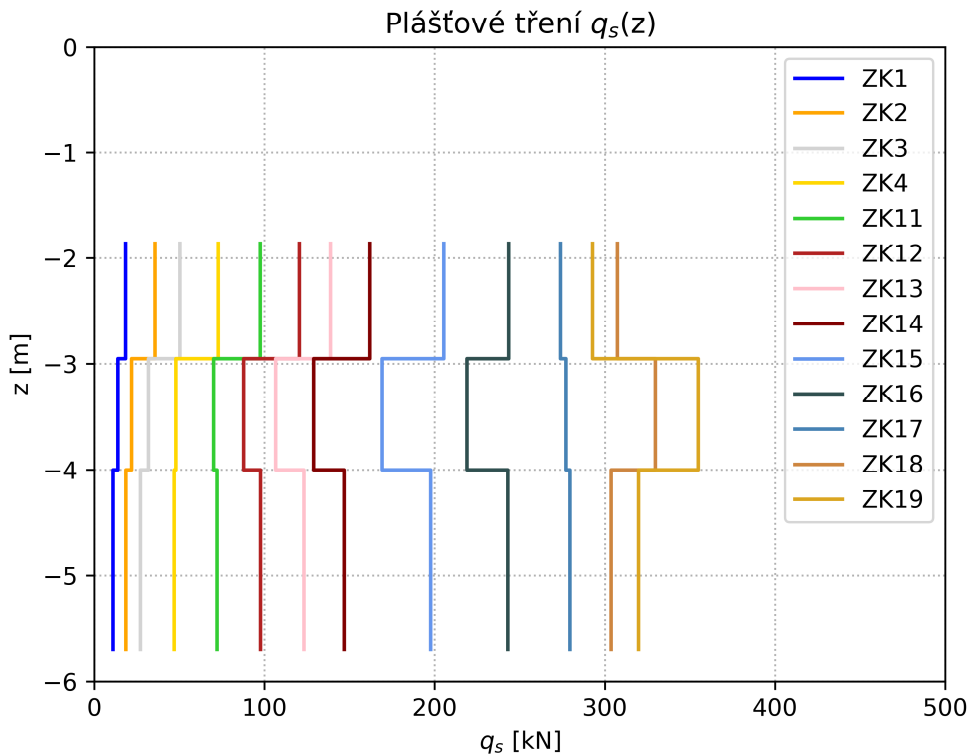
Základním výstupem podrobného monitoringu je mezní zatěžovací křivka piloty, která je doplněna o mezní zatěžovací křivku pláště a paty piloty (Obrázek č. 17). Chování paty je do posunu piloty 120 mm téměř lineární. Naopak na plášti dochází mobilizaci plášťového tření od posunu 60–80 mm, plášť piloty přestává přenášet další přírůsteky zatížení a přenáší je pouze pata piloty.



Obrázek č. 17: Mezní zatěžovací křivka piloty, pláště a paty



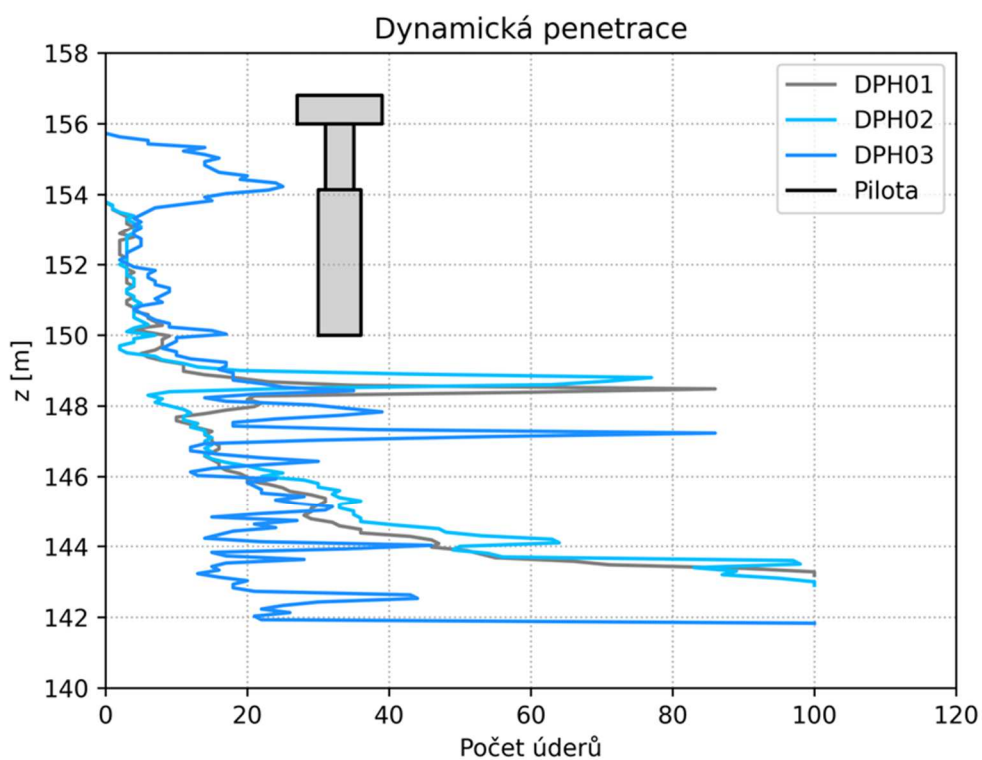
Obrázek č. 18: Síla po délce piloty



Obrázek č. 19: Plášťové tření po délce piloty

Dalšími výstupy z podrobného monitoringu jsou údaje ze síly v pilotě po její délce (Obrázek č. 18) a tření na plášti piloty (Obrázek č. 19). Plášťové tření dosahuje hodnot 300–350 kPa, těchto hodnot dosahuje pilota v zatěžovacích krocích 18 a 19, při posunech 84.3–116.7 mm, kdy podle mezní zatěžovací křivky (Obrázek č. 17) je již síla přenášená pláštěm konstantní a dochází k plné mobilizaci plášťového tření. Pak lze tyto hodnoty uvažovat jako mezní plášťové tření.

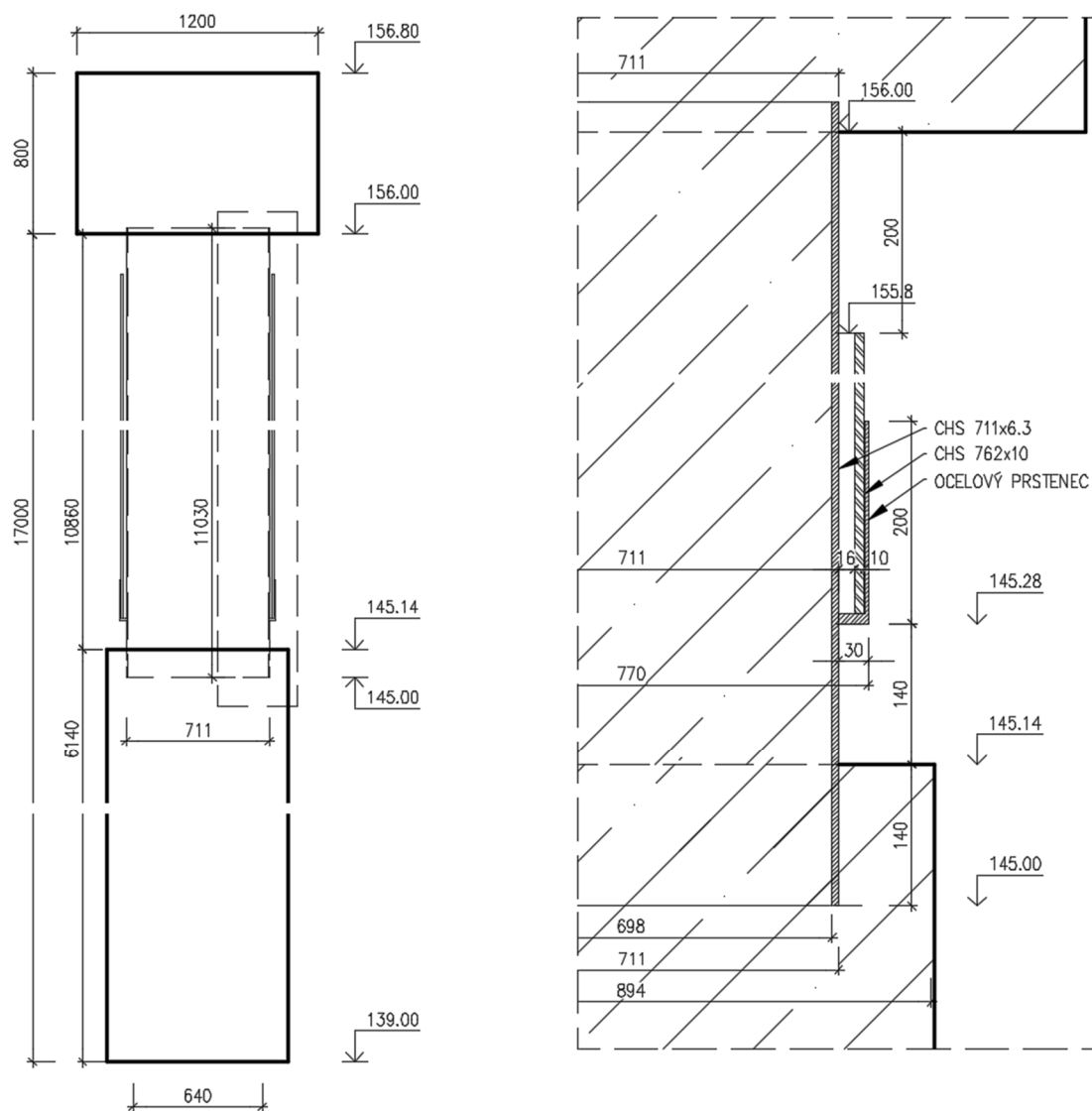
Neočekávané chování je ovšem shledáno v místě přechodu ze separační délky do běžné části piloty. Pilota zde vykazuje vysoký pokles síly, který je vidět na grafu (Obrázek č. 18) ve výšce -1.7 až -2 u zatěžovacích kroků 1–4, 11 a 12. Problematické je, že v separační délce není více snímačů a nelze tak přesně určit, kde k poklesu síly dochází, v hloubce -1.7 m snímač není, pouze je ve vyhodnocení předpokládáno, že v separační délce je nulové tření a tedy i nulový pokles síly. Pokles síly může být způsoben dvěma aspekty. Prvním aspektem může být nedokonalé provedení separační délky a sice parazitní tření mezi dvěma výpažnicemi, především na jejich koncích, viz Obrázek č. 11, detail vpravo. Druhým možným aspektem je nehomogenita prostředí, která je znázorněna pomocí výsledků dynamických penetračních zkoušek (Obrázek č. 20). Právě v místě přechodu separační části na běžnou část je naměřena vysoká tuhost zeminy. Zkoumané pilotě je nejbližší (9 m) dynamická penetrační zkouška z označením DPH03.



Obrázek č. 20: Dynamická penetrace (Wagner, et al., 2020)

2.4. Zatěžovací zkouška v soudrzných zeminách

V soudrzných zeminách byla zkoušena vrtná pilota průměru 900 mm. Celková délka piloty byla 17 metrů. Pilota byla po délce rozdělena na dva úseky, první úsek je separační část délky 10.86 m. Konstrukčně je tato část upravena dvěma výpažnicemi (Obrázek č. 21), aby nedocházelo ke tření mezi pilotou a zemínou. Spodní část o délce 6.14 metrů je provedena běžným postupem vrtáním vrtu paženého ocelovou výpažnicí.

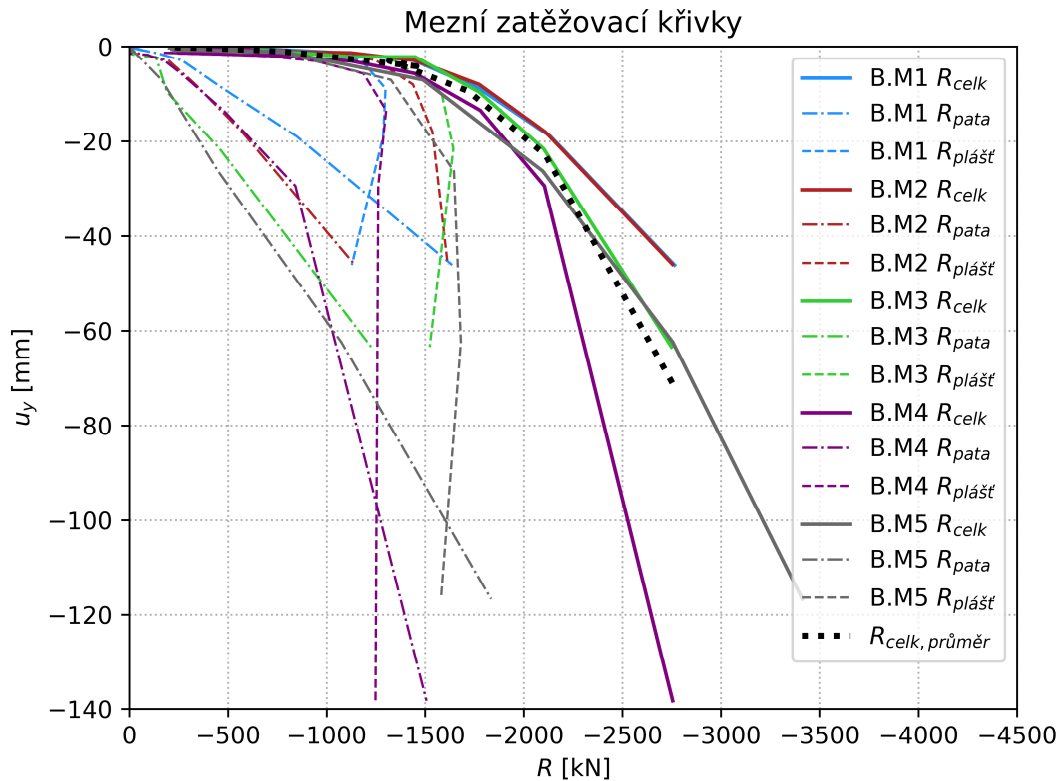


Obrázek č. 21: Geometrie piloty; převzato a upraveno (Wagner, et al., 2020)

Zatěžování piloty bylo prováděno obdobně jako u piloty v nesoudržných zemínách a postup je popsán v kapitole 2.3. Stejně tak byl proveden podrobný monitoring piloty po délce, byly použity stejné snímače a lišila se pouze jejich poloha, která je uvedena kapitole 2.3 (Tabulka č. 2).

Výběr analyzované piloty

V rámci zatěžovacích zkoušek bylo provedeno celkem 5 pilot v soudržných zeminách (B.M1–B.M5), pro zpětnou analýzu byla vybrána pilota B.M2. Výběr piloty byl založen na mezní zatěžovací křivce (Obrázek č. 22). Mezní zatěžovací křivka pláště je ve shodě s pilotami B.M3 a B.M5 a mezní zatěžovací křivka paty se shoduje pilotou B.M4.



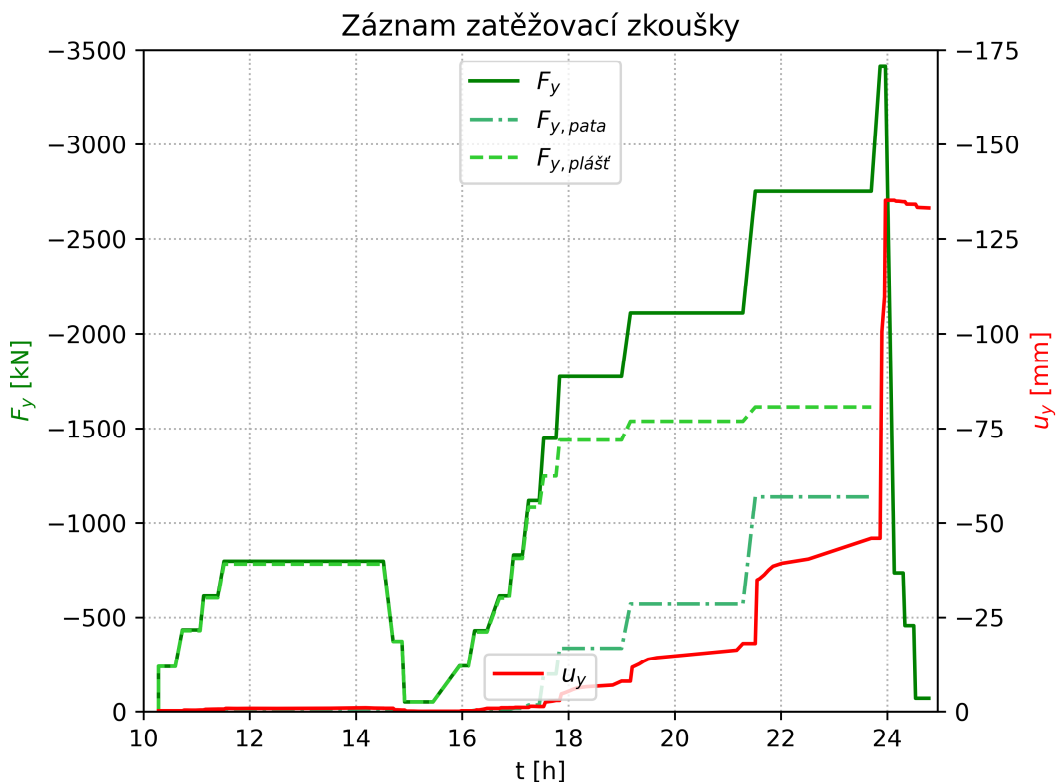
Obrázek č. 22: Mezní zatěžovací křivky pilot v soudržných zeminách (Wagner, 2019)

Průběh zatěžovací zkoušky

Zatěžovací zkouška piloty byla prováděna postupným přitěžováním se sledováním posunu v hlavě piloty. Záznam zatěžovací zkoušky je uveden níže (Tabulka č. 4) a vykreslen v grafu (Obrázek č. 23), kde jsou zeleně vykresleny průběhy celkové síly v hlavě piloty, v patě piloty a síla, kterou přenáší plášť piloty v závislosti na čase. Také je červeně vykreslen posun v hlavě piloty.

Tabulka č. 4: Záznam zatěžovací zkoušky piloty v soudrzných zeminách (Wagner, 2019)

ZS	Zatěžovací kroky		Zatížení a posuny			Posuny v jednotlivých časových přírůstcích Δt [min]												
	Počátek	Konec	$F_{y,pož}$	F_y	u_y	$\Delta t = 1$	2	5	10	15	20	30	60	120	160	170	180	
	ZK	ZK				$u_{y,\Delta t}$	$u_{y,\Delta t}$	$u_{y,\Delta t}$	$u_{y,\Delta t}$	$u_{y,\Delta t}$	$u_{y,\Delta t}$	$u_{y,\Delta t}$	$u_{y,\Delta t}$	$u_{y,\Delta t}$	$u_{y,\Delta t}$	$u_{y,\Delta t}$	$u_{y,\Delta t}$	$u_{y,\Delta t}$
	[:]	[hh:mm]	[kN]	[kN]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]
1	10:17	10:36	238	-238	-0.2	-0.2	-0.2	-0.2	-0.2									
2	10:44	11:04	425	-433	-0.5	-0.4	-0.4	-0.4	-0.4									
3	11:08	11:24	613	-614	-0.7	-0.6	-0.6	-0.7	-0.7									
4	11:31	14:31	800	-799	-0.9	-0.9	-0.9	-0.9	-0.8	-0.9	-0.9	-0.9	-0.9	-1.0	-0.9	-0.9	-0.9	-0.9
5	14:42	14:52	425	-372	-0.4	-0.5	-0.5	-0.5										
6	14:55	15:27	50	-51	-0.1	-0.2	-0.2	-0.2	-0.1	-0.1	-0.1	-0.1						
7	15:57	16:07	238	-241	-0.2	-0.2	-0.2											
8	16:14	16:28	425	-429	-0.9	-0.5	-0.5	-0.7	-0.8									
9	16:42	16:53	613	-614	-1.1	-1.0	-1.0	-1.0	-1.1									
10	16:58	17:08	800	-832	-1.1	-1.1	-1.1	-1.1										
11	17:15	17:27	1125	-1122	-1.4	-1.4	-1.4	-1.4	-1.4									
12	17:32	17:46	1450	-1448	-2.9	-2.5	-2.6	-2.8	-2.9									
13	17:50	19:00	1775	-1774	-8.0	-4.7	-4.9	-5.3	-5.8	-6.2	-6.5	-7.0	-7.8					
14	19:10	21:17	2100	-2109	-18.0	-11.7	-12.0	-12.6	-13.3	-13.8	-14.3	-14.9	-16.3	-17.9				
15	21:31	23:42	2750	-2754	-46.0	-35.0	-35.4	-36.4	-37.6	-38.7	-39.4	-40.5	-43.2					
16	23:52	23:58	3400	-3410	-135.3	-100.6	-109.7	-128.7										
22	0:08	0:18	800	-738	-135.0	-135.1	-135.1											
23	0:20	0:30	425	-456	-134.3	-134.3	-134.3											
24	0:32	0:47	50	-70	-133.3	-133.5	-133.4	-133.4	-133.3									

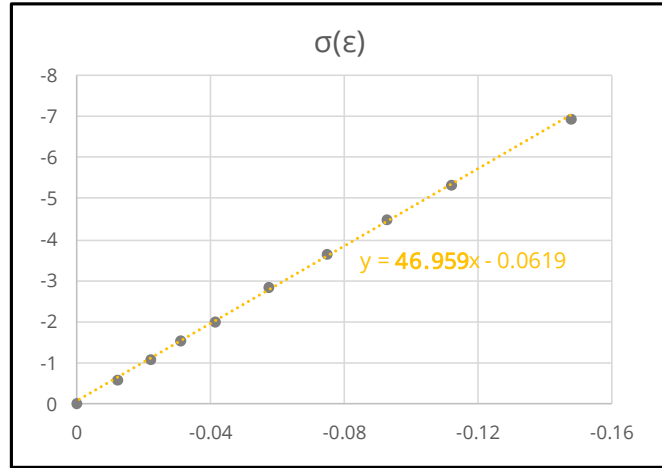


Obrázek č. 23: Záznam zatěžovací zkoušky piloty v soudrzných zeminách

Zpracování dat zatěžovací zkoušky

Výpočet napětí a sil byl proveden obdobně jako v případě piloty v nesoudržných zeminách. Stejně tak byl spočítán modul pružnosti ideálního průřezu 46.959 GPa (Obrázek č. 24) a betonu $E_b = 39.44$ GPa dle vztahu (3).

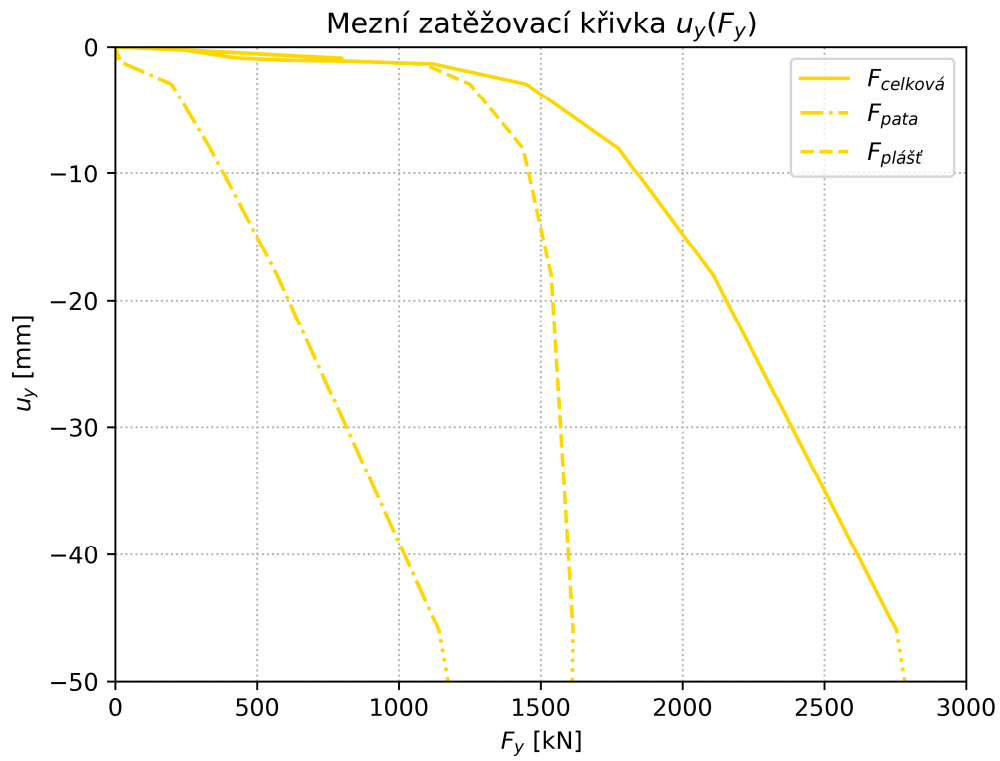
ZK (i)	F_i [kN]	σ_i [MPa]	$\epsilon_{BS1,i}$ [-]
0	0	0	0
1	-237.8	-0.599	-0.012
2	-432.6	-1.090	-0.022
3	-614.2	-1.547	-0.031
4	-799.1	-2.013	-0.042
11	-1122.5	-2.827	-0.057
12	-1448.3	-3.648	-0.075
13	-1773.7	-4.467	-0.093
14	-2108.6	-5.311	-0.112
15	-2754.3	-6.937	-0.148
$A_{i,BS1}$	397035	mm^2	



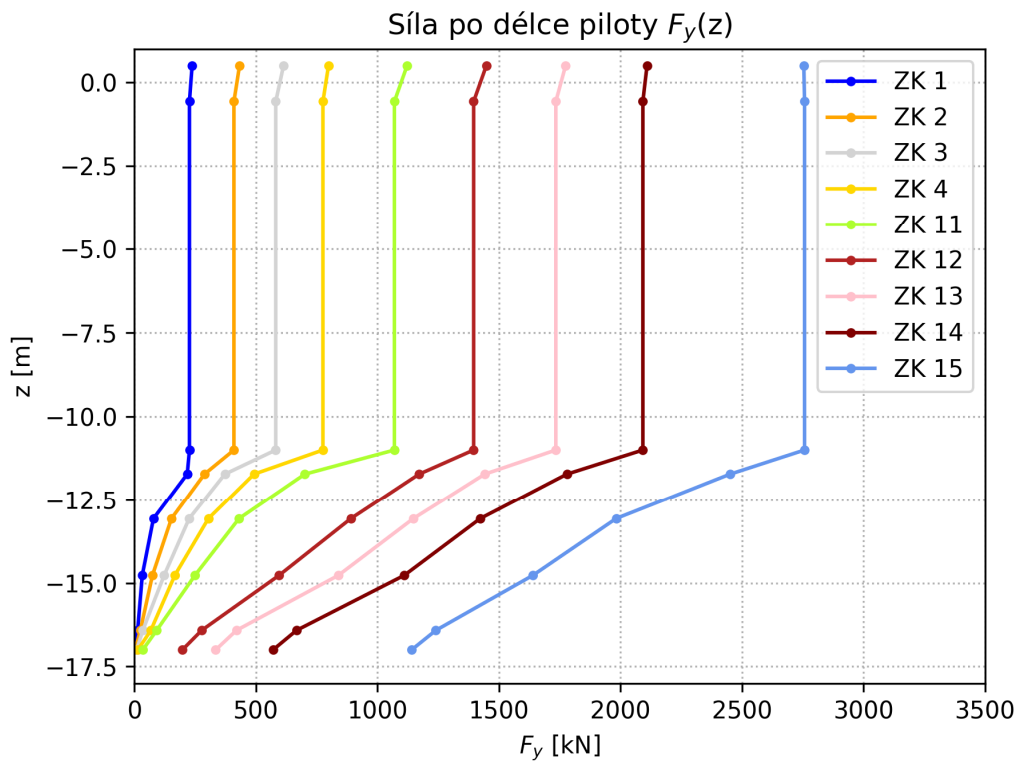
Obrázek č. 24: Stanovení modulu pružnosti efektivního průřezu

Výsledky zatěžovací zkoušky

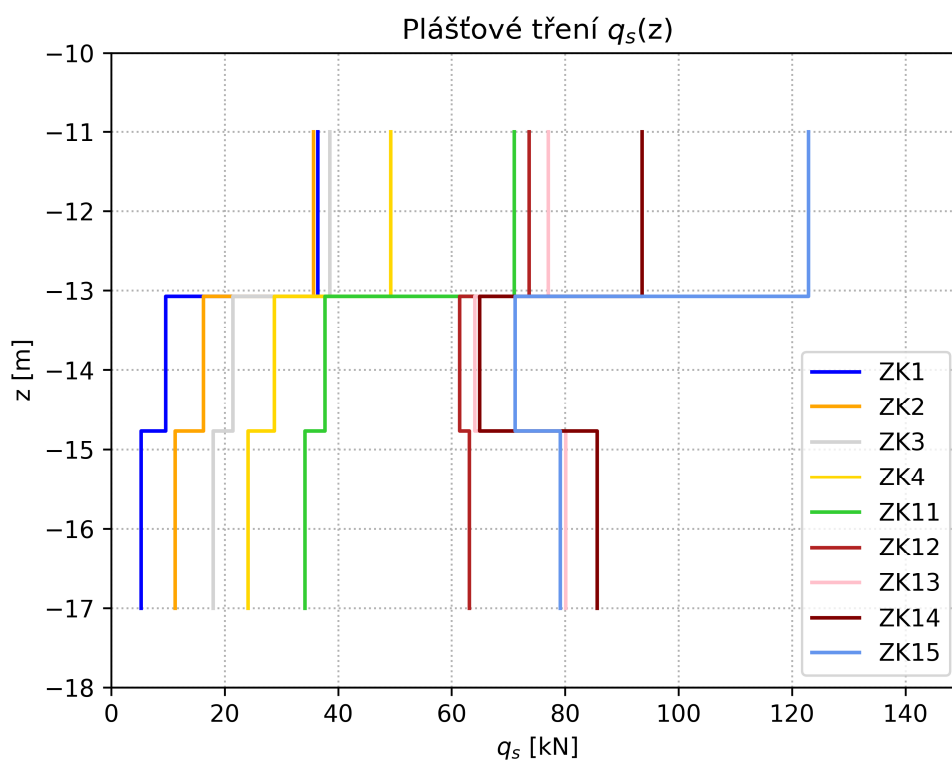
Z mezní zatěžovací křivky (Obrázek č. 25), je zřejmé odlišné chování oproti pilotě v nesoudržných zeminách. Podle záznamu zatěžovací zkoušky (Obrázek č. 23) i grafu síly po délce piloty (Obrázek č. 26) je vidět, že pilota začíná přenášet zatížení až v zatěžovacím kroku 12 při posunu v hlavě piloty 2.9 mm. Ještě v kroku 11 přenáší plášť piloty sílu 1100 kN. Od zatěžovacího kroku 13 a 14 při posunech 8 a 18 mm se již začíná plně mobilizovat plášťové tření. Na grafech síly po délce piloty (Obrázek č. 26) a plášťového tření (Obrázek č. 27) je opět zřejmý vliv parazitního tření v separační délce piloty.



Obrázek č. 25: Mezní zatěžovací křivka piloty, pláště a paty



Obrázek č. 26: Síla po délce piloty



Obrázek č. 27: Plášťové tření po délce piloty

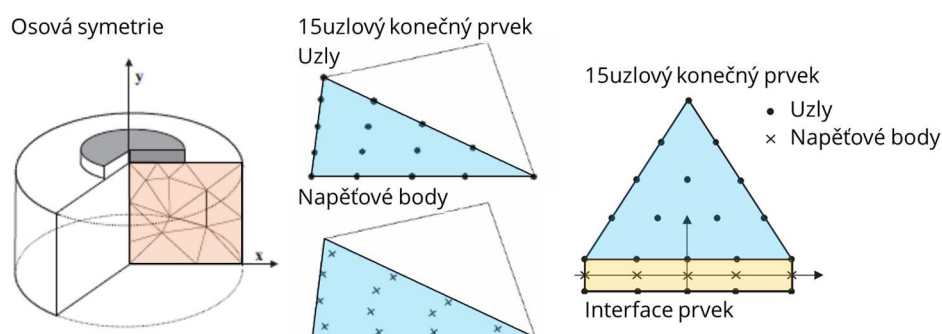
3. Inverzní analýza metodou konečných prvků

Pro matematické modelování a numerické výpočty byl použit geotechnický software Plaxis 2D Ultimate.

3.1. Vrtaná pilota v nesoudržných zeminách

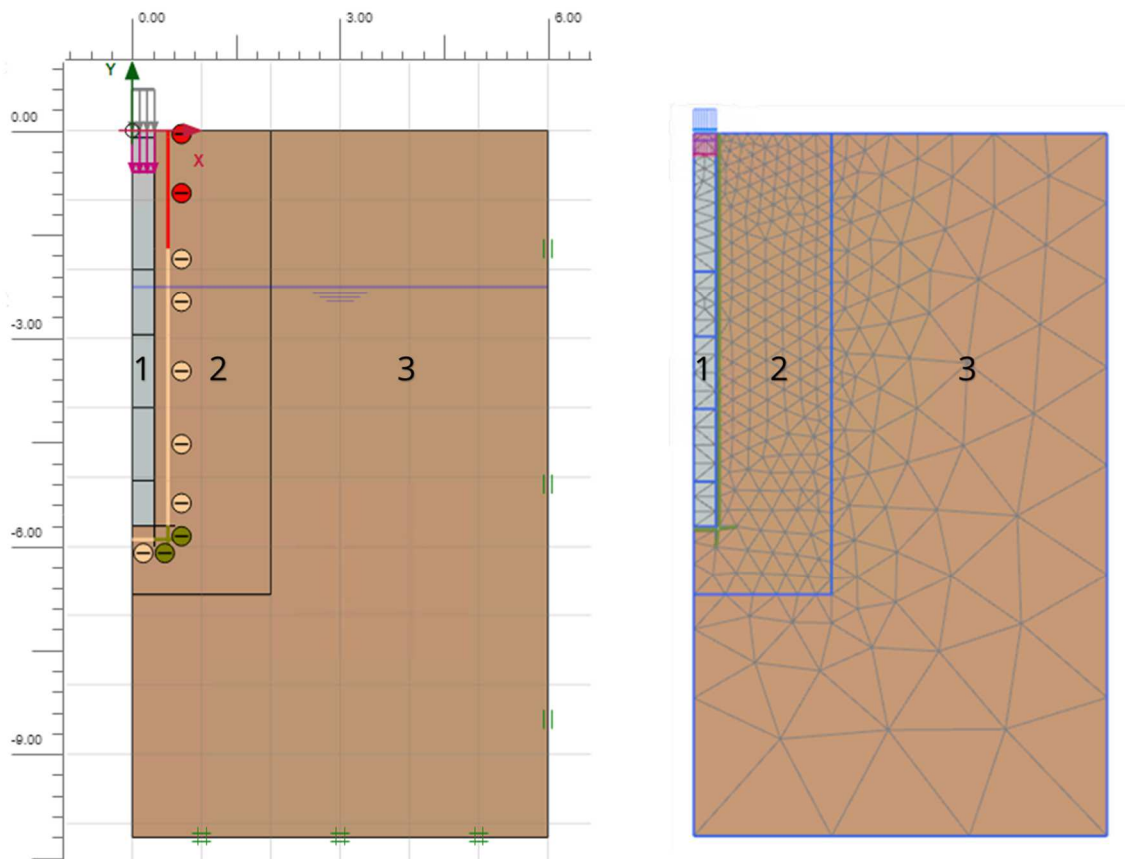
3.1.1. Popis vytvořeného matematického modelu

Výpočtový model je sestaven jako osově symetrický. K diskretizaci kontinua jsou použity 15uzlové trojúhelníkové konečné prvky. Dále jsou použity interface prvky pro rozhraní pilota-zemina a zemina-zemina v místě u paty piloty pro zabránění oscilací napětí. Model sestává z 621 prvků a 5204 uzlů. Maximální velikost konečného prvku je 2.142 m a minimální 0.097 m. Vstupní parametry použitých materiálových modelů budou popsány v následujících kapitolách.



Obrázek č. 28: Osová symetrie a použité konečné prvky; převzato a upraveno (PLAXIS, 2021)

Celková velikost modelu je 6×10.2 m. Model je dále rozdělen na tři hlavní části. Nejmenší částí (0.32×5.7) je modelována samotná pilota, tato část je ještě rozdělena na menší podoblasti. Hranice mezi oblastmi odpovídá umístění tenzometrů (BSx) a je modelována z důvodu exportu dat po délce piloty a srovnání s měřením. Export bude detailněji popsán dále v textu (kapitola 3.4). Další část (2×6.7) je v blízkosti piloty a je zde zhuštěna síť konečných prvků. Třetí část modelu je více vzdálena od zatěžované piloty a síť konečných prvků zde již není zahuštěna. Okrajové podmínky jsou vyznačeny viz Obrázek č. 29, spodnímu okraji modelu je zabráněno posunu ve svislém i vodorovném směru, pravému okraji je zabráněno vodorovnému posunu a na levém okraji platí podmínka osové symetrie. Navíc je okrajová podmínka v hlavě piloty, protože je pilota zatěžována posunem ve svislém směru.



Obrázek č. 29: Matematický model a síť konečných prvků

Numerický výpočet je rozdělen na tři fáze. První fáze je výpočet počáteční napjatosti podle K_0 podmínek. Součinitel bočního tlaku v klidu je uvažován vztahem $K_0 = 1 - \sin\varphi$. Všechny části modelu mají přiřazen materiálový model zeminy. Ve druhé fázi je první části (pilotě) přiřazen materiálový model betonu a je tak zjednodušeně modelováno zhotovení piloty. Poslední fází je zatěžování piloty. Zatěžování je řízeno předepsaným posunem hlavy piloty. Na začátku druhé a třetí fáze jsou navíc vynulovány posuny a malá přetvoření. Časové přírůstky nejsou v rámci výpočtu uvažovány, analýza není časově závislá.

3.1.2. Stanovení hodnot vstupních parametrů použitého materiálového modelu a jejich kritické zhodnocení

Při získávání parametrů materiálového modelu bylo postupováno ve čtyřech fázích.

První fází bylo zpracování výsledků laboratorních zkoušek z předmětné lokality. Z nich byly využity pouze výsledky fyzikálně indexových zkoušek. Na základě zhodnocení laboratorních zkoušek následovala druhá fáze, kdy byla provedena rešerše literatury, která byla zaměřena na podobné zeminy v podobné geologii a ideálně v blízkosti zkoumané lokality. Ve třetí fázi byly srovnány parametry z první a druhé fáze a byly vytvořeny úvodní testovací sady parametrů materiálového modelu. S těmito sadami byly provedeny první numerické analýzy a jejich výsledky byly srovnány s hodnotami z měření. Srovnání probíhalo na úrovni mezních zatěžovacích křivek. V poslední čtvrté fázi byla vybrána nejvhodnější sada

parametrů ze třetí fáze a byly upřesňovány (kalibrovány) hodnoty vstupních parametrů na úrovni základního i podrobného monitoringu.

První fáze – Zpracování laboratorních zkoušek

Byly zpracovány výsledky z inženýrsko-geologického vrtu KB-Z2, který je od piloty vzdálen 2.6 metrů. Zároveň se shodují s hodnotami ze všech tří inženýrsko-geologických vrtů (KB-Z1, KB-Z2 a KB-Z3).

Tabulka č. 5: Fyzikálně indexové charakteristiky

W_n	ρ_s	ρ_d	ρ_{sat}	ρ_{unsat}	n	e
[%]	[g/cm ³]	[g/cm ³]	[g/cm ³]	[g/cm ³]	[-]	[-]
3.5	2.69	2.12	2.33	2.19	0.213	0.270

Tabulka č. 6: Výsledky síťového rozboru

Co	Gr	Sa	Si	Cl	D ₅₀
[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[mm]
0.6	77.8	18.7	2.9	0.0	10

Z mechanických vlastností nebyly zkoušeny deformační vlastnosti a jako pevnostní parametry byly změřeny soudržnost a úhel vnitřního tření zeminy. Byly ovšem naměřeny nízké hodnoty úhlu vnitřního tření ($\varphi = 33.0^\circ$). Jedním z důvodů je, že smyková krabicová zkouška byla provedena na vzorku zeminy, kde maximální průměr zrna byl 31.5 mm. Podle síťového rozboru byl propad na sítu $D_{g31,5} = 86.7\%$. Dalším faktorem může být stupeň ulehlosti zkoušeného vzorku nebo obor normálového napětí zkoušky. Podhodnocení hodnoty úhlu vnitřního tření bude potvrzeno v další části práce.

Druhá fáze – Rešerše literatury

V rámci rešerše byly dohledávány výpočty převážně z Evropy a ideálně pak takové, které byly nejbližší lokalitě a podobnému geologickému složení podloží. Co se týče třídy zemin, primárně byla rešerše zaměřena na štěrky a písčité štěrky (uvedeny viz Tabulka č. 7), ale také na písčité zeminy.

Tabulka č. 7: Vstupní parametry materiálového modelu z literatury

Označení		1	2	3	4	5
Model		HSS	HSS	HSS	HS	HS
Lokalita		Salzburg	Vídeň	Budapešť	Tours	Slovensko
Třída		Gr	Gr	saGr	Gr	Gr
γ_{UNSAT}	kN/m ²	18.95	21	20.5	19	21
γ_{SAT}	kN/m ²	22.45	22	21	20	21.55
e_{min}	-	-	-	-	-	-
e_0	-	-	-	0.45	-	-
e_{max}	-	-	-	-	-	-
E_{50}^{ref}	MPa	52	40	75	63	101
$E_{\text{oed}}^{\text{ref}}$	MPa	52	40	75	63	101
$E_{\text{ur}}^{\text{ref}}$	MPa	208	120	300	189	303
v_{ur}	-	0.2	0.2	0.2	0.2	0.2
m	-	0	0	0.5	0.5	0.5
p^{ref}	kPa	100	100	140	100	100
G_0^{ref}	MPa	346.7	150	300	-	-
$\gamma_{0.7}$	-	1.50E-04	1.00E-04	3.00E-04	-	-
$G_{\text{ur}}^{\text{ref}}$	MPa	86.7	50.0	125.0	78.8	126.3
G_0/G_{ur}	-	4.0	3.0	2.4	-	-
c	kPa	2	0	1	10	1
φ	°	35	35	38	35	36.1
ψ	°	-	5	8	5	6.1
Typ výpočtu/ konstrukce		Pažící stěna	Založení budovy	Zpětná analýza pažící stěny	Násypové těleso, piloty	Štěrkové pilíře
Zdroj		*	**	***	*** *	*** **

* (Almukashfi, 2018), ** (Tschuchnigg, 2012), *** (Szepeshazi, 2016),
*** * (Alsirawan, 2021), *** ** (Stacho & Sulovska, 2019)

Třetí fáze – Vytvoření testovacích sad parametrů a první výpočty

Prvně byly zhodnoceny fyzikálně indexové charakteristiky. Pórovitost získaná z laboratorních zkoušek je pravděpodobně značně podhodnocena a není uvedeno, na jakém vzorku a za jakých podmínek bylo hodnoty dosaženo. Proto byly hodnoty validovány pomocí hodnot z rešerše a navíc z dalších zdrojů. Například podle (Das, 2008) se typické hodnoty čísla pórovitosti pro štěrky pohybují v mezích $e = 0.3-0.6$. Pro objemové hmotnosti byly zvoleny hodnoty, které reflektovali rešerši literatury a geologii ($\gamma_{\text{UNSAT}} = 19 \text{ kN/m}^3$ a $\gamma_{\text{UNSAT}} = 21 \text{ kN/m}^3$).

Dalším krokem byly mechanické pevnostní parametry. Podle (Obrzud & Truty, 2018) se mohou hodnoty úhly vnitřního tření v písčících štěrčích pohybovat v rozmezí

$\varphi = 37\text{--}50^\circ$ a Již zde je zřejmé, že hodnota $\varphi = 33^\circ$ z laboratorních zkoušek je pravděpodobně značně podhodnocena. Úhel dilatance potom může být pro ulehle nesoudržné zeminy uvažován jako 1/3 vrcholového úhlu vnitřního tření ($\psi = \varphi / 3$), jako další možná aproximace může být použit vztah $\psi = \varphi - 30^\circ$. (Obrzud & Truty, 2018)

Hodnoty mechanických deformačních parametrů byly převzaty z rešerše literatury, parametr R_{inter} byl zvolen hodnotou 0.9, zemina je hrubozrnná a povrch vrtané piloty je hrubý.

Prvotní sady parametrů jsou uvedeny v tabulce níže (Tabulka č. 8). V podstatě se jedná o úpravu a doplnění fyzikálně indexových charakteristik a případně tuhosti při velmi malých přetvoření ke vstupním parametrům z rešerše literatury (Tabulka č. 7).

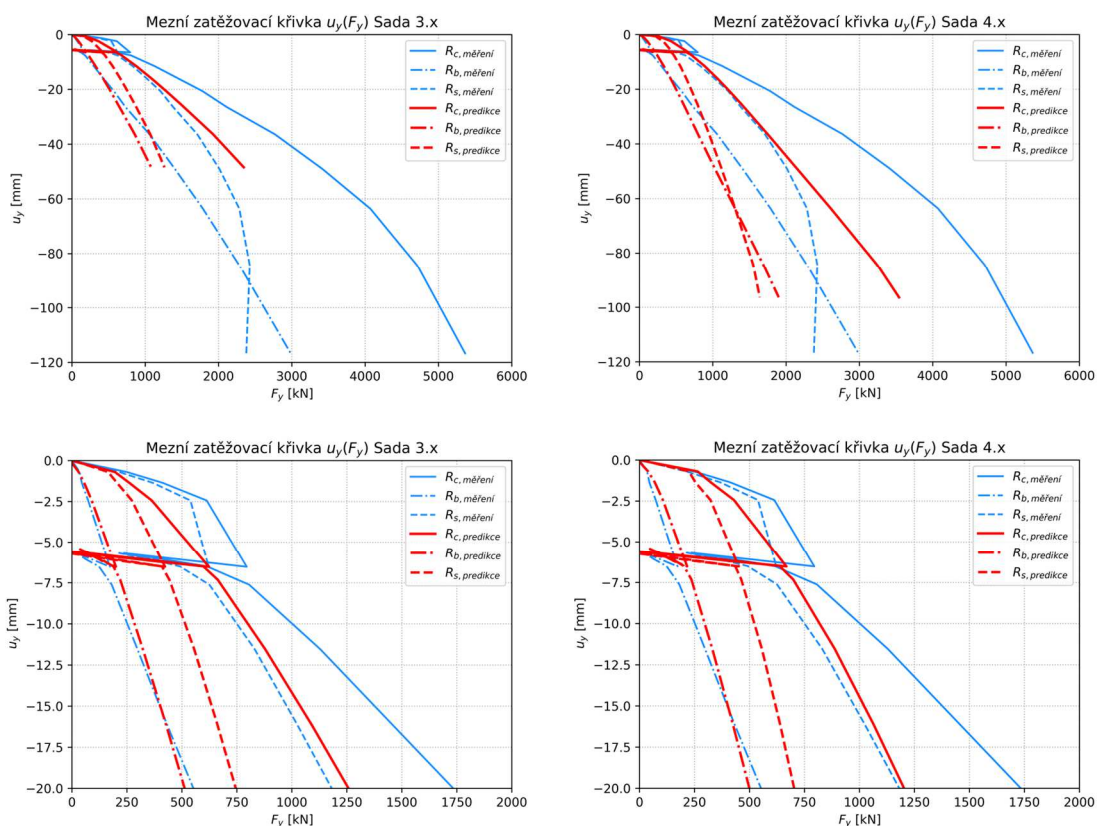
Tabulka č. 8: První sady vstupních parametrů

Sada	1.x	2.x	3.x	4.x	5.x
γ_{UNSAT}	19	19	19	19	19
γ_{SAT}	21	21	21	21	21
e_{min}	0.26	0.26	0.26	0.26	0.26
e_0	0.35	0.35	0.35	0.35	0.35
e_{max}	0.6	0.6	0.6	0.6	0.6
E_{50}^{ref}	52	40	75	63	101
$E_{\text{oed}}^{\text{ref}}$	52	40	75	63	101
$E_{\text{ur}}^{\text{ref}}$	208	120	300	189	303
ν_{ur}	0.2	0.2	0.2	0.2	0.2
m	0	0	0.5	0.5	0.5
p^{ref}	100	100	140	100	100
G_0^{ref}	346.7	150	300	250	300
$\gamma_{0.7}$	1.5E-04	1.0E-04	3.0E-04	3.0E-04	3.0E-04
$G_{\text{ur}}^{\text{ref}}$	86.7	50.0	125.0	78.8	126.3
G_0/G_{ur}	4.0	3.0	2.4	3.2	2.4
c	2	0.1	1	10	1
φ	35	35	38	35	36.1
ψ	0	5	8	5	6.1
R_{inter}	0.9	0.9	0.9	0.9	0.9

Fyzikálně indexové vlastnosti jsou u všech sad shodné. Rozdíly jsou v mechanických vstupních parametrech. Moduly E_{50} a E_{oed} se pohybují od 40 do 101 MPa, u prvních dvou sad je volen exponent $m = 0$, u zbylých sad je exponent $m = 0.5$. Smykový modul při velmi malých přetvořeních se pohybuje od 100 do 346,7 MPa a poměrná smyková deformace od 0.0001 do 0.0003. Poměr tuhosti a tuhosti při velmi malých

přetvoření je v hodnotách 2.4 až 4, přičemž hodnoty by měly být v rozmezí od 2 do 5. Hodnoty soudržnosti c jsou blízké nule, pouze u sady 4 je tato hodnota 10 kPa, úhel vnitřního tření je volen u všech sad podobně v rozmezí 35° až 38°. Rozdíly jsou u úhlu dilatance, u první sady je hodnota nulová, u zbylých je hodnota v rozmezí 5° až 8°.

Z prvního výpočtu sad 1x–5x nastala nevyšší shoda na mezní zatěžovací křivce u sad 3x a 4x. Podle sklonu mezních zatěžovacích křivek (zejména na spodních grafech viz Obrázek č. 30) lze usoudit, že deformační parametry jsou poměrně dobře zvoleny a je třeba se zaměřit na pevnostní parametry, konkrétně úhel vnitřního tření, úhel dilatance a také na funkci materiálového modelu – „dilatancy cut-off“, protože nesedí zejména mezní zatěžovací křivka pláště a nedochází k plné mobilizaci plášťové tření.



Obrázek č. 30: Srovnání sady 3x a 4x. Nahoře celá MZK a dole přiblížení oblasti do posunu 20 mm

Čtvrtá fáze – Úprava parametrů a získání finálních parametrů materiálového modelu

Úprava parametrů byla prováděna manuálně změnou parametrů za pomoci znalosti vlivu parametrů na mezní zatěžovací křivku, kdy mechanické deformační parametry (E_{50} , E_{oed} , E_{ur} , m) mění sklon (tuhost) mezní zatěžovací křivky. Pevnostní parametry (c , φ , ψ) a parametry „dilatancy cut-off“ (e_{init} , e_{max}) nejvíce ovlivňují únosnost. Popis výše uvedený je podstatně zjednodušený a názorně je vliv parametrů demonstrován na ukázkovém příkladu v kapitole 3.1.4, kde je jsou shrnuty výsledky analýzy

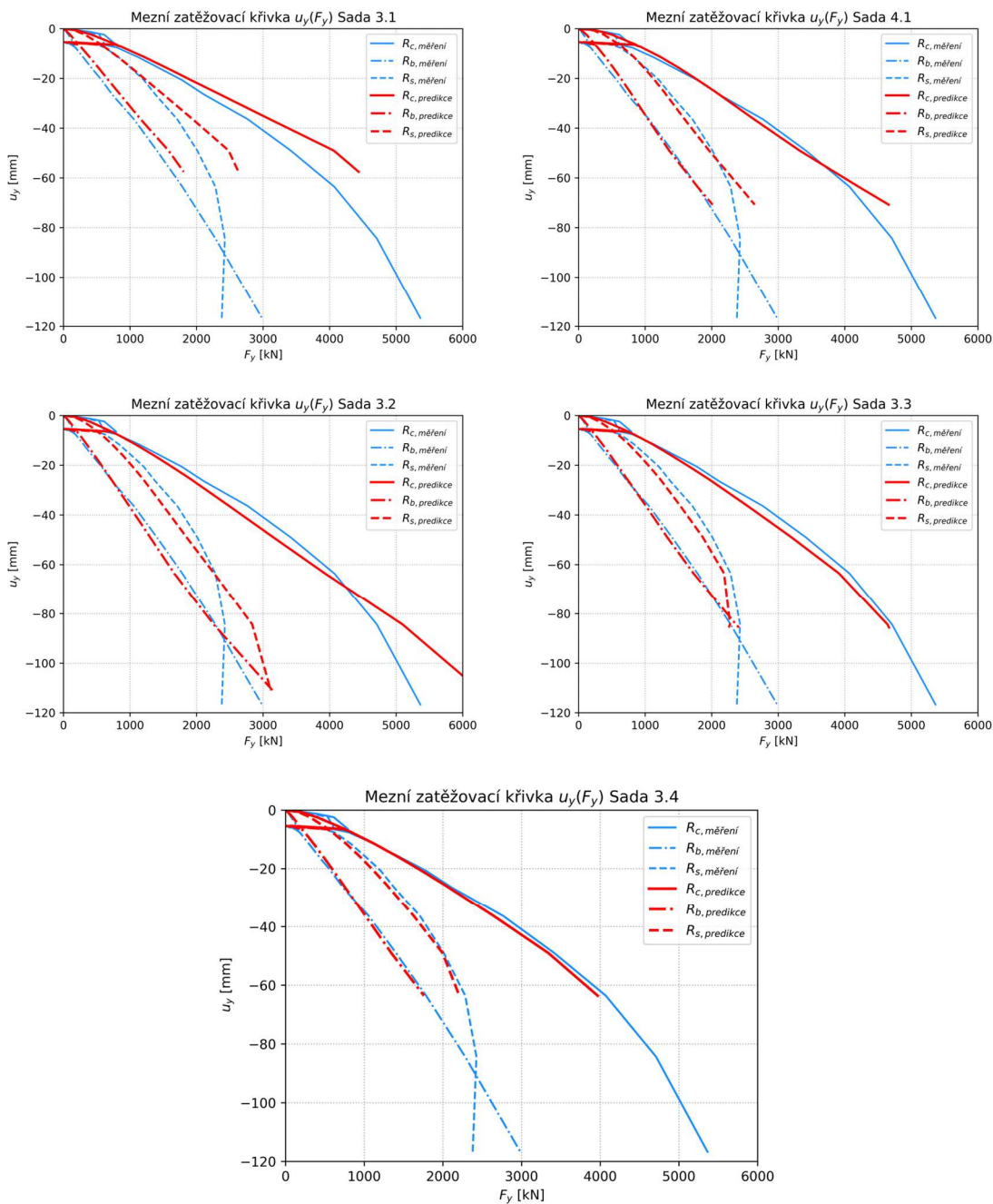
ovlivňujících faktorů. Vliv úhlu dilatance a “dilatancy cut-off” je detailněji analyzován v parametrických studiích bakalářské práce (Dvořák, 2021).

Korekce a upřesňování vstupních parametrů probíhalo v mnoha krocích, kdy byly podrobně sledovány výsledky při změně dílčích parametrů. Pro zpřehlednění práce jsou některé kroky sloučeny a představeny viz Tabulka č. 9.

Tabulka č. 9: Přehled sad parametrů materiálového modelu při optimalizaci parametrů

Sada	1»	3.1	4.1	2»	3.2	3»	3.3	4»	3.4
γ_{UNSAT}		19	19		19		19		19
γ_{SAT}		21	21		21		21		21
e_{min}		0.26	0.26		0.26		0.26		0.26
e_0		0.35	0.35		0.35		0.35		0.35
e_{max}		0.6	0.6	-0.1	0.5		0.5		0.5
E_{50}^{ref}		75	63	-5	70		70		70
$E_{\text{oed}}^{\text{ref}}$		75	63	-5	70		70		70
$E_{\text{ur}}^{\text{ref}}$		300	189	-30	270		270		270
ν_{ur}		0.2	0.2		0.2		0.2		0.2
m		0.5	0.5		0.5		0.5		0.5
p^{ref}		140	100		140		140		140
G_0^{ref}		300	250	-30	270		270		270
$\gamma_{0.7}$		3E-04	3E-04		3E-04		3E-04		3E-04
$G_{\text{ur}}^{\text{ref}}$		125.0	78.8		112.5		112.5		112.5
G_0/G_{ur}		2.4	3.2		2.4		2.4		2.4
c		1	10		1		1		1
φ	+5	43	40	-3	40		40	+0.5	40.5
ψ	+5	13	10		13	+1	14		14
R_{inter}		0.9	0.9		0.9		0.9		0.9

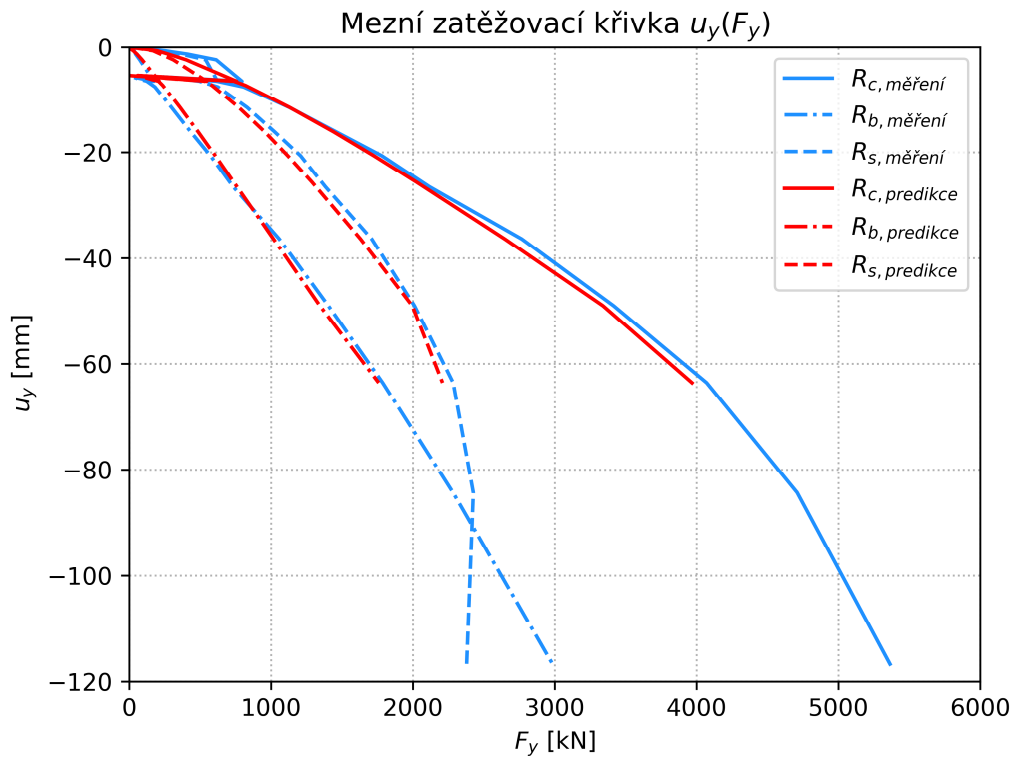
Jak již bylo zmíněno ve třetí fázi, deformační parametry byly zvoleny poměrně přesně a korekce byla v prvním kroku zaměřena na pevnostní parametry, byly změněny úhly vnitřního tření a dilatance, čímž se výrazně zvýšila únosnost piloty, především pak pláště piloty a mezní zatěžovací křivka z výpočtu se přiblížila křivce z měření (Obrázek č. 31, Sada 3.1 a 4.1). Následně bylo rozhodnuto pro korekci a upřesňování vstupních parametrů sady 3. Ačkoli se zdá, že sada 4 odpovídá lépe, bylo tak rozhodnuto na základě rešerše, kdy vstupní parametry ze sady 3 vycházely z podobnější geologie a byly určeny zpětnou analýzou. Oproti sadě 3.1 byla v sadě 3.2 snížena tuhost zeminy, úhel vnitřního tření a hodnota maximálního čísla pórovitosti, čímž bylo zemině zabráněno déle dilatovat. Došlo tak k dalšímu přiblížení mezních zatěžovacích křivek z výpočtu a z měření. V dalších dvou krocích na sady 3.3 a 3.4 byly již měněny pouze pevnostní parametry a bylo docíleno finální sady 3.4 vstupních parametrů materiálového modelu.



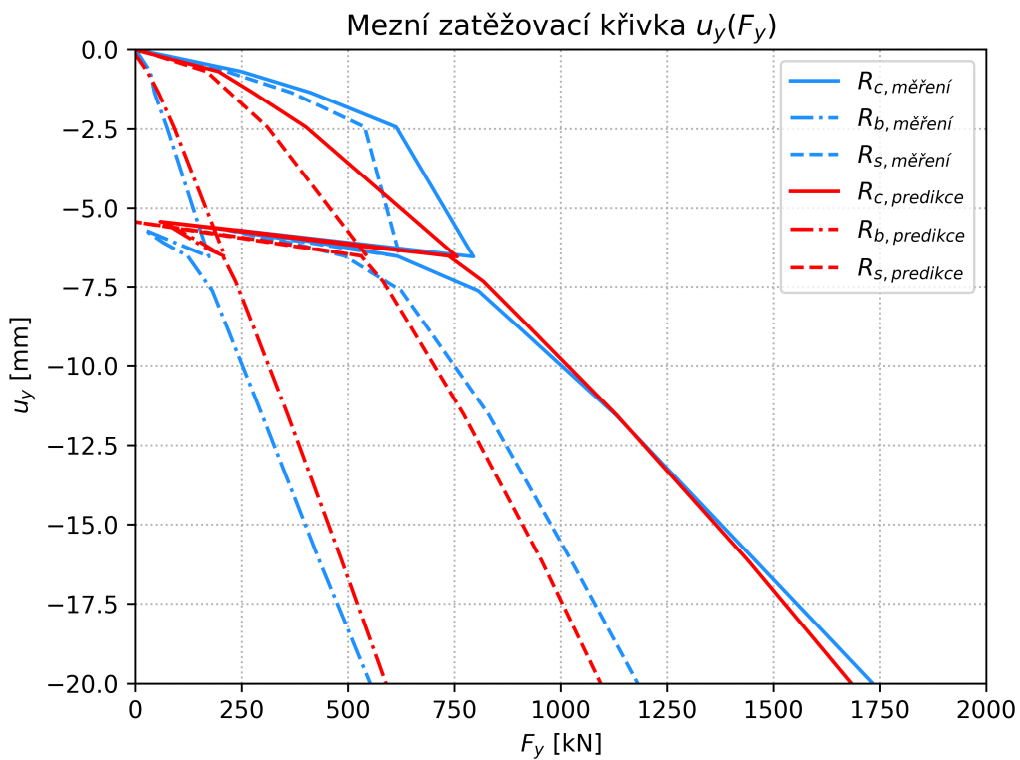
Obrázek č. 31: Porovnání výsledků jednotlivých sad vstupních parametrů pomocí MZK

3.1.3. Srovnání predikce-měření a rozbor výpočetních výsledků

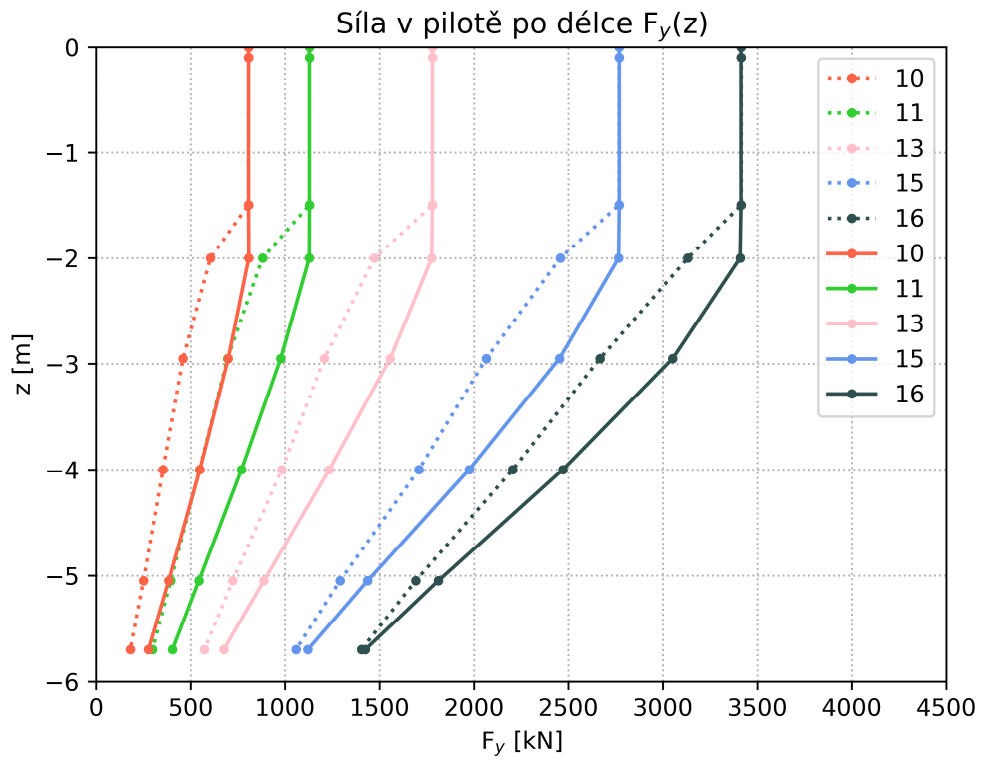
Z hlediska mezní zatěžovací křivky je na finálním modelu již dosaženo dobré shody, kdy na druhé zatěžovací větvi jsou rozdíly v desítkách kN a nepřesahují 100 kN. Na první zatěžovací větvi jsou nedostatky vyšší, nicméně posuny 5 mm jsou malé a posuny reálných pilot nabývají vyšších hodnot. Nedostatek by mohla zlepšit úprava parametru soudržnosti na vyšší hodnotu, jak je vidět na mezní zatěžovací křivce sady 4.x (Obrázek č. 30).



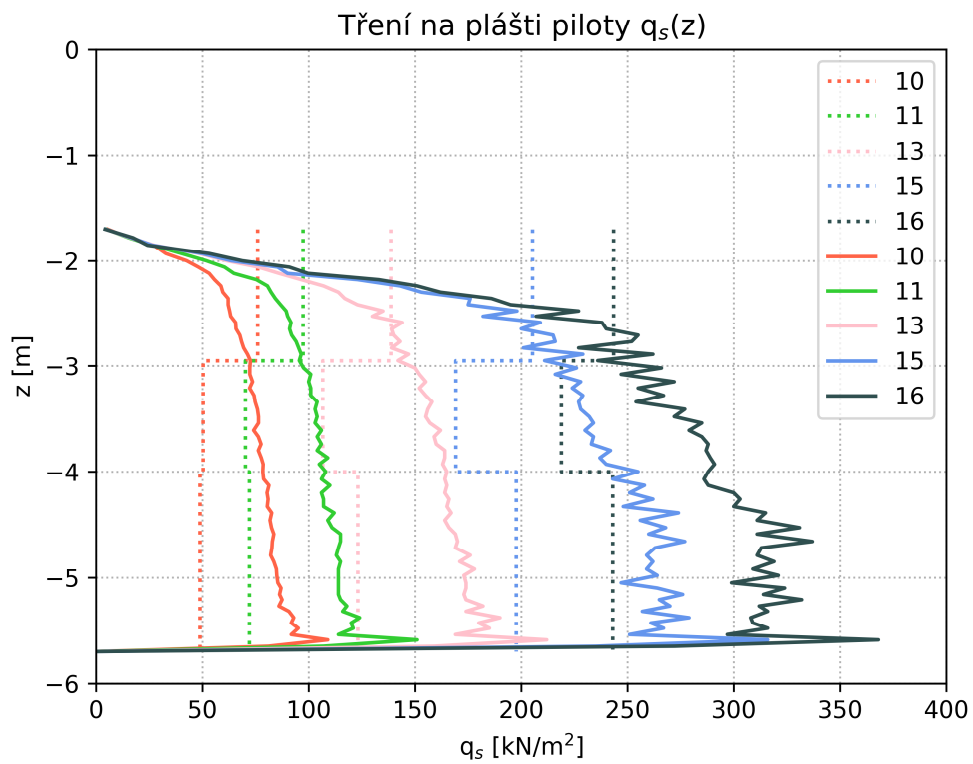
Obrázek č. 32: Finální mezní zatěžovací křivka, predikce-měření



Obrázek č. 33: Porovnání na mezní zatěžovací křivce pro posun do 20 mm



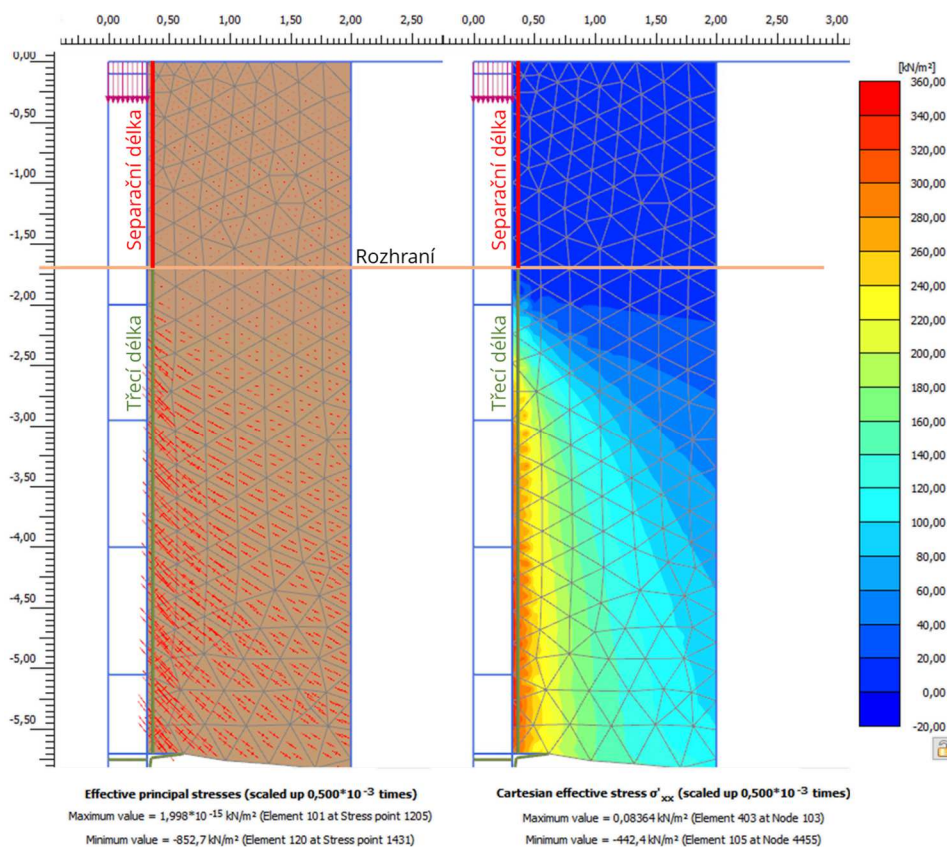
Obrázek č. 34: Síla po délce piloty, predikce-měření (plná-tečkovaná)



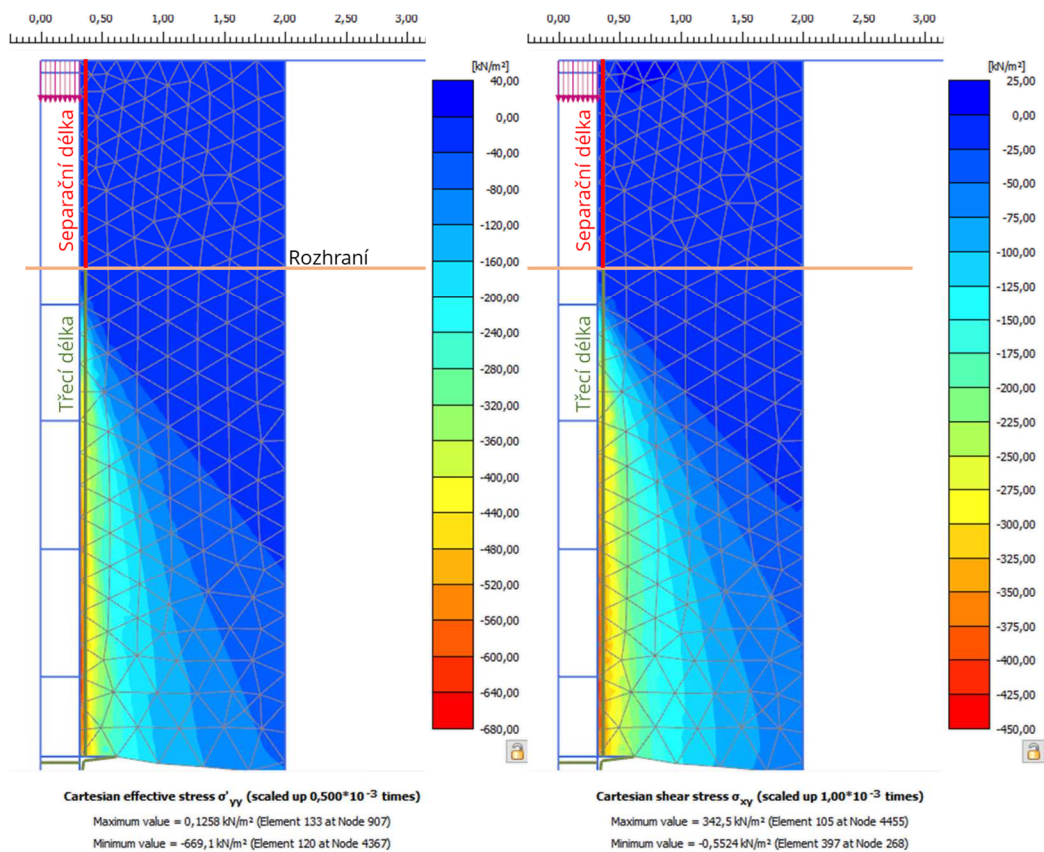
Obrázek č. 35: Tření na plášti piloty, predikce-měření (plná-tečkovaná)

Na mezní zatěžovací křivce byla predikce s měřením v dobré shodě, horší predikce ovšem nastává v porovnání síly po délce piloty (Obrázek č. 34) a v porovnání plášťového tření (Obrázek č. 35). Zvláštní hodnoty v oblasti na konci separační délky piloty z výsledků měření již byly diskutovány, ale ani jeden z aspektů nebyl ve výpočtu zohledněn. Zemina byla modelována jako homogenní a tuhost je řízena pouze vstupním parametrem „m“, výsledky dynamické penetrační zkoušky tedy nebyly výpočtem zohledněny. Stejně tak nebylo zohledněno možné tření mezi výpažnicemi na konci separační délky.

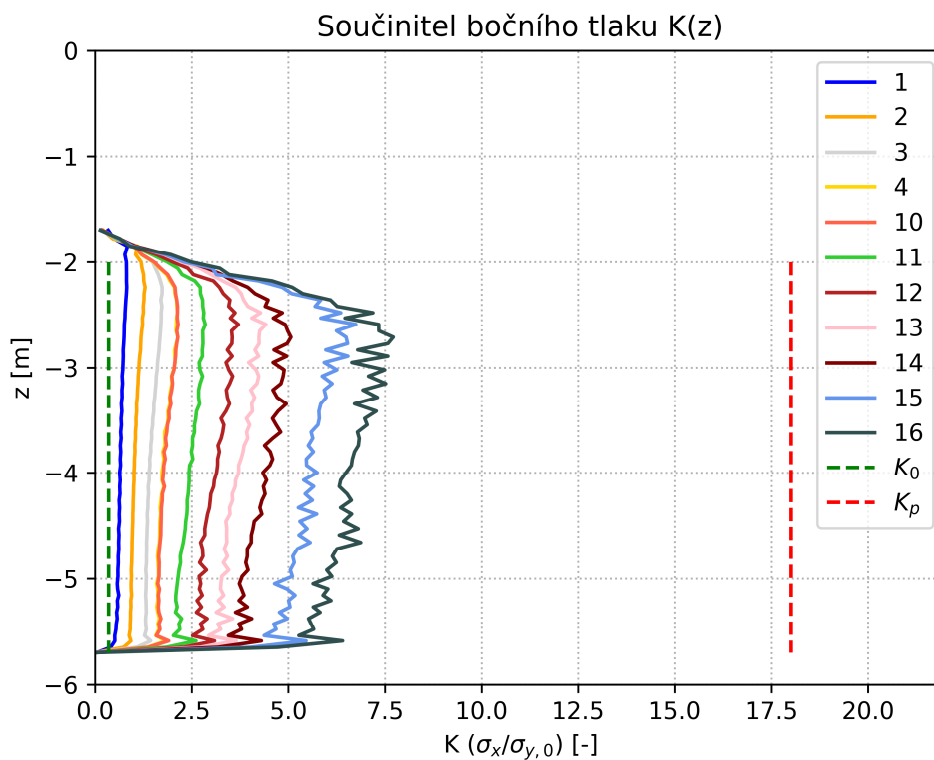
Numerický výpočet predikuje odlišné chování v hloubce od -1.7 do -2.0 m, kde na rozdíl od měření dochází k velmi malému úbytku síly. To je pravděpodobně dáno vytvořením zemní klenby níže, než je konec separační délky (Obrázek č. 36). Plášťové tření sice narůstá přímo od konce separační délky, ale jeho hodnota je z počátku velmi nízká, poté strmě roste do hloubky 2.4 metru, kde se začíná projevovat zemní klenba. Pak stále hodnota tření narůstá, ale podstatně méně (Obrázek č. 35).



Obrázek č. 36: Hlavní efektivní napětí a horizontální efektivní napětí (ZK16)

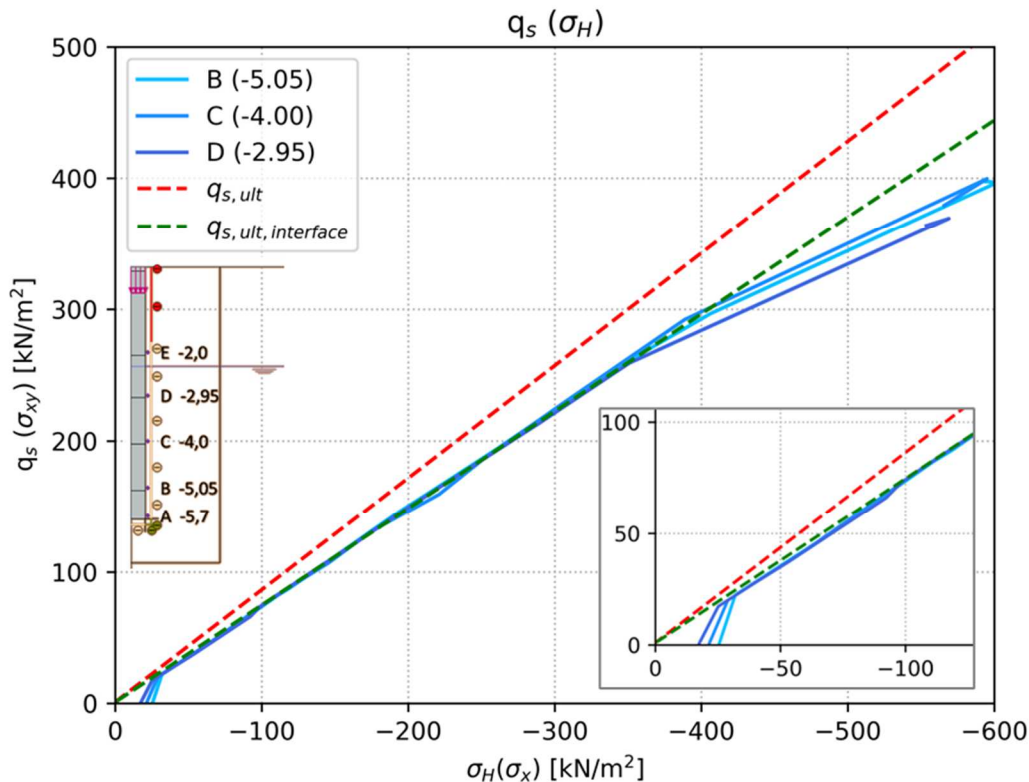


Obrázek č. 37: Svislé efektivní napětí a smykové napětí (ZK16)



Obrázek č. 38: Součinitel bočního tlaku K po délce piloty

Dalšími výstupy z výpočtu jsou hodnoty součinitele bočního tlaku (Obrázek č. 38). Před zatěžováním je součinitel po celé délce piloty podle K_0 podmínek roven $K = 1 - \sin 40.5^\circ = 0.35$. V zatěžovacím kroku 16, kdy začínalo docházet k plné mobilizaci plášťového tření, je nejvyšší hodnota bočního tlaku $K = 7.5$. Pasivní zemní tlak rozhraní pilota-zemina je $K_p = 18$ podle Caquot - Kériselovy teorie.

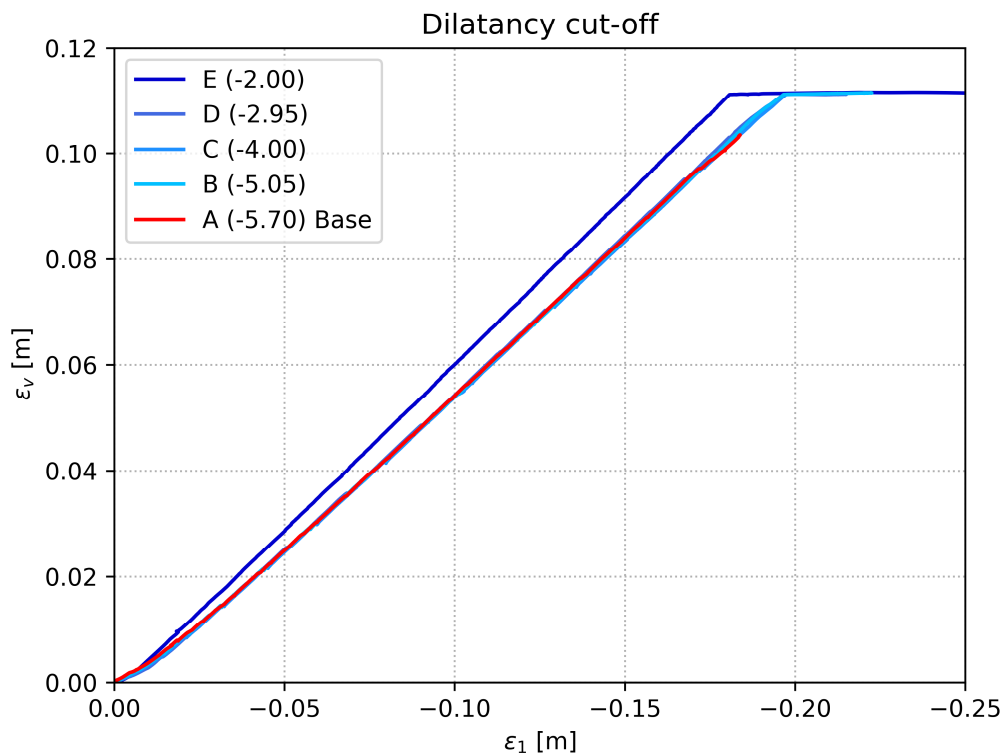


Obrázek č. 39: Dráhy napětí a MC podmínka porušení v zobrazení $\sigma_{xy}-\sigma_x$

Na dalším grafu (Obrázek č. 39) jsou zobrazeny dráhy napětí napěťových bodů z interface prvku. Navíc je vyznačena Mohr-Coulombova podmínka porušení. Červeně je vyznačena pro materiálový model zeminy, zeleně potom redukována parametrem R_{inter} pro interface prvek, kterým je modelováno rozhraní pilota-zemina.

V momentě, kdy dráha napětí dosáhne MC podmínky porušení, pohybuje se napětí po ploše plasticity a vznikají nevratné plastické deformace. Odklon od plochy plasticity při horizontálním napětí -350 až -400 kN/m² není způsoben odtižením, ale funkcí „dilatancy cut-off“, která po dosažení maximálního čísla pórovitosti zamezí objemovým deformacím zeminy. Průběhy poměrných objemových deformací a „dilatancy cut-off“ jsou znázorněny na grafu v zobrazení $\varepsilon_v-\varepsilon_1$ (Obrázek č. 40). Na vodorovné ose je hlavní poměrné přetvoření a na svislé objemové poměrné přetvoření. „Zařízení dilatance“ nastává při hodnotě $\varepsilon_v = 0.11$, podle vztahu (6). (Abed, et al., 2007)

$$\varepsilon_{vol,max} = -\frac{\Delta e}{1 + e_{init}} = -\frac{0.5 - 0.35}{1 + 0.35} = -0.1 \quad (6)$$



Obrázek č. 40: Dilatancy cut-off

3.1.4. Analýza ovlivňujících faktorů

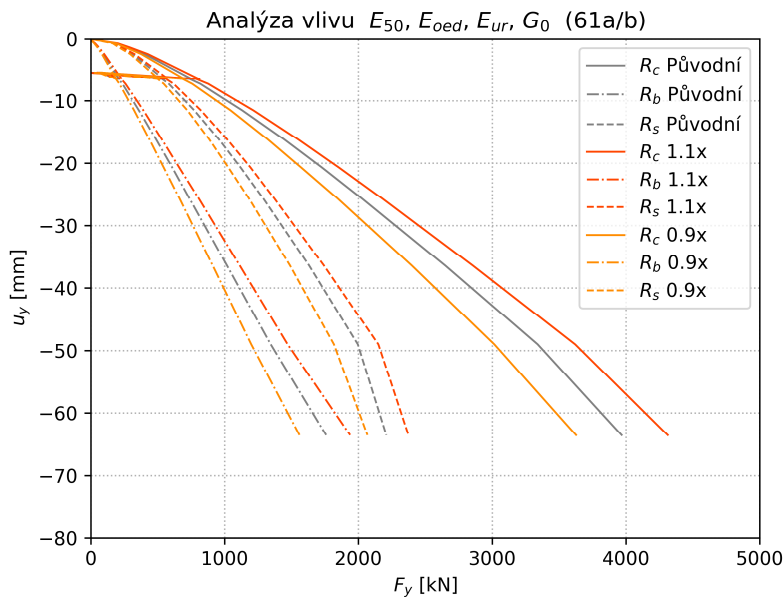
Vliv změny mechanických parametrů a „dilatancy cut-off“

Pro analýzu byl jako referenční příklad zvolen finální model se vstupními parametry ze sady 3.4. Příklady analýzy a odpovídající změny jednotlivých parametrů jsou uvedeny viz Tabulka č. 10.

Tabulka č. 10: Přehled analýzy vlivu změn mechanických parametrů

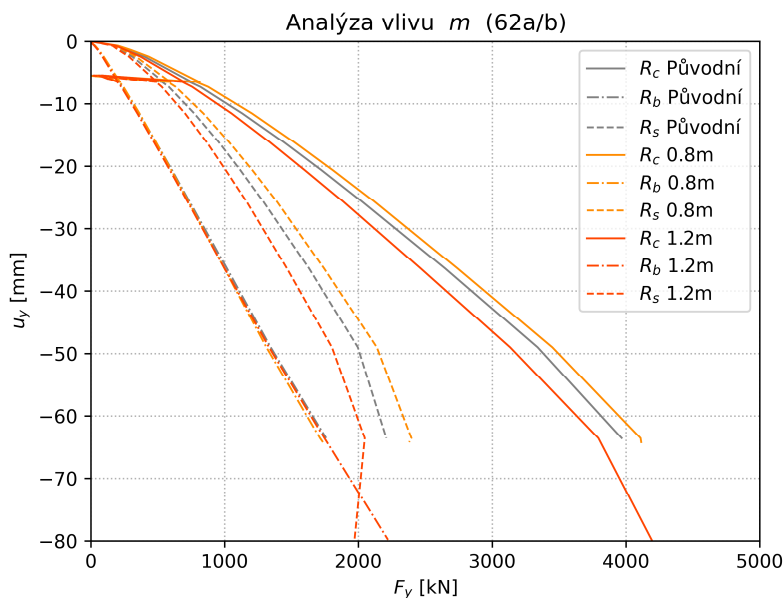
Příklad	61a	61b	62a	62b	63a	63b	64a	64b	65a	65b
Násobitel	0.9	1.1	0.8	1.2	0.9	1.1	0.9	1.1	0.9	1.1
Parametry	$E_{50}, E_{oed}, E_{ur}, G_0$		m		φ		ψ		e_{max}	

Nejprve byla provedena analýza vlivu změn deformačních parametrů (Obrázek č. 41). Měněny byly parametry E_{50} , E_{oed} , E_{ur} a G_0 násobkem 0.9 a 1.1. Změnami byla snížena/zvýšena tuhost zeminy, která se projevila změnou sklonu mezní zatěžovací křivky. Tato změna ovlivnila plášť i pilotu v podobném rozsahu. Na všech mezních zatěžovacích křivkách (pata, plášť, celková) byla zaznamenána změna únosnosti v rozmezí 7 – 10.3 %, při posunu 50 mm v hlavě piloty.



Obrázek č. 41: Analýza vlivu změn deformačních parametrů

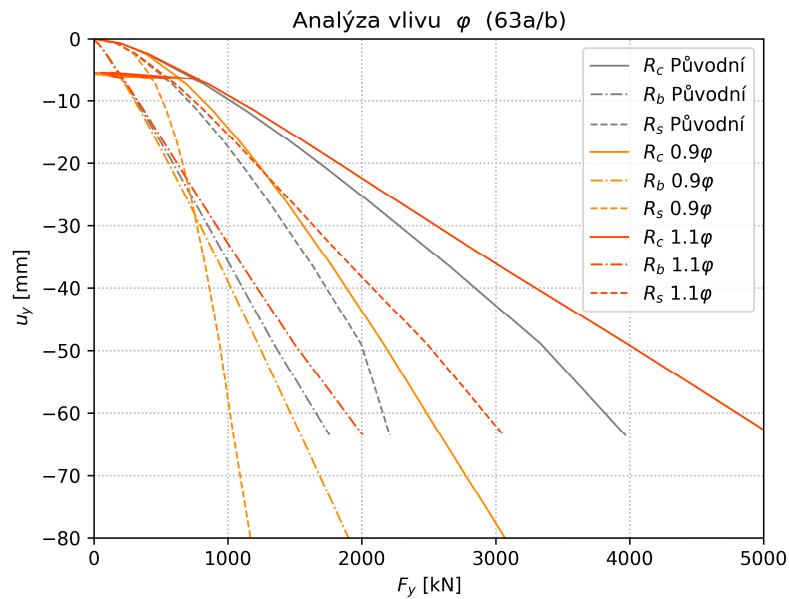
Při analýze vlivu exponentu m (Obrázek č. 42), který řídí tuhost v závislosti na aktuálním napětí, se projevila změna převážně na plášti piloty, na patě piloty nedošlo téměř k žádné změně mezní zatěžovací křivky. Změna byla tentokrát násobek 0.8 a 1.2, což odpovídá $m = 0.4$ (oranžové křivky) a $m = 0.6$ (červené křivky). Změna únosnosti pláště je potom +7.7 % a -9,7 %, celkově +3.4 % a -6.3 %.



Obrázek č. 42: Analýza vlivu změny exponentu m

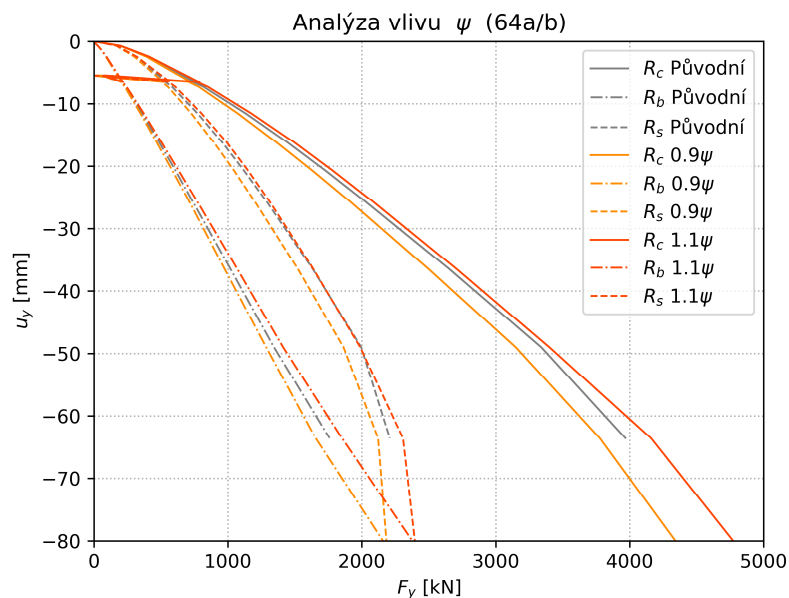
Velký vliv má změna úhlu vnitřního tření zeminy (Obrázek č. 43). Tento vstupní parametr byl násoben hodnotami 0.9 a 1.1. Podle mezních zatěžovacích křivek je zřejmé, že tento parametr významně ovlivňuje plášť piloty, kde je změna únosnosti

-53.1 % a +26.6 %, na patě je změna -8.6 % a +11.5 % a celková změna únosnosti je potom -35.0 % a +20.4 %. Změna únosnosti byla opět stanovena při posunu 50 mm.



Obrázek č. 43: Analýza vlivu změny úhlu vnitřního tření zeminy

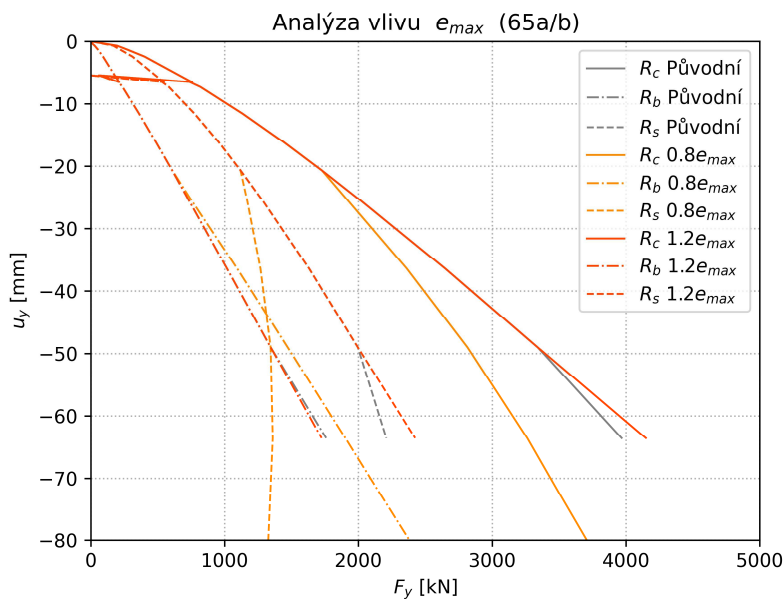
Vliv změny hodnot úhlu dilatance se projevuje podobnou mírou na plášti i na patě. Rozdíly v únosnosti při posunu 50 mm jsou následující, únosnost paty se změnila $\pm 4.9\%$, pláště -6.7% a 0% a celková únosnost -6.0% a $+2.0\%$.



Obrázek č. 44: Analýza vlivu změny úhlu dilatance

Dalším faktorem, který významně ovlivnil výsledky byla změna maximálního čísla pórovitosti (Obrázek č. 45). Pokud zemina dosáhne maximálního čísla pórovitosti je funkcí „dialtancy cut-ff“ zabráněno přírůstku objemových poměrných deformací, nedochází k další dilatanci zeminy (mobilizovaný úhel dilatance je roven nule)

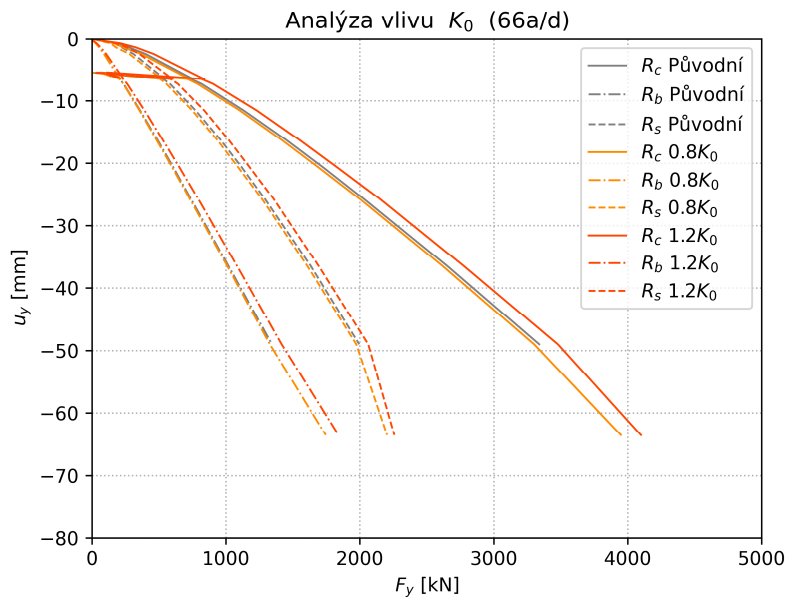
a nenarůstá plášťové tření, které se mobilizovalo vlivem zamezené dilatance. Pro maximální číslo pórovitosti $e_{max} = 0.4$ ($I_D = 0.36$ – kyprá až středně ulehlá zemina) dochází k plné mobilizaci plášťového tření již při posunu 20 mm, poté je síla na plášti konstantní a síla, kterou přenáší pata nepatrně roste vlivem snížení únosnosti pláště. Naopak u vyšší hodnoty maximálního čísla pórovitosti $e_{max} = 0.6$ ($I_D = 0.74$ – ulehlá zemina) se mezní zatěžovací křivky shodují do posunu 50 mm, kdy se začíná plně mobilizovat plášťové tření na původním modelu. Při posunu 50 mm se tedy změna únosnosti projevila jen u nižší hodnoty čísla pórovitosti, únosnost na patě se zvýšila o 8.6 %, na plášti se snížila o 25.9 % a celkově se snížila o 16.2 %.



Obrázek č. 45: Analýza vlivu změny maximálního čísla pórovitosti

Počáteční napjatost – Parametr K_0

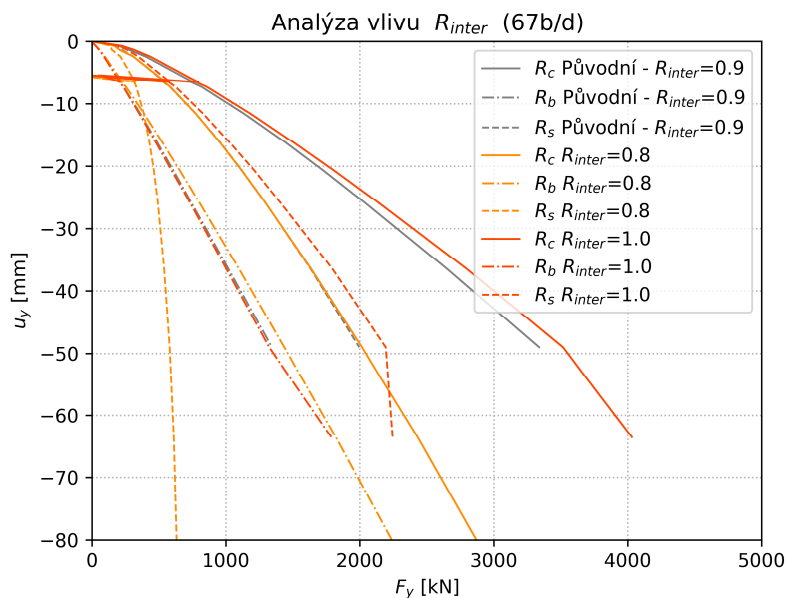
Vliv počáteční napjatosti (Obrázek č. 46) má mnohem menší vliv, než zamezení dilatance. Vliv parametru K_0 má větší vliv v soudržných zeminách, viz porovnání v kapitole 3.3.



Obrázek č. 46: Analýza vlivu počáteční napjatosti

Redukce pevnostních parametrů v interface prvku – Parametr R_{inter}

V této analýze byl zkoumán vliv parametru R_{inter} , který redukuje pevnostní parametry na rozhraní pilota-zemina. Podle mezních zatěžovacích křivek (Obrázek č. 47) je vidět, že se efekt projevil převážně na plášti piloty. Navyšováním hodnoty parametru došlo k navýšení únosnosti pláště o 8.5 %, naopak snížení na $R_{inter} = 0.8$ vedlo ke snížení únosnosti pláště o 70.1 % a celkové únosnosti o 39.4 %.

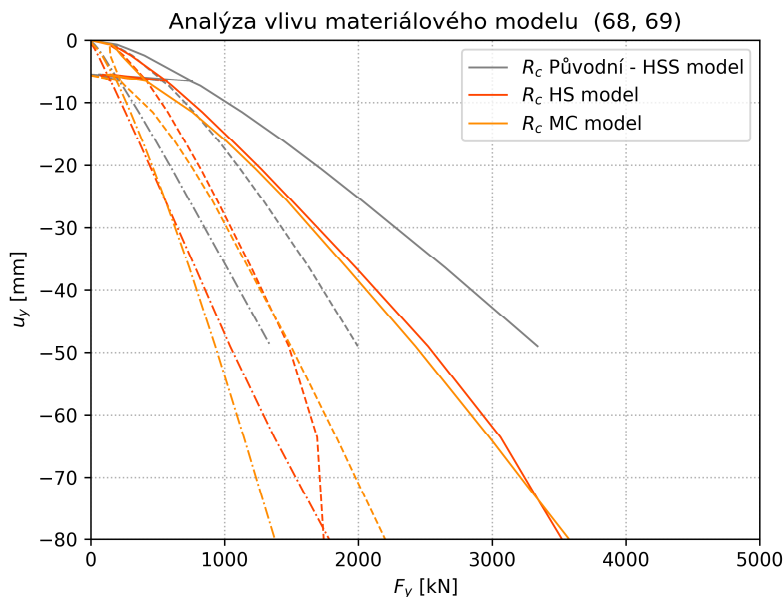


Obrázek č. 47: Analýza vlivu parametru R_{inter}

Volba materiálového modelu (HS model a MC model)

Vstupní parametry HS a MC modelu byly zvoleny stejné jako HSS modelu a nebyly nijak kalibrovány. U HS i MC modelu chyběly dva vstupní parametry definující tuhost při velmi malých přetvoření, u MC bylo pak navíc pro Youngův modul pružnosti použit sečnový modul E_{50} .

U této analýzy se projevila chybějící vyšší tuhost při velmi malých přetvořeních. Nižší tuhost je zřejmá ze sklonu mezních zatěžovacích křivek (Obrázek č. 48), vliv snížení tuhosti je demonstrován i v (Benz, 2006).



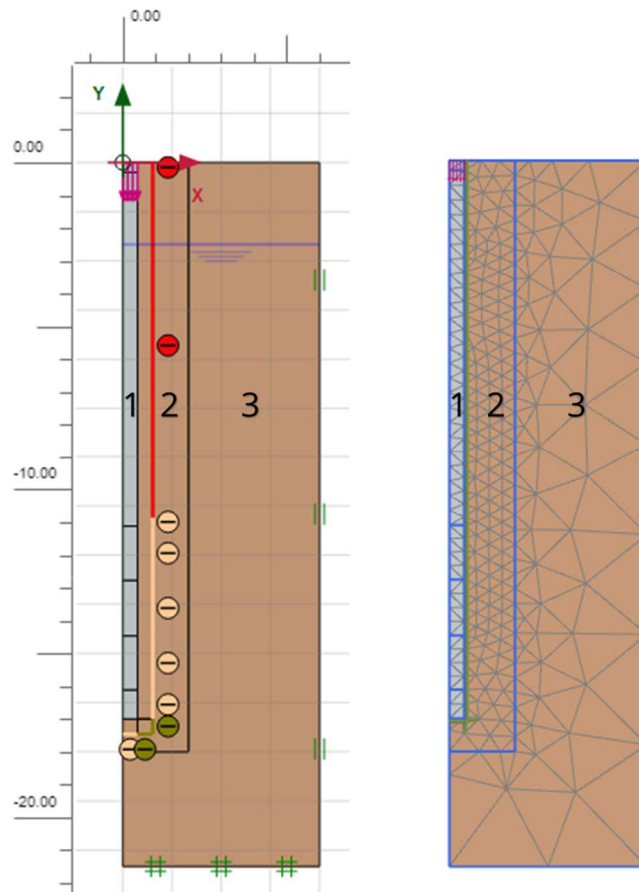
Obrázek č. 48: Analýza vlivu volby materiálového modelu

3.2. Vrtaná pilota v soudržných zeminách

3.2.1. Popis vytvořeného matematického modelu

Model je sestaven obdobně jako model piloty v nesoudržných zeminách. Model sestává z 505 prvků a 4340 uzlů. Maximální velikost konečného prvku je 3.705 m a minimální 0.260 m. Vstupní parametry použitých materiálových modelů budou popsány v následujících kapitolách.

Celková velikost modelu je 6×21.5 m. Model je dále rozdělen na tři hlavní části. Nejmenší částí (0.45×17) je modelována samotná pilota, tato část je ještě rozdělena na menší oblasti. Hranice mezi oblastmi odpovídá umístění tenzometrů (BSx) a je modelována z důvodu exportu dat po délce piloty a srovnání s měřením. Další část (2×18) je v blízkosti piloty a je zde zhuštěna síť konečných prvků. Třetí část modelu je více vzdálena od zatěžované piloty a síť konečných prvků zde již není zahuštěna. Okrajové podmínky jsou vyznačeny viz Obrázek č. 49, a jsou voleny obdobně jako u piloty v soudržných zeminách. Výpočet je řešen jako odvodněný, časové kroky zkoušky byly dostatečně velké a předpokládá se tedy odvodněné chování.



Obrázek č. 49: Matematický model a síť konečných prvků

Numerický výpočet je rozdělen na tři fáze. První fáze je výpočet napjatosti podle K_0 podmínek. Součinitel bočního tlaku v klidu již není uvažován vztahem $K_0 = 1 - \sin\varphi$, ale je uvažován v jiné hodnotě (viz 3.2.2). Všechny části modelu mají přiřazen materiálový model zeminy. Druhá a třetí fáze jsou obdobné jako u piloty v nesoudržných zeminách.

3.2.2. Stanovení hodnot vstupních parametrů použitého materiálového modelu a jejich kritické zhodnocení

Stanovení hodnot probíhalo ve čtyřech fázích, stejným postupem, jako u piloty v nesoudržných zeminách, který byl popsán v kapitole 3.1.2.

První fáze – Zpracování laboratorních zkoušek

Byly zpracovány výsledky z inženýrsko-geologického vrtu KB-Z1, který je od piloty vzdálen 7.4 metrů. Výsledky jsou srovnatelné s hodnotami ze všech tří inženýrsko-geologických vrtů (KB-Z1, KB-Z2 a KB-Z3).

V případě soudržných zemin byly laboratorní zkoušky provedeny komplexněji a výsledky jsou uvedeny níže. Tabulka č. 11 zobrazuje konzistenční meze zeminy a fyzikálně indexové parametry. Podle indexu konzistence $I_c = 1.38 > 1.0$ je zemina pevná.

Tabulka č. 11: Konzistenční meze a fyzikálně indexové charakteristiky

W_n	W_L	W_P	I_P	I_c	ρ_s	ρ_n	ρ_d	ρ_{sat}	n
[%]	[%]	[%]	[%]	[-]	[g/cm ³]	[g/cm ³]	[g/cm ³]	[g/cm ³]	[-]
22.8	40.25	27.58	12.67	1.38	2.8	2.04	1.67	2.06	0.4

Tabulka č. 12 zobrazuje mechanické vlastnosti zeminy, pevnost při jednoosé tlakové zkoušce a poměrné přetvoření při porušení (q_u a ε_f), edometrické moduly pro primární a sekundární zatížení ($E_{oed,1}$ a $E_{oed,2}$) a jejich příslušná napětí (σ_1 a σ_2). Dále také předtížení ($\sigma_{v,max}$) a vrcholový a residuální úhel vnitřního tření zeminy (φ a φ_R).

Tabulka č. 12: Mechanické vlastnosti zeminy

q_u	ε_f	$E_{oed,1}$	σ_1	$E_{oed,2}$	σ_2	$\sigma_{v,max}$	φ	φ_R
[kPa]	[%]	[MPa]	[kPa]	[MPa]	[kPa]	[kPa]	[°]	[°]
401.8	0.063	25.0	251-497	46.0	251-497	898	26.6	24.8

Tabulka č. 13 zobrazuje hodnoty síťového rozboru zeminy.

Tabulka č. 13: Výsledky síťového rozboru

C_o	G_r	S_a	S_i	C_l	D_{50}
[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[mm]
0.0	4.5	10.5	75.0	10.0	0.016

Druhá fáze – Rešerše literatury

V rámci rešerše byly opět dohledávány výpočty z blízkého okolí předmětné lokality a podobné geologie. V případě soudržných zemin byla rešerše úspěšnější, v podobné geologii bylo řešeno více konstrukcí a byly dohledány řešené problémy v blízkosti předmětné lokality, přímo ve Vídni (Tabulka č. 14).

Tabulka č. 14: Parametry materiálového modelu z literatury

Označení		1	2	3	4
Model		HSS	HSS	HSS	HSS
Lokalita		Vídeň	Vídeň	Vídeň	Vídeň
Třída		saSi	saSi	saSi	Si
γ_{UNSAT}	kN/m ²	20	20	20	20
γ_{SAT}	kN/m ²	20	20	20	20
E_{50}^{ref}	MPa	20	20	20	30
$E_{\text{oed}}^{\text{ref}}$	MPa	20	20	20	30
$E_{\text{ur}}^{\text{ref}}$	MPa	50	50	50	90
ν_{ur}	-	0.2	0.2	0.2	0.2
m	-	0.8	0.8	0.8	0.6
p^{ref}	kPa	100	100	100	100
G_0^{ref}	MPa	62.5	81	81	116
$\gamma_{0.7}$	-	2.0E-04	1.5E-04	1.5E-04	1.5E-04
$G_{\text{ur}}^{\text{ref}}$	MPa	20.8	20.8	20.8	37.5
G_0/G_{ur}	-	3.0	3.9	3.9	3.1
c	kPa	20	20	30	30
φ	°	25	27.5	27.5	27.5
ψ	°	0	0	0	0
K_0	-	1-sin φ	-	-	-
POP	kPa	-	600	600	600
Zdroj		*	**	**	**

* (Tschuchnigg, 2012), ** (Granitzer & Tschuchnigg, 2021)

Třetí fáze – Vytvoření testovacích sad parametrů a první výpočty

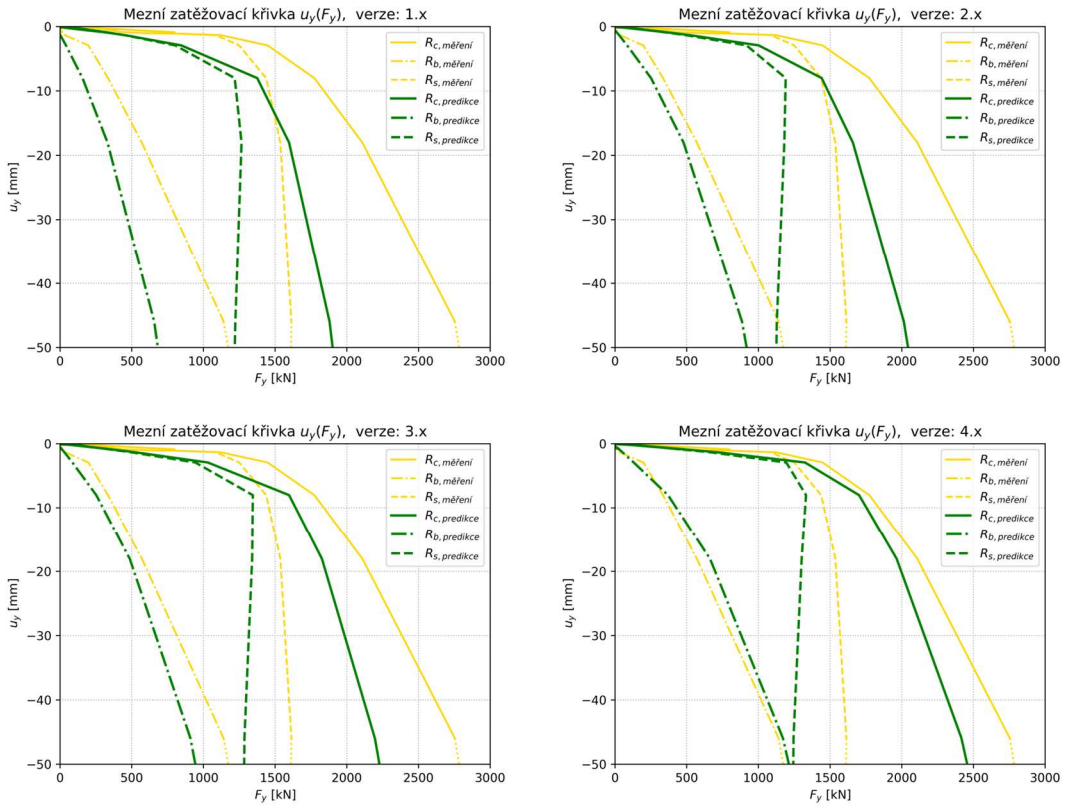
První sady vstupních parametrů vychází z parametrů z rešerše literatury (Tabulka č. 14). Upraveny byly objemové tíhy zeminy podle laboratorních zkoušek. Zbylé parametry byly ponechány, protože poměrně dobře odpovídají laboratorním zkouškám (Tabulka č. 12). Edometrický modul z laboratorní zkoušky $E_{\text{oed},1} = 25$ MPa je mezi hodnotami 20 a 30 MPa, $E_{\text{oed},2} = 46$ MPa při sekundárním přitížení je blízký hodnotě $E_{\text{ur}} = 50$ MPa. Naměřený úhel vnitřního tření zeminy $\varphi = 26.6^\circ$ je také v rozmezí 25° – 27.5° . Parametry m jsou použity 0.6 a 0.8, obecně jsou pro soudržné zeminy doporučovány hodnoty vyšší než 0.5. Smykový modul při velmi malých přetvořeních se pohybuje od 62.5 do 116 MPa a poměrná smyková deformace od 0.00015 do 0.0002. Poměr tuhosti a tuhosti při velmi malých přetvoření je v hodnotách 3.1 až 3.9. Koheze je 20 nebo 30 kPa, úhel vnitřního tření zeminy byl již komentován výše a úhel dilatance je 0° . Součinitel K_0 byl volen podle vztahu $K_0 = 1 - \sin\varphi$. Parametr R_{inter} byl opět zvolen 0.9.

Tabulka č. 15: První sady vstupních parametrů

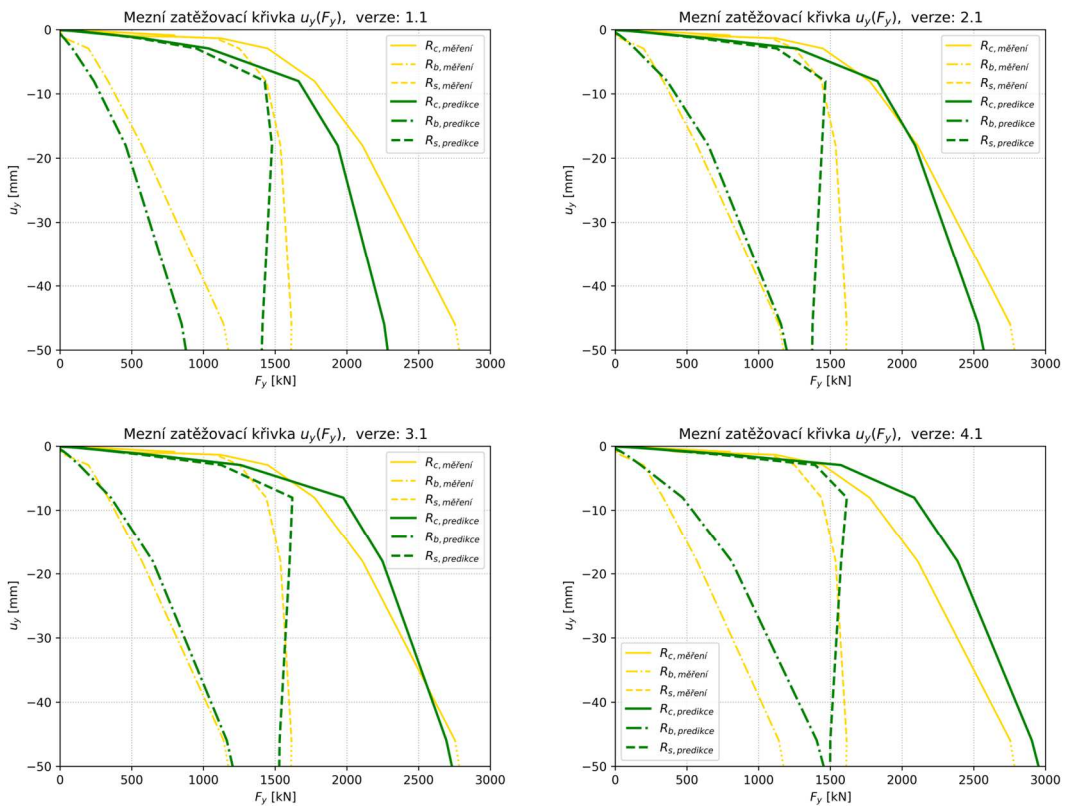
Sada	1.x	2.x	3.x	4.x
γ_{UNSAT}	20.4	20.4	20.4	20.4
γ_{SAT}	20.6	20.6	20.6	20.6
E_{50}^{ref}	20	20	20	30
$E_{\text{oed}}^{\text{ref}}$	20	20	20	30
$E_{\text{ur}}^{\text{ref}}$	50	50	50	90
ν_{ur}	0.2	0.2	0.2	0.2
m	0.8	0.8	0.8	0.6
p^{ref}	100	100	100	100
G_0^{ref}	62.5	81	81	116
$\gamma_{0.7}$	2.0E-04	1.5E-04	1.5E-04	1.5E-04
$G_{\text{ur}}^{\text{ref}}$	20.8	20.8	20.8	37.5
G_0/G_{ur}	3.0	3.9	3.9	3.1
c	20	20	30	30
φ	25	27.5	27.5	27.5
ψ	0	0	0	0
K_0	0.577	0.538	0.538	0.538
POP	-	600	600	600
R_{inter}	0.9	0.9	0.9	0.9

Výsledky výpočtů se vstupními parametry prvních sad (Tabulka č. 15) jsou vykresleny níže, viz Obrázek č. 50. Výsledky dosahují nižších hodnot celkové únosnosti o 250 až 1300 kN (při posunu 50 mm). Nejlépe odpovídá sada 4.x, která má vyšší hodnoty deformačních parametrů, pata má téměř identickou mezní zatěžovací křivku, mezní zatěžovací křivka pláště při malých posunutí také odpovídá, ale při posunu 50 mm je i zde nižší únosnost o 400 kN.

Z výsledků je tedy zřejmé, že zemina je tužší, a proto bylo v dalším kroku přistoupeno ke zvýšení tuhosti. To nebylo provedeno změnou deformačních parametrů, ale změnou počáteční napjatosti, parametrem K_0 , který byl jednotně pro všechny sady (1.1–4.1) nastaven na hodnotu $K_0 = 0.8$. Touto změnou došlo ke zpřesnění predikce (Obrázek č. 51). Především na mezních zatěžovacích křivkách 2.1 a 3.1 je vidět dobrá shoda paty, ale také sklon mezní zatěžovací křivky do posunu 2.9 mm. Pro další úpravy parametrů byla vybrána sada vstupních parametrů 2.1.



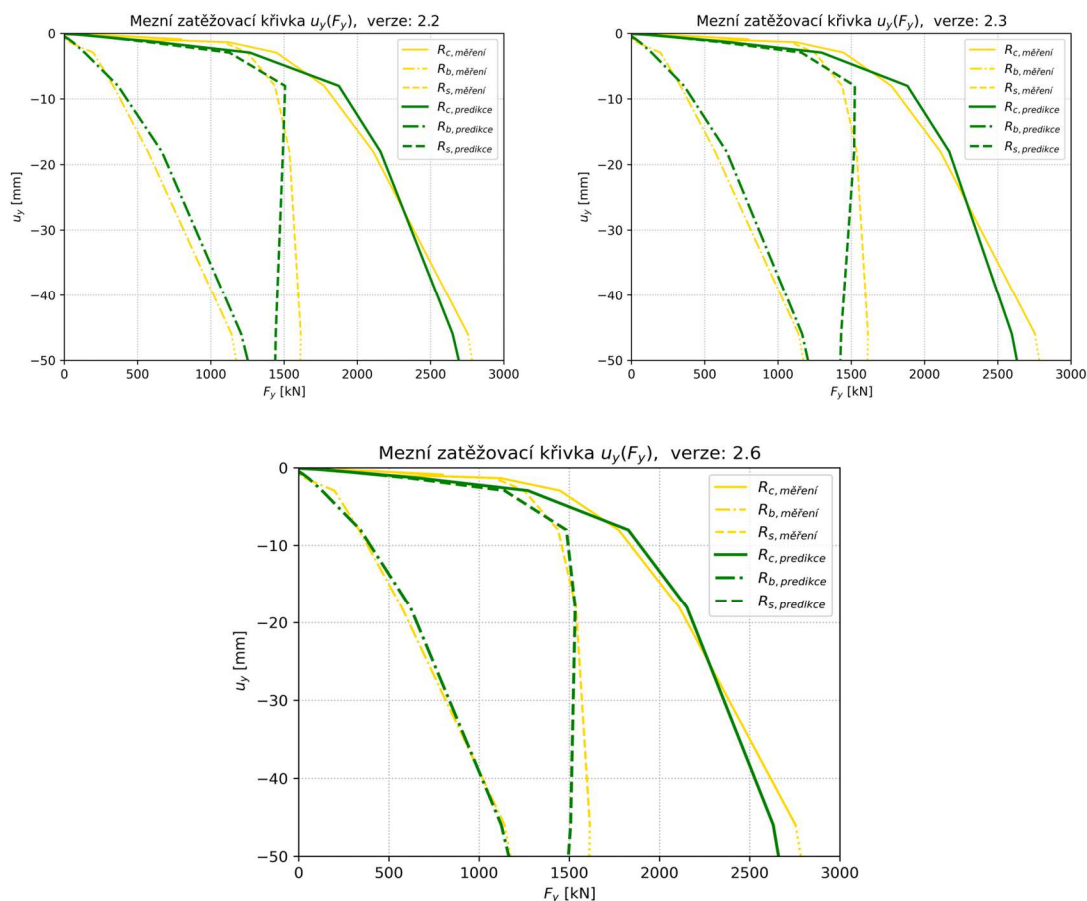
Obrázek č. 50: Srovnání sad vstupních parametrů 1.x až 4.x (predikce zeleně, měření žlutě)



Obrázek č. 51: Srovnání sad vstupních parametrů 1.1 až 4.1 (predikce zeleně, měření žlutě)

Čtvrtá fáze – Úprava parametrů a získání finálních parametrů materiálového modelu

Na mezní zatěžovací křivce sady 2.1 (Obrázek č. 51) je problematický úbytek síly na plášti. V další části byla proto úprava zaměřena na pevnostní parametry. Konkrétně ve verzi 2.2 byla zvýšena hodnota úhlu vnitřního tření ($\varphi = 28^\circ$) a ve verzi 2.3 hodnota $R_{\text{inter}} = 0.95$. Verze se změnou hodnoty koheze c nebyla vytvořena, protože již z rozdílu sad 2.1 a 3.1, kde se lišila koheze o 10 kPa, je zřejmé, že se únosnost pláště zvýšila, ale zmíněný úbytek síly je pro obě sady srovnatelný.



Obrázek č. 52: Srovnání sad vstupních parametrů 2.2, 2.3 a 2.4 (predikce zeleně, měření žlutě)

Výsledky sad 2.2 a 2.3 (Obrázek č. 52) vedly k nepatrně lepší predikci, nicméně úbytek síly na plášti přetrvával. Proto byla ještě provedena série výpočtů s úpravou parametrů K_0 a R_{inter} . Parametr R_{inter} byl nakonec navýšen na hodnotu 1.0, čímž bylo docíleno nižšího úbytku síly na plášti a parametr K_0 byl snížen na hodnotu 0.75, aby odpovídala predikovaná a měřená mezní zatěžovací křivka paty.

Výsledná mezní zatěžovací křivka (2.6, Obrázek č. 52) z výpočtu mnohem lépe odpovídá jak na patě, kde je téměř totožná s měřenou mezní zatěžovací křivkou, tak na plášti, kde se úbytek síly eliminoval na polovinu oproti variantě 2.1. Přehled vstupních parametrů je shrnut v následující tabulce (Tabulka č. 16).

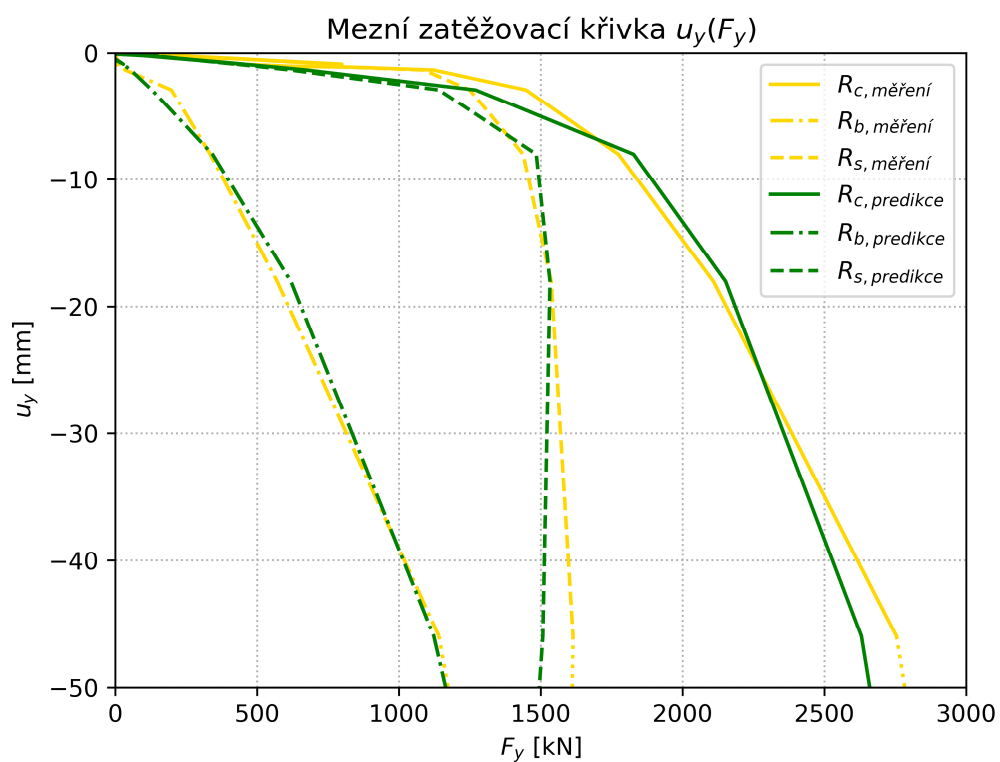
Tabulka č. 16: Přehled sad parametrů materiálového modelu při optimalizaci parametrů

Sada	2x	1»	21	3»	23	6»	26
γ_{UNSAT}	20.4		20.4		20.4		20.4
γ_{SAT}	20.6		20.6		20.6		20.6
E_{50}^{ref}	20		20		20		20
$E_{\text{oed}}^{\text{ref}}$	20		20		20		20
$E_{\text{ur}}^{\text{ref}}$	50		50		50		50
ν_{ur}	0.2		0.2		0.2		0.2
m	0.8		0.8		0.8		0.8
p^{ref}	100		100		100		100
G_0^{ref}	81		81		81		81
$\gamma_{0.7}$	1.5E-04		1.5E-04		1.5E-04		1.5E-04
$G_{\text{ur}}^{\text{ref}}$	20.8		20.8		20.8		20.8
G_0/G_{ur}	3.9		3.9		3.9		3.9
c	20		20		20		20
φ	27.5		27.5		27.5		27.5
ψ	0		0		0		0
K_0	0.538	+0.262	0.800		0.800	-0.05	0.75
POP	600		600		600		600
R_{inter}	0.9		0.9	+0.05	0.95	+0.05	1.00

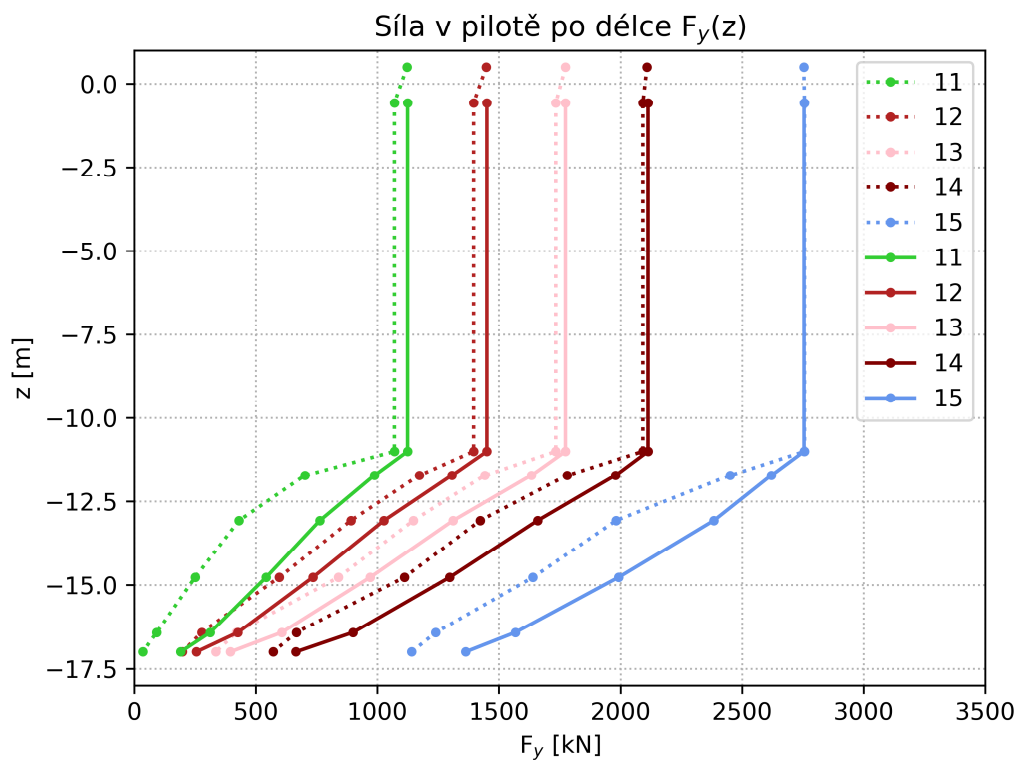
3.2.3. Srovnání predikce-měření a rozbor výpočetních výsledků

Z hlediska mezní zatěžovací křivky je na finálním modelu již dosaženo poměrně dobré shody predikce s měřením (Obrázek č. 53). Nedostatky jsou na začátku zatěžování, kdy skutečná zemina je tužší a v predikci nastává při síle 1122 kN dvakrát větší posun. To ovšem nemá na chování piloty zásadní vliv a od posunu 8 mm při síle 1774 kN již dochází k dobré predikci. Při posunu 8 mm je rozdíl v celkové síle 50 kN a při posunu 46 mm je celkový rozdíl 120 kN a na plášti 100 kN.

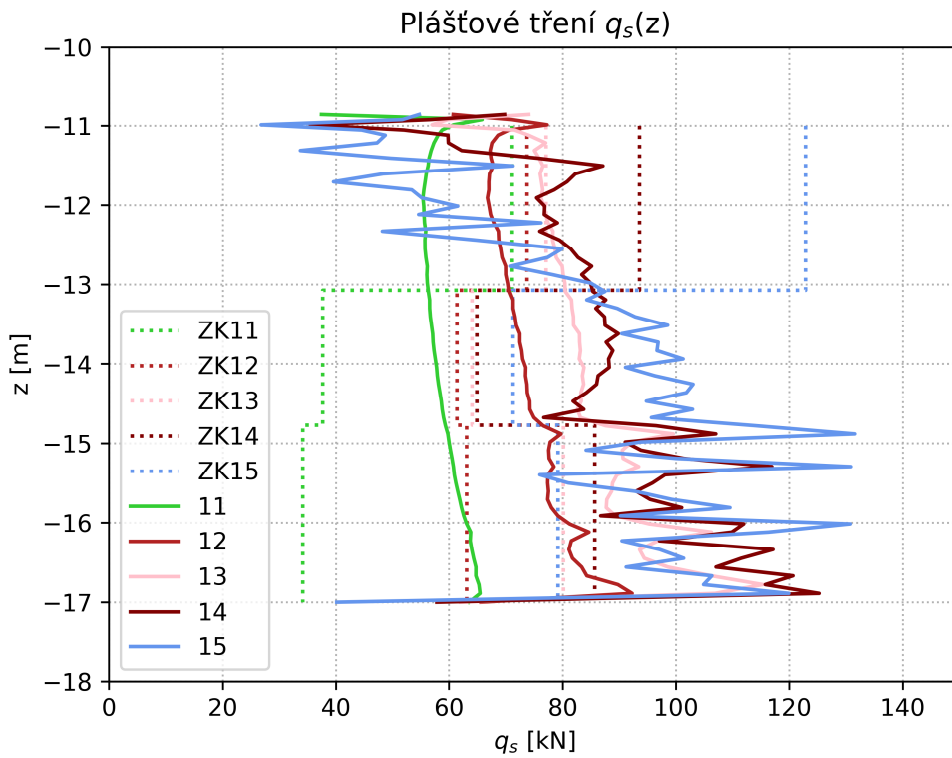
Při porovnání síly po délce piloty (Obrázek č. 54) dochází k dobré shodě predikce s měřením při zatěžovacích krocích 12–14. V zatěžovacím kroku 11 je již predikována únosnost paty, která se ovšem v měření neprojevila, z důvodu vyšší tuhosti zeminy zmíněné výše. Podobné je to u srovnání plášťového tření v zatěžovacím kroku 11 je predikce horší, tření je predikováno konstantní po celé délce, zatímco z měření vychází vyšší hodnoty v horní části. Poměrně dobrá shoda nastává v zatěžovacím kroku 13, kde jsou rozdíly kolem 20 kPa. Poté začíná docházet k plné mobilizaci plášťového tření a na plášti piloty začnou vznikat oscilace napětí, které jsou zřejmé z grafu plášťového tření (Obrázek č. 55) a proto bylo navíc přidáno i přehlednější vykreslení z programu Plaxis (Obrázek č. 56), kde jsou orientačně vyznačeny hodnoty plášťového tření z měření.



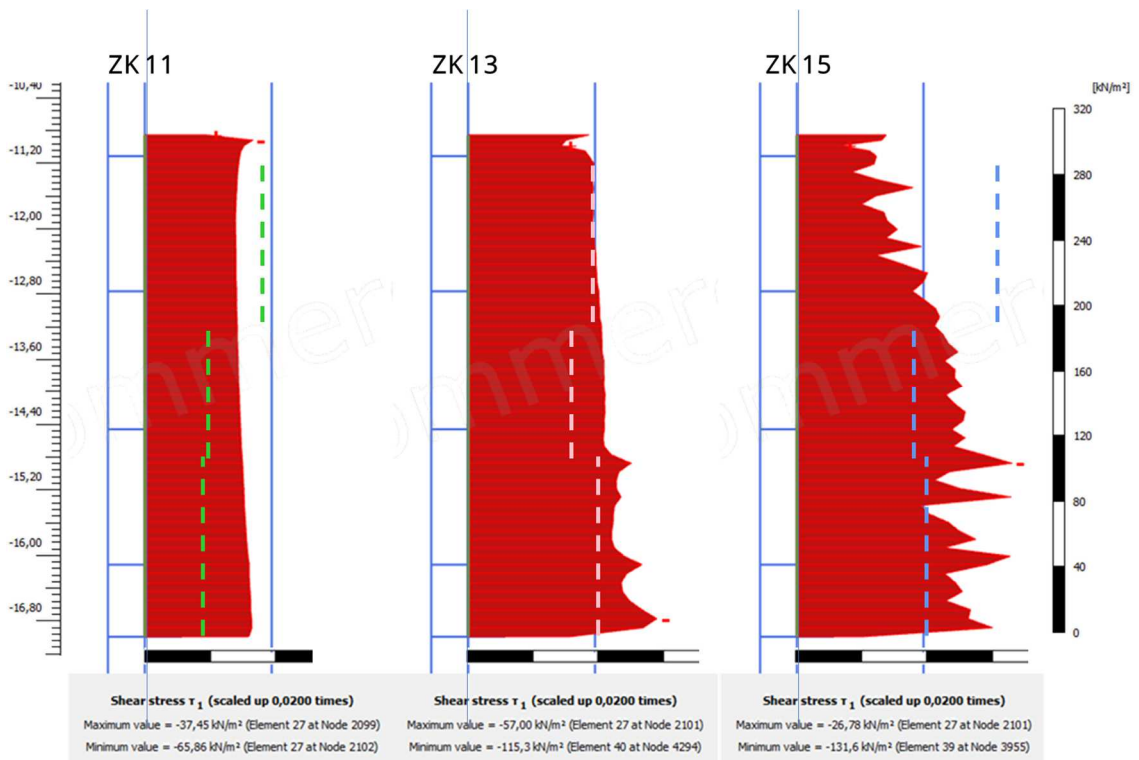
Obrázek č. 53: Finální mezní zatěžovací křivka, predikce-měření



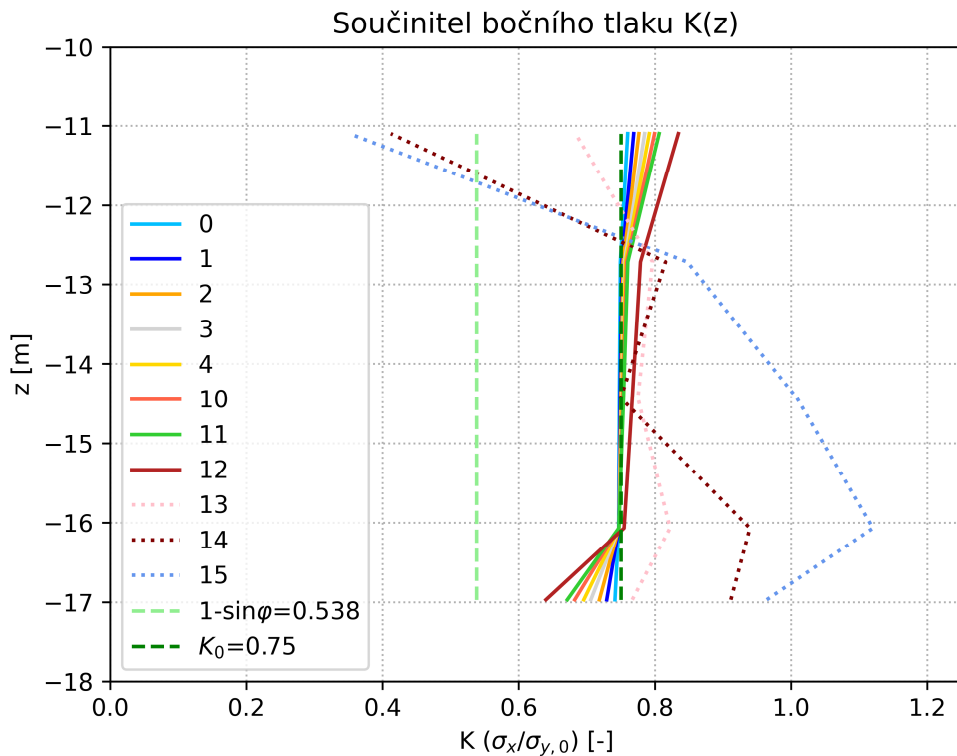
Obrázek č. 54: Síla po délce piloty, predikce-měření (plná-tečkovaná)



Obrázek č. 55: Tření na plášti piloty, predikce-měření (plná-tečkovaná)



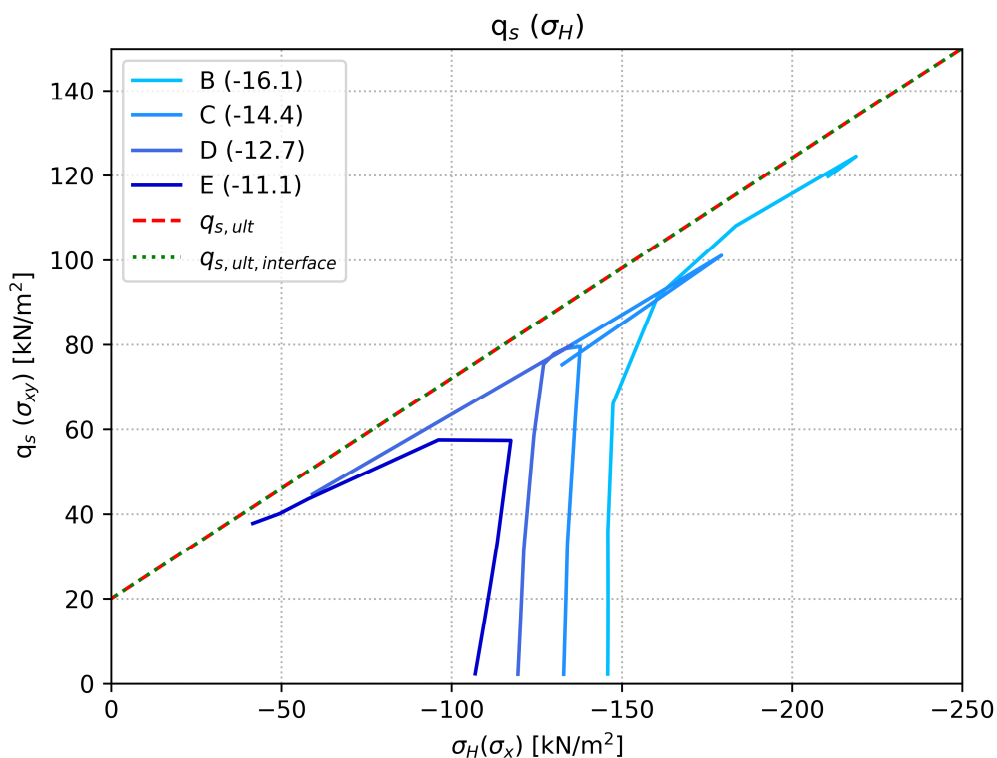
Obrázek č. 56: Tření na plášti piloty, predikce-měření (orientačně, čárkovaně)



Obrázek č. 57: Součinitel bočního tlaku po délce piloty

Hodnoty součinitele bočního tlaku (Obrázek č. 57) jsou víceméně konstantní, protože se vlivem zatěžování téměř nezvyšuje boční tlak. Hodnoty v hloubkách -11 a -17 m jsou ovlivněny oscilacemi napětí v místě paty a přechodu interface prvků s $R_{inter} = 0.01$ a $R_{inter} = 1.0$. Stejně tak jsou ovlivněny hodnoty za zatěžovacích kroků 13–15, oscilace napětí jsou vidět na vykreslení plášťového tření (Obrázek č. 55 a Obrázek č. 56).

Na dalším grafu (Obrázek č. 58) jsou pak opět vykresleny dráhy napětí napěťových bodů v interface prvku na rozhraní pilota-zemina. Je zde opět vidět, že hodnoty plášťového tření se pohybují v rozmezí 40–120 kPa a boční napětí v rozmezí 40–220 kPa.



Obrázek č. 58: Dráhy napětí a MC podmínka porušení v zobrazení $\sigma_{xy}-\sigma_x$

3.2.4. Analýza ovlivňujících faktorů

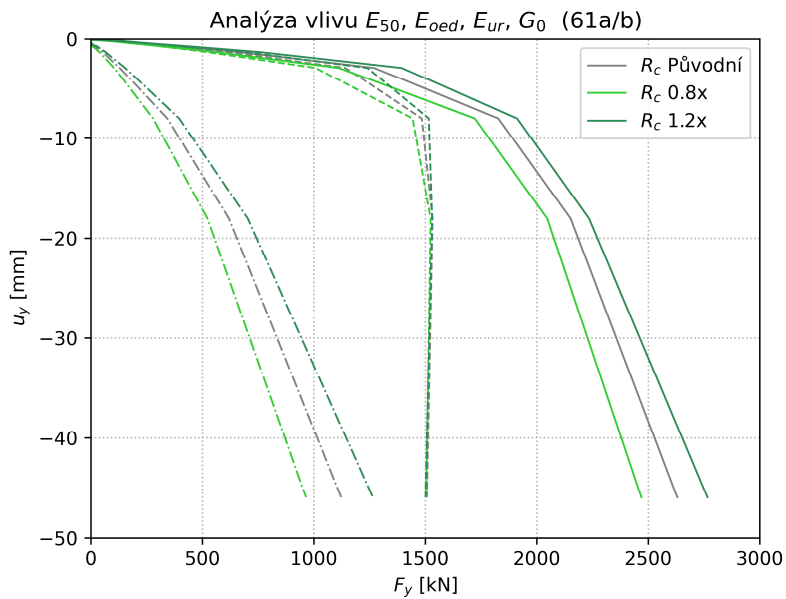
Vliv změny mechanických parametrů

Pro analýzu byl jako referenční příklad zvolen finální model se vstupními parametry ze sady 2.6 a změny parametrů jsou uvedeny viz Tabulka č. 17.

Tabulka č. 17: Přehled analýzy vlivu změn mechanických parametrů

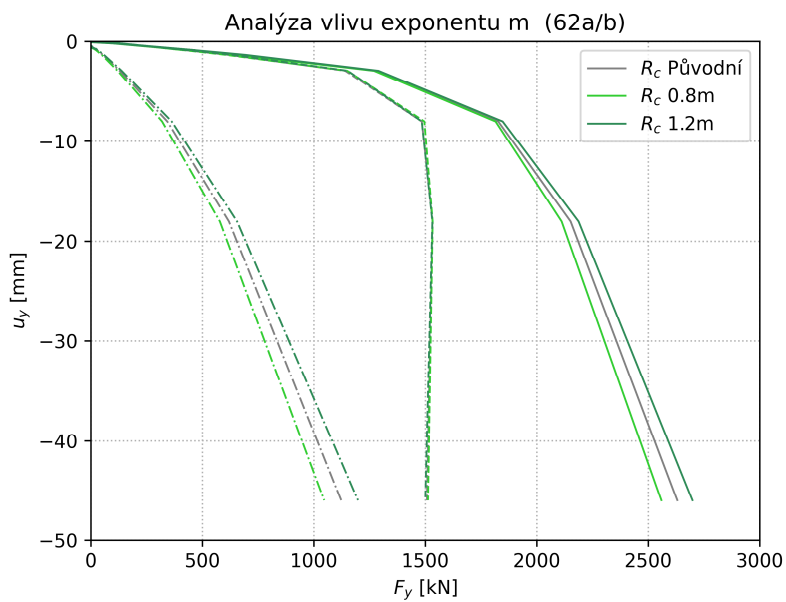
Příklad	61a	61b	62a	62b	63a	63b	64a	64b
Násobitel	0.8	1.2	0.8	1.2	0.8	1.2	0.5	1.5
Parametry	$E_{50}, E_{oed}, E_{ur}, G_0$		m		φ		c	

V první analýze vlivu deformačních parametrů (Obrázek č. 59) byly změněny parametry E_{50} , E_{oed} , E_{ur} a G_0 násobkem 0.8 a 1.2. Změna se projevila převážně na patě, kde změna únosnosti při posunu 18 mm byla -16.7 % a +12.5 %, celkově pak -4.9 % a +3.7 %. Změna se ale projevila i na plášti v počátku zatěžování.



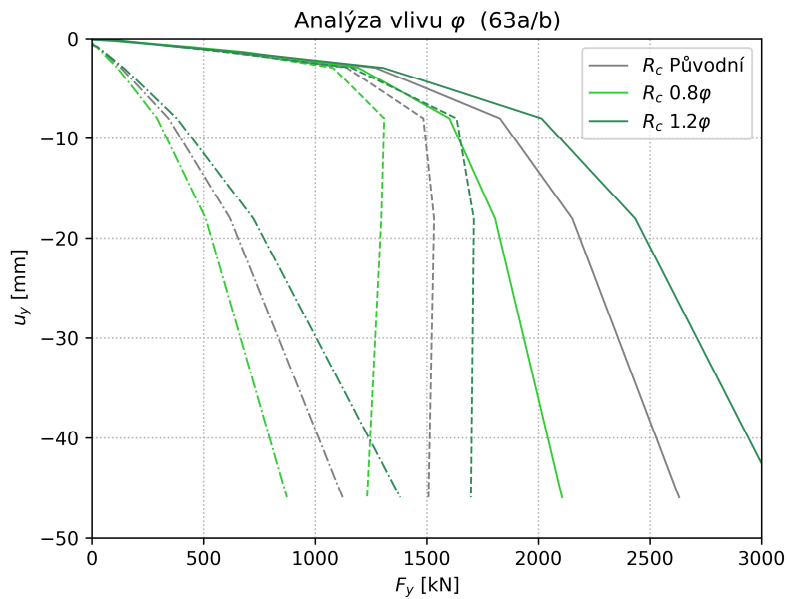
Obrázek č. 59: Analýza vlivu změn deformačních parametrů

Menší vliv na výsledky měla změna parametru m (Obrázek č. 60). Změna nastala jen na patě, kde byla změna únosnosti při 18 mm $\pm 6.9\%$ a celkově $\pm 2.0\%$.



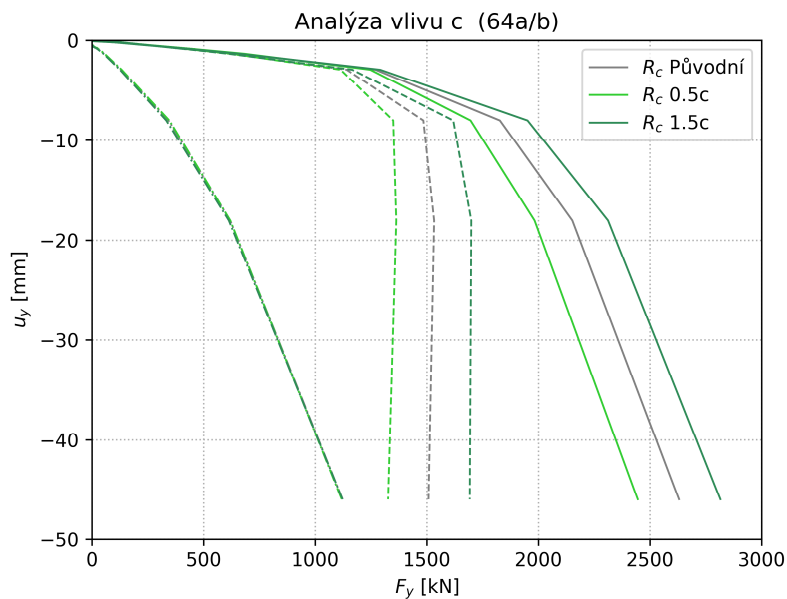
Obrázek č. 60: Analýza vlivu změny exponentu m

Velký vliv je zaznamenán změnou úhlu vnitřního tření zeminy (Obrázek č. 61). Změna ovlivnila únosnost paty i pláště. Změny únosností při posunu 18 mm jsou následující, pata -18.0% a $+16.0\%$, plášť -15.4% a $+11.4\%$ a celkem -15.7% a $+13.4\%$.



Obrázek č. 61: Analýza vlivu změny úhlu vnitřního tření zeminy

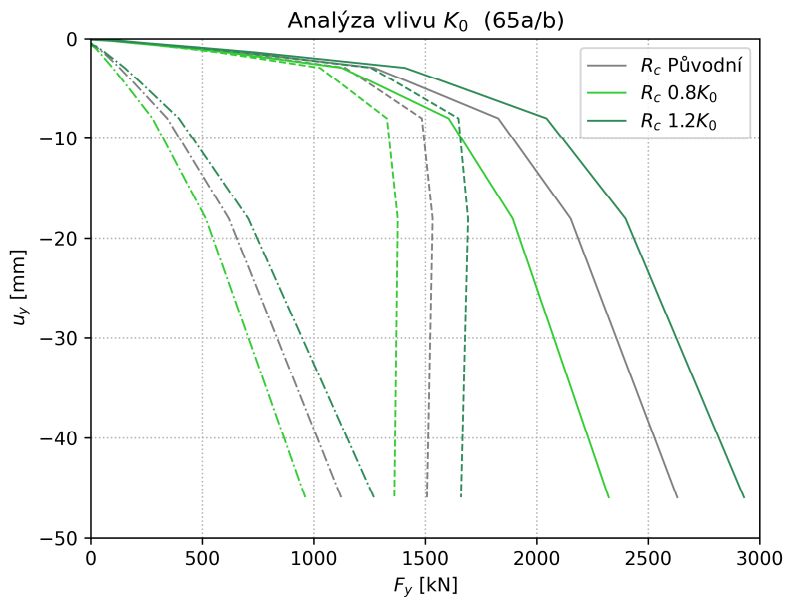
Zatímco úhel vnitřního tření ovlivnil únosnost paty i pláště, koheze ovlivnila pouze únosnost pláště. Změna v únosnosti při posunu 18 mm je na plášti $\pm 11\%$ a celkově $\pm 7.6\%$.



Obrázek č. 62: Analýza vlivu změny koheze

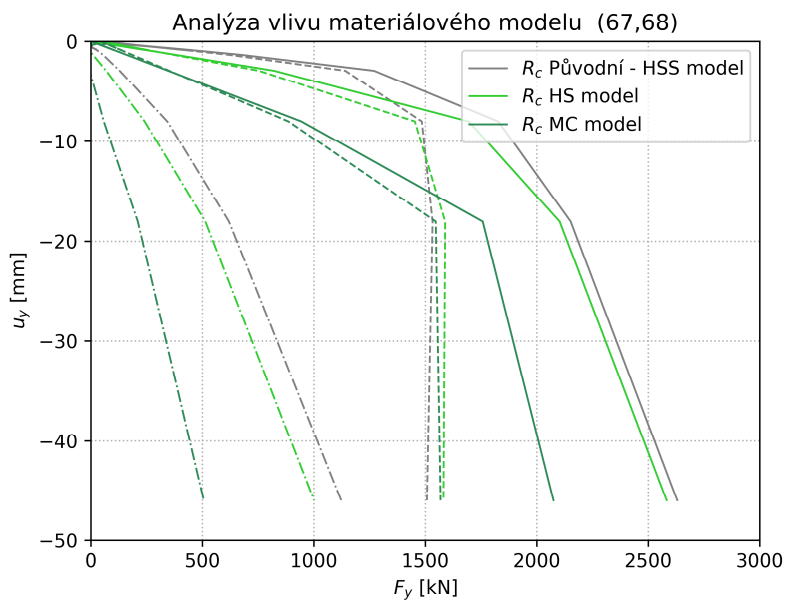
Počáteční napjatost – K_0 a POP

U vlivu počáteční napjatosti byla analýza zaměřena na počáteční boční tlak K_0 . Změna součinitele bočního tlaku (Obrázek č. 63) ovlivnila patu i plášť. Rozdíly v únosnosti jsou na patě -17.3% a $+13.5\%$, na plášti -10.3% a $+10.4\%$ a celkově -11.0% a $+11.4\%$.



Obrázek č. 63: Analýza vlivu změny K_0

Volba materiálového modelu

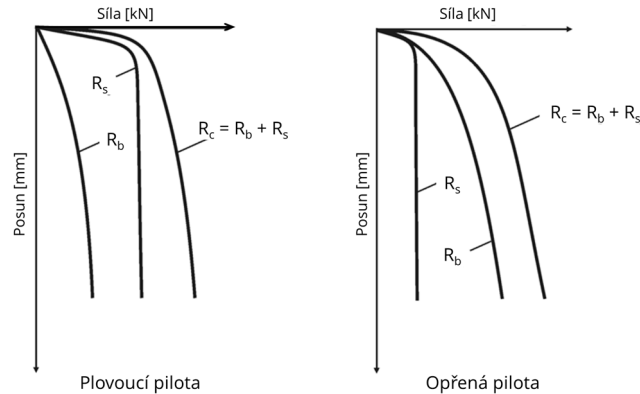


Obrázek č. 64: Analýza vlivu materiálového modelu

U analýzy materiálového modelu (Obrázek č. 64) se opět projevila nižší tuhost při velmi malých přetvořeních. Změna HS a HSS modelu není tak výrazná. Větší rozdíl nastává u MC modelu, který není schopen zohlednit vyšší tuhost při opětovném přetížení. U HS a HSS modelu je definován deformační modul E_{ur} , kterým je definována tuhost materiálu před dosažením napětí, kterému již byla zemina vystavena.

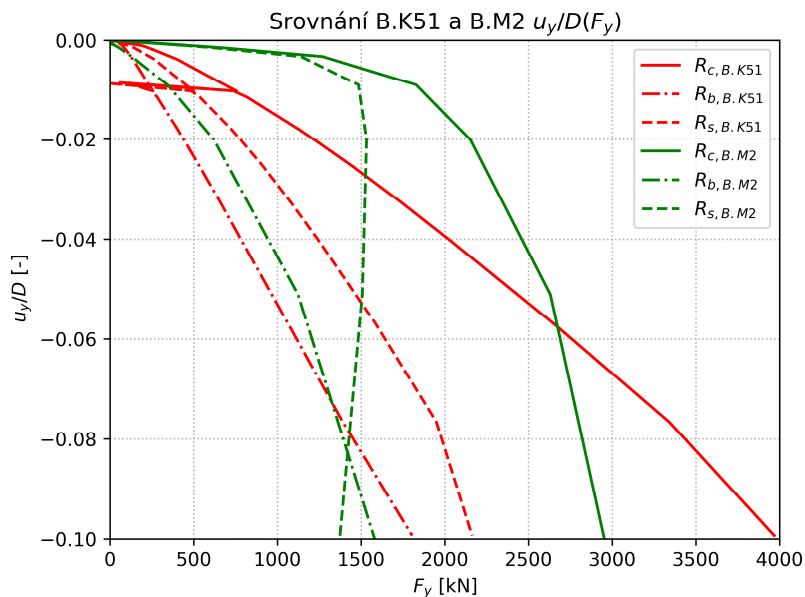
3.3. Rozbor rozdílů ve statickém působení pilot v nesoudržných a soudržných zeminách

Tlačené piloty lze podle působení rozdělit na plovoucí, opřené a vetknuté. U plovoucích přenáší zatížení především tření na plášti piloty, opřená pilota je pak opřena o únosné podloží a většinu zatížení přenáší pata.



Obrázek č. 65: Statického působení tlačených pilot; převzato a upraveno (Tschuchnigg, 2012)

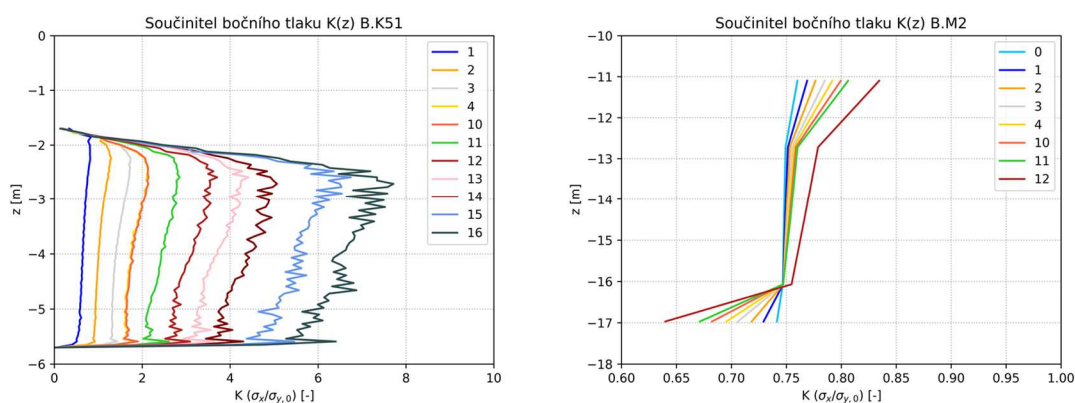
Podle mezních zatěžovacích křivek (Obrázek č. 66) lze obě piloty považovat za plovoucí. Na pilotě v soudržné zemině (B.M2) je ihned na počátku zatěžování mobilizováno plné plášťové tření a většinu zatížení přenáší plášť. U piloty v nesoudržné zemině začíná docházet k plné mobilizaci plášťového tření až při relativním posunu $u_y/D = 0.1$, přesto lze pilotu považovat za plovoucí jednak z hlediska geologie a jednak se na přenosu zatížení více podílí plášť piloty.



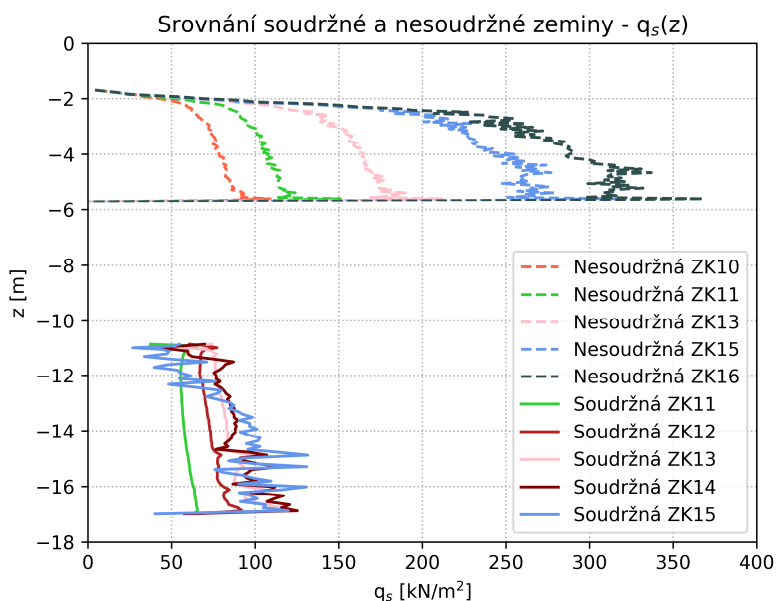
Obrázek č. 66: Srovnání mezních zatěžovacích křivek $u_y/D(F)$

Základní rozdíl mezi pilotami v nesoudržné a soudržné zemině je tedy posun, při kterém dojde k plné mobilizaci plášťového tření. V soudržné zemině došlo k plné mobilizaci při $u_y/D < 0.01$, v nesoudržné zemině se při posunu $u_y/D = 0.1$ teprve začíná plášťové tření plně mobilizovat.

Zásadní rozdíl v chování pilot je ve vývoji bočního tlaku. Zatímco u soudržné zeminy (Obrázek č. 67, vpravo) zůstává hodnota součinitele bočního tlaku téměř konstantní (nevalidní hodnoty v hloubce -11 a -17 m byly již komentovány), v případě nesoudržné zeminy dochází vlivem zamezené dilatance k nárůstu bočního napětí a tím pádem i nárůstu hodnot součinitele bočního tlaku (Obrázek č. 67, vlevo). S rostoucím bočním tlakem roste i tření na plášti piloty. Přestože je pilota v nesoudržných zeminách ve třetinové hloubce, jsou právě díky nárůstu bočního napětí na jejím plášti přibližně 2.5krát vyšší hodnoty plášťového tření.



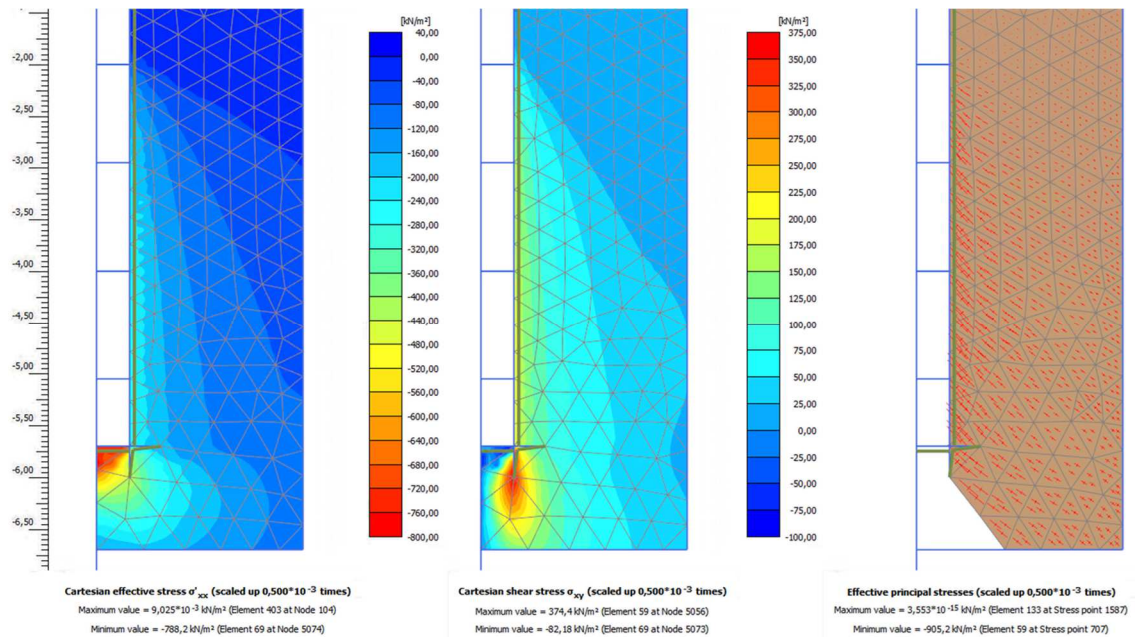
Obrázek č. 67: Srovnání součinitele bočního tlaku



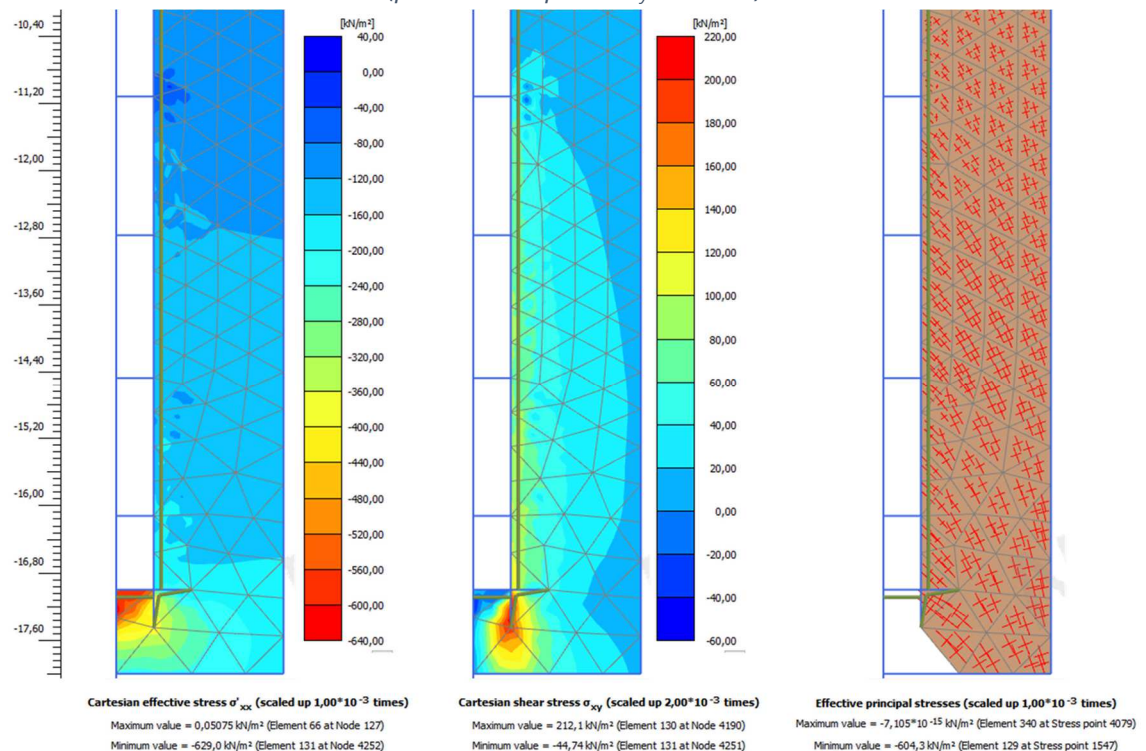
Obrázek č. 68: Srovnání plášťového tření

Rozdíl v chování je také vykreslen pomocí bočního napětí, smykového napětí a směřů hlavních efektivních napětí (Obrázek č. 69 pro posun $u_y/D=0.057$ a Obrázek č. 70 $u_y/D=0.051$). U piloty v nesoudržné zemině dosahuje na plášti piloty boční efektivní tlak (σ'_{xx}) hodnoty 80 až 250 kPa (z počátečních 10 až 30 kPa). V soudržné zemině je boční napětí v rozmezí 100 až 190 kPa, ale nedošlo k téměř žádné změně, protože zde bylo boční napětí 100 až 150 kPa již před začátkem zatěžování. Ze směřů

a velikostí hlavních efektivních napětí je zřejmý další rozdíl v působení pilot, v nesoudržné zemině jsou hlavní efektivní napětí nasměrována více k pilotě a dochází k vytvoření zemní klenby. V soudržné zemině je směr hlavních efektivních napětí spíše ve svislém směru.

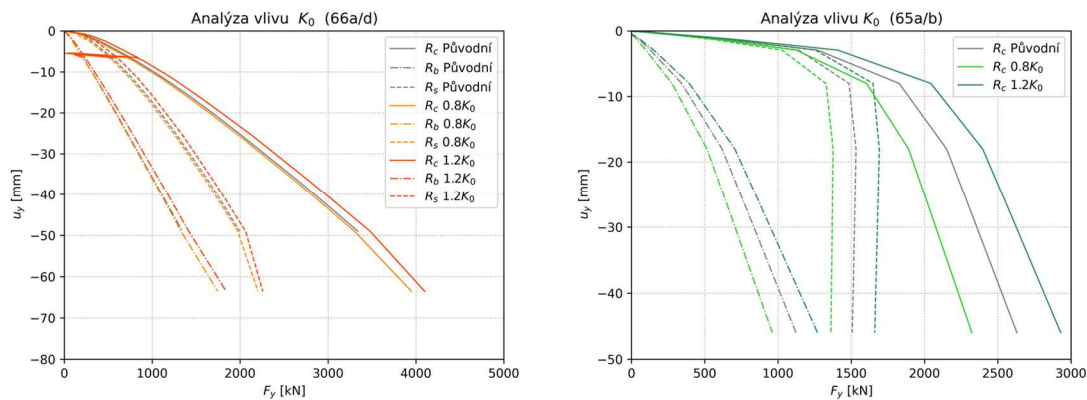


Obrázek č. 69: Pilota v nesoudržné zemině; σ'_{xx} , σ'_{xy} , směry hlavních efektivních napětí (pro relativní posun $u_y/D=0.057$)



Obrázek č. 70: Pilota v soudržné zemině, ZK; σ'_{xx} , σ'_{xy} , směry hlavních efektivních napětí (pro relativní posun $u_y/D=0.051$)

Rozdíl v chování je zřejmý i z provedených analýz vlivu parametru K_0 (Obrázek č. 71). Změna se výrazně projevila v soudržné zemině, zatímco v nesoudržné jsou změny v únosnosti minimální a hlavní vliv má zvýšení bočního napětí v důsledku zamezené dilatance (Mascarucci, et al., 2014).



Obrázek č. 71: Srovnání vlivu změny K_0 v nesoudržné zemině (vlevo) a soudržné zemině (vpravo)

3.4. Automatizace výpočtů, exportu dat a zpracování výsledků

Z důvodu velkého množství výpočtů bylo přistoupeno na částečnou automatizaci výpočtů, exportu dat a jejich zpracování. Systém práce byl potom poloautomatický, ušetřil mnoho času a zároveň eliminoval možné chyby při ruční práci.

Matematický model a nastavení numerické analýzy bylo vytvořeno manuálně v GUI (uživatelském prostředí) programu Plaxis. I první výpočty byly spouštěny manuálně, aby byl výpočet pod kontrolou a výpočetní model byl řádně odladěn. Stejně tak finální výpočty byly spouštěny manuálně. Výpočty pro optimalizaci parametrů materiálového modelu a výpočty analýz vlivů parametrů byly spouštěny hromadně dávkovým souborem z příkazového řádku operačního systému Windows 10. Vstupní parametry materiálového modelu byly měněny hromadně pomocí skriptů s příkazy programu Plaxis.

Pro export z programu Plaxis 2D Output byly použity skripty v programovacím jazyce Python.

Názorně bude postup představen na analýze ovlivňujících faktorů v soudržných zeminách (kapitola 3.2.4).

Změna vstupních parametrů materiálového modelu a spuštění výpočtů

Výpočty byly spuštěny dávkovým souborem „WIEN_221210_analyza_61-66.cmd“ (Obrázek č. 72). Modře je vyznačena cesta k programu Plaxis 2D Input, který byl otevřen příkazem „call“. Zeleně je vyznačena cesta ke zdrojovému (referenčnímu) projektu s vytvořeným matematickým modelem, který se automaticky otevřel v GUI programu Plaxis 2D Input. Žlutě je pak vyznačen soubor se skriptem, který obsahuje příkazy programu Plaxis. Skript je opět automaticky spuštěn. Obsah skriptu je viz Obrázek č. 73. Příkaz na prvním řádku uložil projekt s novým názvem na příslušné místo. Příkazy na 2 až 4 řádku změnily hodnotu vstupního parametru c na hodnotu 10 u všech tří materiálových modelů. Příkaz „calculate“ spustil výpočet, po dokončení

výpočtu byl projekt uložen příkazem „save“ a příkazem „_kill“ byl ukončen program Plaxis. Poté následoval další řádek v dávkovém souboru „WIEN_221210_analyza_61-66.cmd“.

```

WIEN_221210_analyza_61-66.cmd
1 call "C:\Program Files\...\Plaxis2DXInput.exe" "C:\Users\...\WIEN_221210_60src.p2dx" "--run=C:\Users\...\61a.log"
2 call "C:\Program Files\...\Plaxis2DXInput.exe" "C:\Users\...\WIEN_221210_60src.p2dx" "--run=C:\Users\...\62a.log"
3 call "C:\Program Files\...\Plaxis2DXInput.exe" "C:\Users\...\WIEN_221210_60src.p2dx" "--run=C:\Users\...\63a.log"
4 call "C:\Program Files\...\Plaxis2DXInput.exe" "C:\Users\...\WIEN_221210_60src.p2dx" "--run=C:\Users\...\64a.log"
5 call "C:\Program Files\...\Plaxis2DXInput.exe" "C:\Users\...\WIEN_221210_60src.p2dx" "--run=C:\Users\...\65a.log"
6 call "C:\Program Files\...\Plaxis2DXInput.exe" "C:\Users\...\WIEN_221210_60src.p2dx" "--run=C:\Users\...\66a.log"
7 call "C:\Program Files\...\Plaxis2DXInput.exe" "C:\Users\...\WIEN_221210_60src.p2dx" "--run=C:\Users\...\61b.log"
8 call "C:\Program Files\...\Plaxis2DXInput.exe" "C:\Users\...\WIEN_221210_60src.p2dx" "--run=C:\Users\...\62b.log"
9 call "C:\Program Files\...\Plaxis2DXInput.exe" "C:\Users\...\WIEN_221210_60src.p2dx" "--run=C:\Users\...\63b.log"
10 call "C:\Program Files\...\Plaxis2DXInput.exe" "C:\Users\...\WIEN_221210_60src.p2dx" "--run=C:\Users\...\64b.log"
11 call "C:\Program Files\...\Plaxis2DXInput.exe" "C:\Users\...\WIEN_221210_60src.p2dx" "--run=C:\Users\...\65b.log"
12 call "C:\Program Files\...\Plaxis2DXInput.exe" "C:\Users\...\WIEN_221210_60src.p2dx" "--run=C:\Users\...\66b.log"

```

Obrázek č. 72: Dávkový soubor „WIEN_221210_analyza_61-66.cmd“

```

WIEN_221210_analyza_61-66.cmd [64a.log]
1 save "C:\Users\dvora\Documents\VUT\...\Plaxis\DP\WIEN_230107_64a.p2dx"
2 _set ViennaSaSiI.cRef 10
3 _set ViennaSaSiIRinter0.cRef 10
4 _set ViennaSaSiIRinter10.cRef 10
5 calculate
6 save
7 _kill
8

```

Obrázek č. 73: Skript s příkazy programu Plaxis „64a.log“

Export z programu Plaxis Output

Pro export byl využit programovací jazyk Python s knihovnou *plxscripting.easy*. Před samotným exportem byly v programu Plaxis Output vybrány zájmové napěťové body a uzly. Podle jejich indexu pak byla data exportována. První bylo vybráno 20 napěťových bodů v pilotě a jejich napětí pak bylo exportováno pomocí funkce „*g_o.getsigleresult()*“ (Obrázek č. 74). Obdobně byly získány další potřebné hodnoty napětí a deformací a posunů, a byly uloženy do textového souboru.

```

53 for j in range(0,20):
54     Syy[i, j] = g_o.getsigleresult(phase, g_o.ResultTypes.Soil.SigyE, g_o.CurvePoints.StressPoints[j])
55     print("Syy ---> OK")

```

Obrázek č. 74: Export svislého napětí z uzlů v pilotě

```

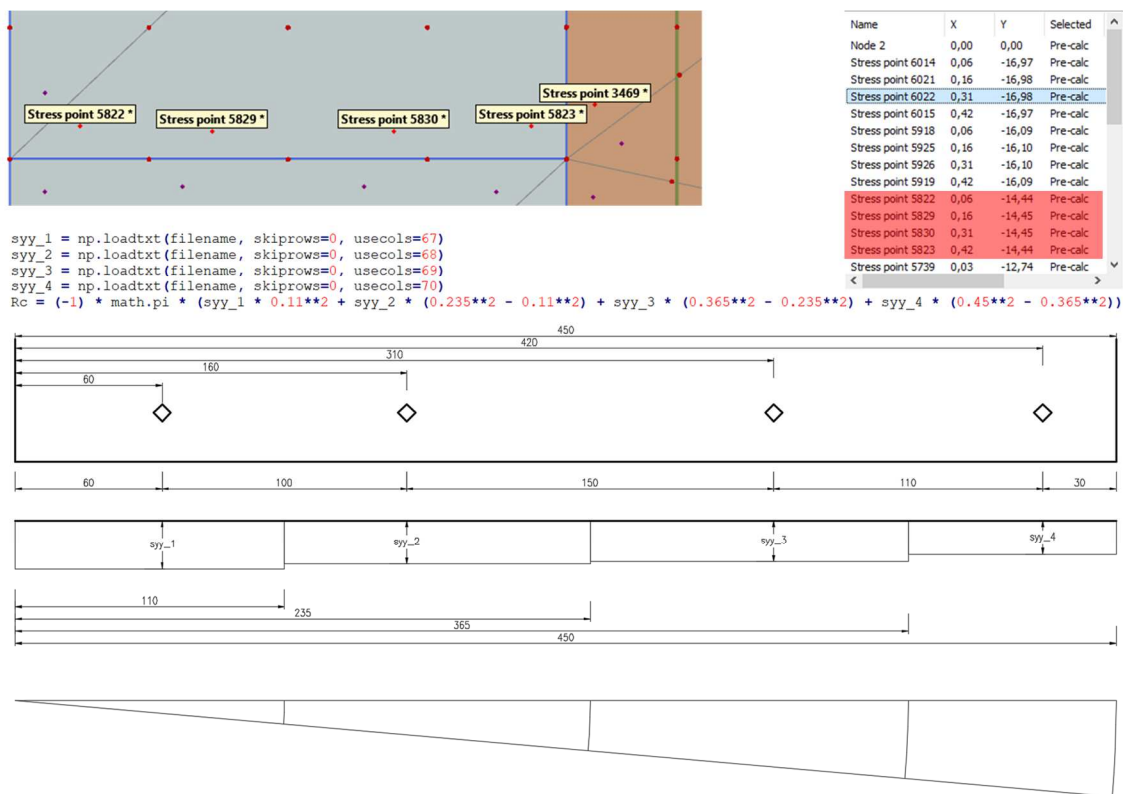
Select C:\Windows\System32\cmd.exe - WIEN_230107_64a_adv.py
eps ---> OK
Syy_h ---> OK
-----
++++ End: Phase_8 ++++
-----
++++ Start: Phase_9 ++++
-----
step= 9
progress: 9/17
time: :26:11.006270
dt: 0:00:08.808304
total time: 0:04:06.245127
uY ---> OK
Fy ---> OK
Syy ---> OK
Siii ---> OK
PES ---> OK
-----
Command line
Session | Model history
-----|-----
-0.000148095590135741
0623> getsigleresult Phase_9 ResultTypes.Soil.Eps3 CS_24
0.00014206217622989
0624> getsigleresult Phase_9 ResultTypes.Soil.Totalvolumetricstrain CS_24
-7.93834542766628E-6
0625> getsigleresult Phase_9 ResultTypes.Soil.Eps1 CS_25
-0.00016072843569332
0626> getsigleresult Phase_9 ResultTypes.Soil.Eps3 CS_25
0.00020622893246595
0627> getsigleresult Phase_9 ResultTypes.Soil.Totalvolumetricstrain CS_25
2.4535607114138E-5
-----
Command

```

Obrázek č. 75: Ukázka průběhu exportu z Plaxis Output, nahoře příkazový řádek Windows s informacemi o průběhu exportu, dole příkazový program Plaxis

Zpracování dat a vytvoření grafů

Poté byly vytvořeny další Python skripty, pomocí kterých byla případně zpracována data (Obrázek č. 76) a byly vytvořeny grafy v této diplomové práci. Pro vykreslení grafů byla použita knihovna *matplotlib*.



Obrázek č. 76: Výpočet síly v pilotě z napěťových bodů

4. Inverzní analýza metodou přenosových funkcí

Pro výpočet metodou přenosových funkcí byl použit software PMpLTO vyvíjený na Ústavu geotechniky Fakulty stavební Vysokého učení technického v Brně.

4.1. Vrtaná pilota v nesoudržných zeminách

4.1.1. Popis vytvořeného matematického modelu

Pilota byla modelována s délkou 5.7 m a průměrem 640 mm. Zemní prostředí bylo rozděleno do dvou vrstev, první vrstva o mocnosti 1.7 m, ve které je pilota separována od zemního prostředí a nedochází ke tření a druhá vrstva ve zbytku modelu. Hladina podzemní vody byla nastavena 2 m pod povrchem. Pro plášť i pilotu byly použity hyperbolické přenosové funkce. Délka segmentu byla zvolena 0.85 m, aby na separační délku vyšly celé dva segmenty.

4.1.2. Identifikace vstupních parametrů dle použitého stupně analýzy

Pro výpočet inverzní analýzy zatěžovací zkoušky byl použit stupeň analýzy III (typ nesoudržné saGr). Tento stupeň analýzy je vhodný pro zeminy vykazující dilatantní chování. Dilatantní zeminy mají tendenci při smykovém porušení zvětšovat svůj objem. Na plášti piloty je těmto objemovým změnám bráněno a vzniká dodatečné napětí, (Chalmovský, 2021). Mezní plášťové tření ($q_{s,ult}$) potom nevzniká pouze v důsledku bočního tlaku od geostatického napětí (σ'_{h0}), ale je navyšováno přírůstkem bočního tlaku ($\Delta\sigma'_h$), vznikajícího v důsledku zamezené dilatance, viz vztah (7), (Dvořák, 2021). Přírůstek bočního napětí vychází z teorie expanze válcové dutiny, (Mascarucci, et al., 2014).

$$q_{s,ult} = (\sigma'_{h0} + \Delta\sigma'_h) \tan \delta = \left(\sigma'_{h0} + \frac{4Gy}{D} \right) \tan \delta \quad (7)$$

Parametry byly voleny již s ohledem na výpočty metodou konečných prvků. Převzat byl úhel vnitřního tření zeminy $\varphi = 40.5^\circ$ a podle parametrů „dilatancy cut-off“ byl dopočítán index (stupeň) ulehlosti $I_D = 0.625$, také bylo uvažováno se smykovým modulem, který byl upraven pro potřeby metody přenosových funkcí podle literatury. Z laboratorních zkoušek byla převzata hodnota průměru zrna při 50% propadu na sítu $D_{50} = 10$ mm a hodnoty objemových tíh byly stanoveny pomocí literatury, obdobně jako u analýzy metodou konečných prvků. Pro plášť tedy zbývalo určit počáteční tuhost pláště M_s , poměrné smykové přetvoření γ_c a upravit smykový modul G . Pro patu pak bylo potřeba dopočítat a určit oba parametry, mezní napětí $q_{b,ult}$ a počáteční tuhost M_b .

Počáteční tuhost pláště M_s byla zvolena nejvyšší doporučenou hodnotou dle (Fleming, 1992) $M_s = 0.004$, protože zemina nevykazuje vysokou počáteční tuhost (podle mezní zatěžovací křivky z měření a výsledků MKP analýzy). Poměrné smykové přetvoření bylo stanoveno podle vztahu (8), kde s_c je svislý posun piloty, kdy je dosaženo kritického stavu zeminy ve smykové zóně na rozhraní pilota-zemina a byl uvažován hodnotou 90 mm dle mezní zatěžovací křivky z měření, t_s je šířka smykové zóny, kterou lze uvažovat jako 10–12násobek D_{50} dle (Abed, et al., 2007). Smykový modul byl uvažován 10 % smykového modulu při velmi malých deformacích z inverzní analýzy metodou konečných prvků.

$$\gamma_c = \frac{s_c}{t_s} = \frac{s_c}{12D_{50}} = \frac{90}{12 \times 10} = 0.75 \quad (8)$$

Mezní napětí na patě bylo stanoveno 4 způsoby (Tabulka č. 18). Počáteční tuhost paty byla uvažována $M_b = 0.01$ dle (Bohn, et al., 2016).

Tabulka č. 18: Mezní napětí na patě podle různých teorií

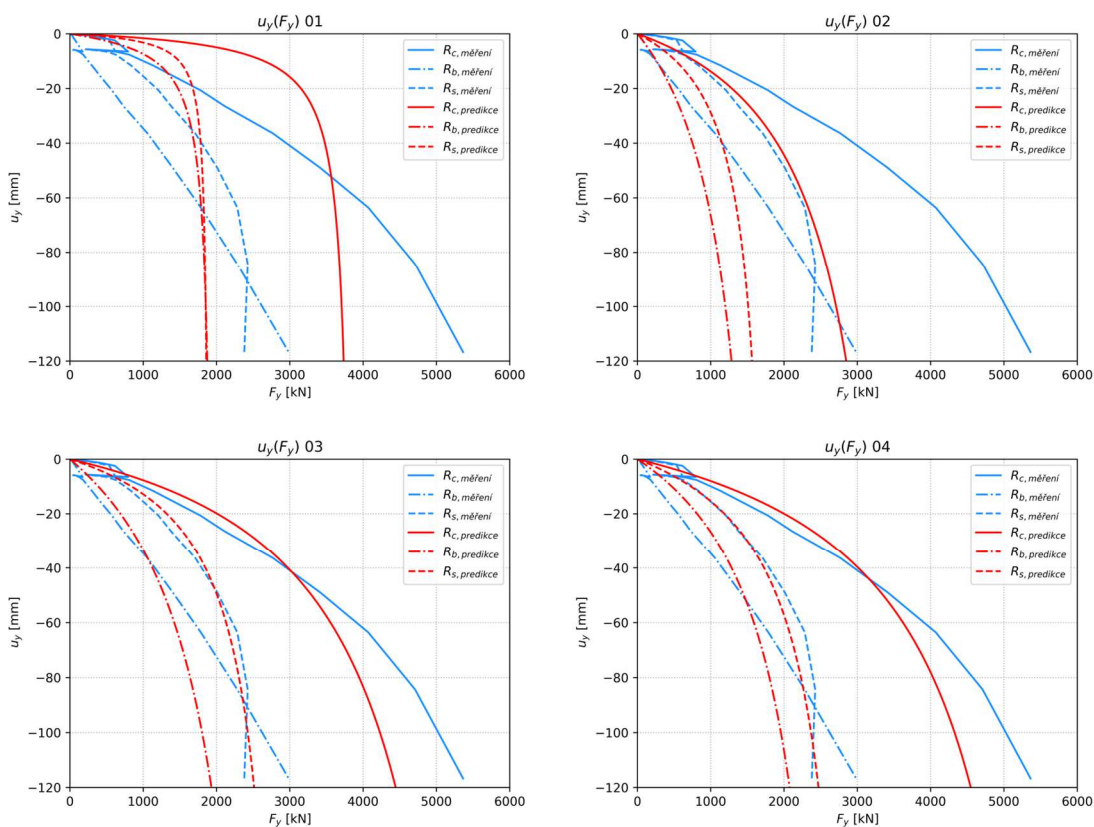
Zdroj	(Vesic, 1997)	(NAVFAC DM 7.2, 1984)	(Hulla & Turček, 2004)	ČSN 73 1004
Mezní napětí $q_{b,ult}$ [kPa]	1635	6140	4000–5000	9250

Po zvolení počátečních parametrů následoval první výpočet a následná manuální optimalizace (Obrázek č. 78).

Prvním výpočtem (Verze 01, Tabulka č. 19) bylo predikováno velmi nepřesné chování piloty, neodpovídala tuhost paty ani tuhost pláště. Ve druhé verzi byla tedy snížena tuhost paty i pláště, parametry M_s i M_b byly 10krát navýšeny. Výsledky druhé verze se již nepatrně přiblížily měření, počáteční tuhost paty již poměrně dobře odpovídala, nicméně bylo dosaženo malé únosnosti paty a bylo proto zvýšeno mezní napětí na patě $q_{b,ult}$ podle ČSN 73 1004 Podobný problém nastává i u pláště, kde je únosnost přibližně poloviční a byla proto dvojnásobně navýšena hodnota smykového modulu G , protože smykový modul přímo ovlivňuje nárůst radiálního napětí podle teorie expanze válcové dutiny (Mascarucci, et al., 2014). Výsledky třetí verze již mnohem lépe odpovídají na mezní zatěžovací křivce. Dobrá shoda nastává zejména na plášti. Na patě je predikce horší a na mezní zatěžovací křivce odpovídá do posunu 40 mm, zlepšení by mohlo nastat při snížení počáteční tuhosti, ale za cenu zvýšení mezního napětí, které už s hodnotou $q_{b,ult} = 9250$ kPa je značně vysoké. Dále následovala série výpočtů na zpřesnění finálních parametrů. Byla snížena počáteční tuhost pláště na hodnotu $M_s = 0.05$ a smykový modul na hodnotu $G = 56.25$ MPa. Zmíněná počáteční tuhost M_s je o řád vyšší, než doporučení dle (Fleming, 1992), ale podobná hodnota ($M_s = 0.054$) již byla použita v stejné lokalitě při inverzní analýze pilot z tryskové injektáže (Čechová, 2021). Na patě byla nepatrně zvýšena tuhost paty, aby se hodnota přiblížila doporučení dle $M_b = 0.01$ dle (Bohn, et al., 2016).

Tabulka č. 19: Přehled kroků manuální optimalizace

Verze	γ	γ_{sat}	M_s	φ_c	I_D	D_{50}	G	γ_c	$q_{b,ult}$	M_b
	[kN/m ³]	[kN/m ³]	[-]	[°]	[-]	[mm]	[MPa]	[-]	[kPa]	[-]
01	19	21	0.004	40.5	0.625	10	27	0.75	6140	0.01
02	19	21	0.04	40.5	0.625	10	27	0.75	6140	0.10
03	19	21	0.04	40.5	0.625	10	54	0.75	9250	0.10
...		
04	19	21	0.05	40.5	0.625	10	56.25	0.75	9250	0.08



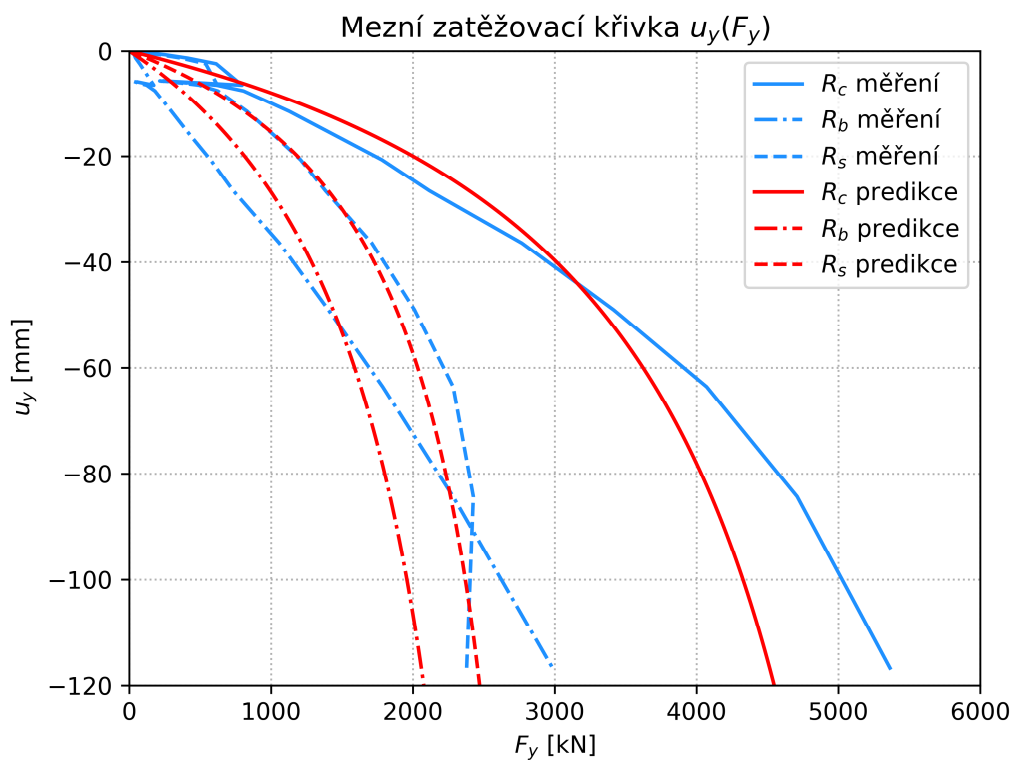
Obrázek č. 77: Mezní zatěžovací křivky verzí 01–04

4.1.3. Srovnání predikce-měření a popis výpočetních výsledků

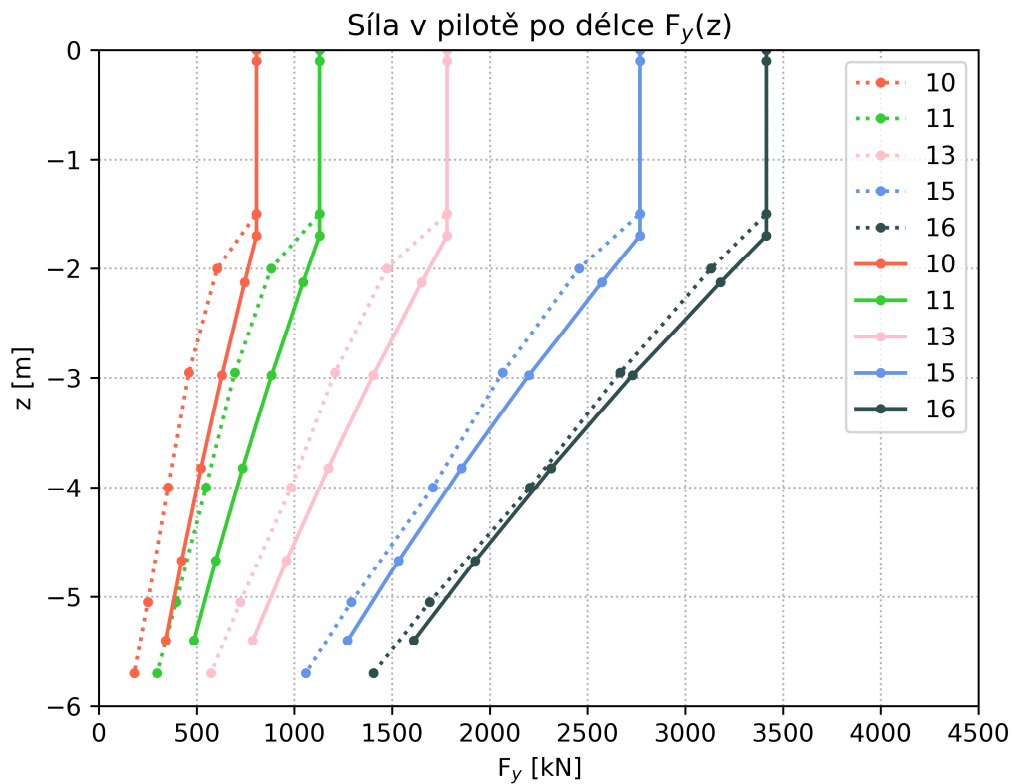
Finální verze 04 (Obrázek č. 78) dobře predikuje především chování pláště, jehož mezní zatěžovací křivka je shodná z měřenou do posunu 40 mm, poté dochází k podhodnocení o 200 kN při posunu 60–80 mm. Predikce paty je nadhodnocena do posunu 55 mm, poté je podhodnocena. Celková mezní zatěžovací křivka potom poměrně přesně predikuje výsledky z měření do posunu 60 mm. Je zřejmé, že pro popis chování paty je hyperbolická přenosová funkce nevhodná a byla by vhodnější například lineární přenosová funkce.

K dobré predikci dochází také při srovnání síly po délce piloty (Obrázek č. 79). Křivky nejsou totožné, ale je zřejmý podobný sklon (úbytek síly). Při srovnání tření na plášti (Obrázek č. 80) je dobrá predikce pro zatěžovací kroky 10–12. Průběh přesně neodpovídá (i kvůli problematickému vykreslení hodnot z měření), ale dosažené hodnoty jsou srovnatelné v řádu desítek kPa.

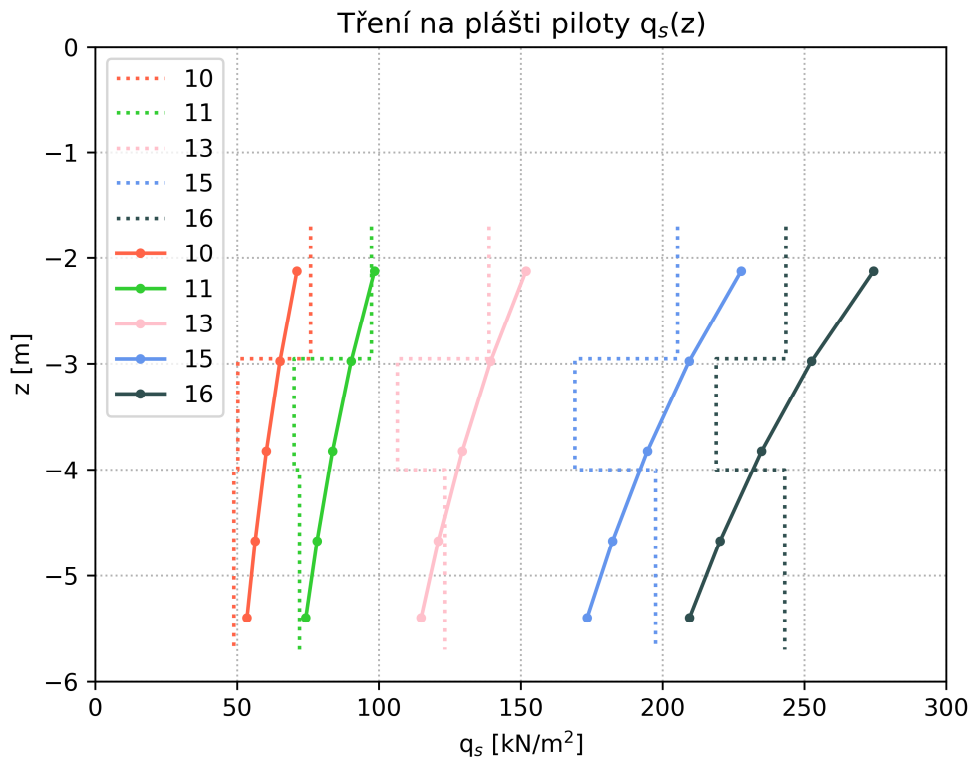
Posledním výstupem z výpočtu jsou již vykreslené hodnoty plášťového tření doplněné o hodnoty koeficientu β (Obrázek č. 81), což je součin součinitele bočního tlaku a třecího úhlu na rozhraní pilota-zemina (Chalmovský, 2021). V zatěžovacím kroku 16, při síle 3410 kN a posunu 52 mm nabývá koeficient β_s hodnotu 2.75–7 a odpovídající plášťové tření je 210–275 kPa.



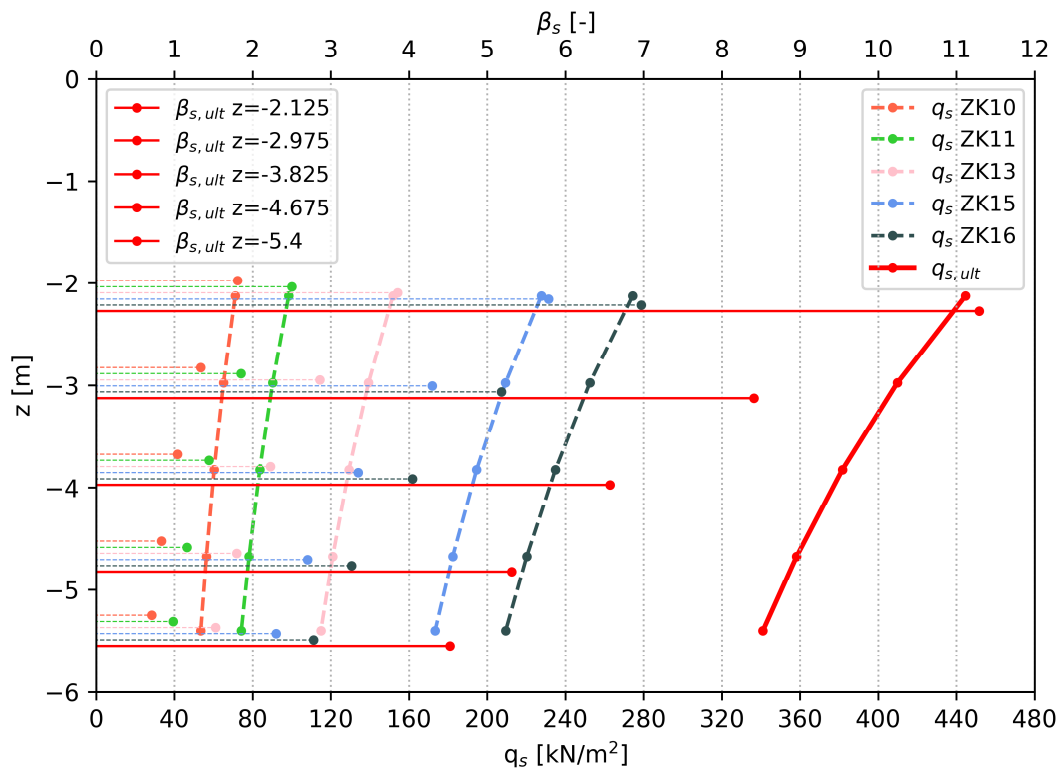
Obrázek č. 78: Mezní zatěžovací křivka – srovnání predikce-měření



Obrázek č. 79: Síla po délce piloty, predikce-měření (plná-tečkovaná)



Obrázek č. 80: Tření na plášti piloty, predikce-měření (plná-tečkovaná)



Obrázek č. 81: Plášťové tření a koeficient β na segmentech výpočetního modelu

4.2. Vrtaná pilota v soudržných zeminách

4.2.1. Popis vytvořeného matematického modelu

Pilota byla modelována s délkou 17 m a průměrem 900 mm. Zemní prostředí bylo rozděleno do dvou vrstev, první vrstva o mocnosti 11 m, ve které je pilota separována od zemního prostředí a nedochází ke tření a druhá vrstva ve zbytku modelu. Hladina podzemní vody byla nastavena 2 m pod povrchem. Pro plášť i pilotu byly použity hyperbolické přenosové funkce. Délka segmentu byla zvolena 1 m.

4.2.2. Identifikace vstupních parametrů dle použitého stupně analýzy

Pro výpočet zpětné analýzy zatěžovací zkoušky byl použit stupeň analýzy II (typ Soudržné $I_c=1,0$). Tento stupeň analýzy je vhodný pro soudržné překonsolidované zeminy, které se v lokalitě vyskytují. Mezní plášťové třetí je počítáno pomocí β metody, kde koeficient β je funkcí součinitele bočního tlaku K a třecího úhlu na rozhraní pilota-zemina. (Chalmovský, 2021)

$$q_{s,ult} = \sigma'_{h0} \tan \delta = K \sigma'_{or} \tan \delta = \beta \sigma'_{or} \quad (9)$$

Parametry pro plášť byly zvoleny podle laboratorních zkoušek, literatury, předchozí analýzy metodou konečných prvků a některé byly dopraveny manuální optimalizací. Jako pevně zvolené parametry byly stanoveny $\gamma = 20,4$, $\gamma_{sat} = 20,6$ kN/m³ a POP = 600 kPa. Objemové tíhy vychází z laboratorních zkoušek a POP z rešerše literatury podle výpočtů v lokalitě (Granitzer & Tschuchnigg, 2021) a navíc bylo ověřeno podle laboratorních zkoušek v blízké lokalitě v Bratislavě, kde v neogenních jílech se POP pohybovalo od 500 do 1000 kPa, (Galliková, 2018). Zbývalo tedy určit parametr počáteční tuhosti M_s a kritický úhel vnitřního tření φ_c . Parametr počáteční tuhosti pláště se dle (Fleming, 1992) pohybuje od 0.005 pro měkké zeminy po 0.0005 pro tuhé zeminy. Kritický úhel vnitřního tření se dle laboratorních zkoušek pohybuje od 23° do 33°.

Pro patu bylo potřeba spočítat mezní napětí $q_{b,ult}$ a určit počáteční tuhost M_b . Mezní napětí bylo určeno podle více teorií a hodnoty jsou uvedeny viz Tabulka č. 20.

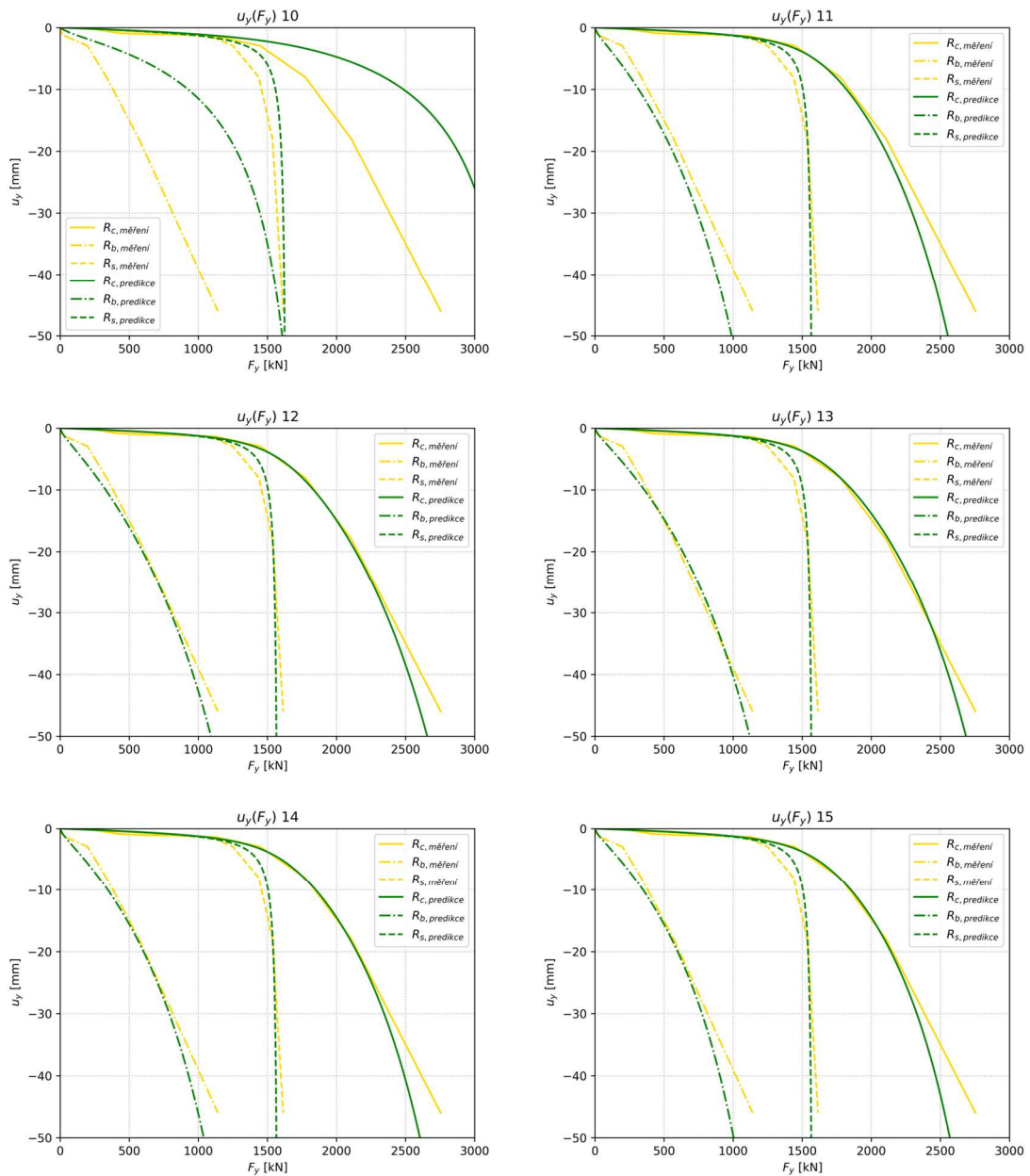
Tabulka č. 20: Mezní napětí na patě podle různých teorií

Zdroj	(Vesic, 1997)	(Hulla & Turček, 2004)	ČSN 73 1004
Mezní napětí [kPa]	1800	1500–3000	5300

Manuální optimalizace vstupů potom probíhala v krocích viz Tabulka č. 21 a příslušné mezní zatěžovací křivky jsou vykresleny viz Obrázek č. 82. V prvním kroku byla uvažována počáteční tuhost pláště $M_s = 0.0005$ podle (Fleming, 1992), protože mezní zatěžovací křivka pláště má velmi malý sklon. Mezní napětí na patě bylo zvoleno hodnotou $q_{b,ult} = 3000$ kPa a počáteční tuhost platy hodnotou $M_b = 0.01$ podle (Bohn, et al., 2016).

Tabulka č. 21: Přehled kroků manuální optimalizace

Krok	Verze	γ	γ_{sat}	M_s	φ_c	POP	$q_{b,ult}$	M_b
		[kN/m ³]	[kN/m ³]	[-]	[°]	[kPa]	[kPa]	[-]
1	10	20.4	20.6	0.0005	28	600	3000	0.01
2	11	20.4	20.6	0.0005	27	600	3000	0.05
3	12	20.4	20.6	0.0005	27	600	3600	0.05
4	13	20.4	20.6	0.0005	27	600	3400	0.05
5	14	20.4	20.6	0.0005	27	600	3000	0.045
6	15	20.4	20.6	0.0005	27	600	2750	0.04



Obrázek č. 82: Mezní zatěžovací křivky jednotlivých verzí vstupních parametrů

Podle mezní zatěžovací křivky verze 10 (Obrázek č. 82) je mírně nadhodnocena únosnost pláště. Sklon křivky pláště je shodný s měřením a byla proto snížena hodnota kritického úhlu vnitřního tření. U paty je opět výrazně nadhodnocena počáteční tuhost a byla pětkrát snížena.

Ve verzi 11 je již mezní zatěžovací křivka pláště v dobré shodě s křivkou z měření a dále byla optimalizace zaměřena pouze na patu.

Za zmínku stojí, že v metodě přenosových funkcí se neovlivňují na únosnosti pata a plášť, narozdíl od metody konečných prvků, kde lze toto ovlivnění vyzorovat v kapitole 3.1.4 (Obrázek č. 45, oranžové křivky), kde je zřejmé, že po plné mobilizaci plášťového tření začíná pata vykazovat vyšší únosnost, stejný efekt je zřejmý i z dalších analýz (Obrázek č. 44 a Obrázek č. 47). Toto je možná nevýhoda metody přenosových funkcí z hlediska správnosti řešení, ale na druhou stranu usnadňuje optimalizaci v případě inverzních analýz.

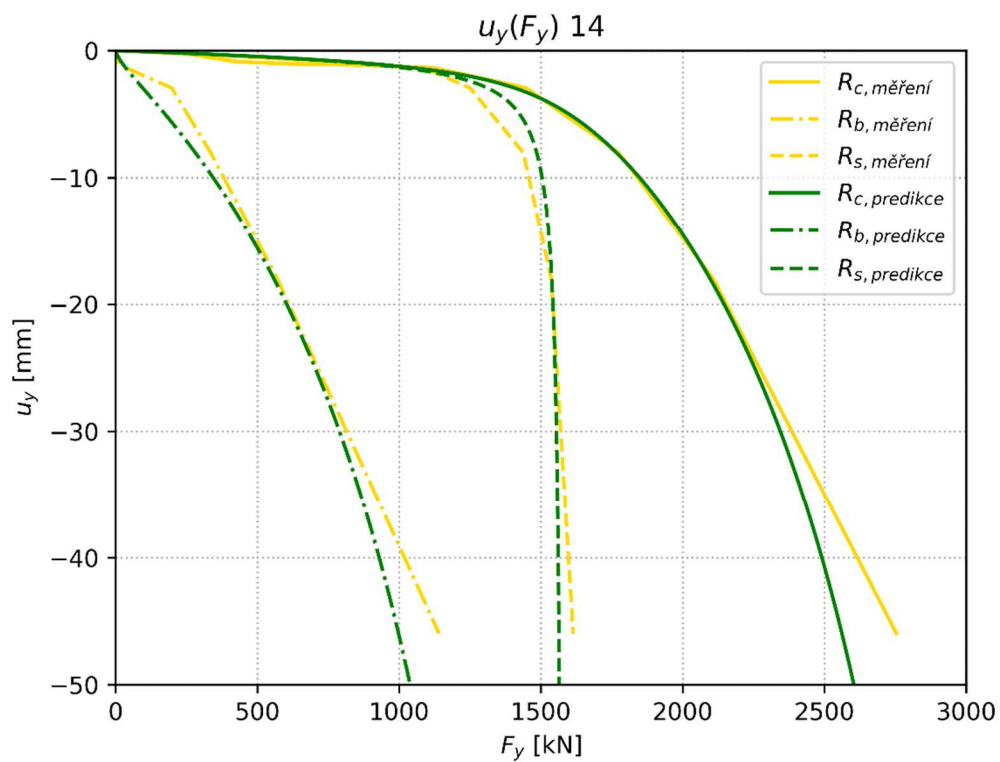
Protože pata neovlivňuje chování pláště byly dále měněny pouze vstupní parametry paty. Byly spočítány celkem 4 varianty (12–15, Tabulka č. 21). Varianty se lišily v mezním napětí na patě a v počáteční tuhosti paty. Jako nejvhodnější byla zvolena varianta 14, mezní napětí na patě odpovídá rozumné hodnotě 3000 kPa podle (Hulla & Turček, 2004). Opět by ovšem byla vhodná lineární přenosová funkce pro predikci paty, protože hodnota M_b je opět vyšší, než doporučení dle (Bohn, et al., 2016). Ale samotná predikce paty je lepší než v případě piloty v soudržných zeminách.

4.2.3. Srovnání predikce-měření

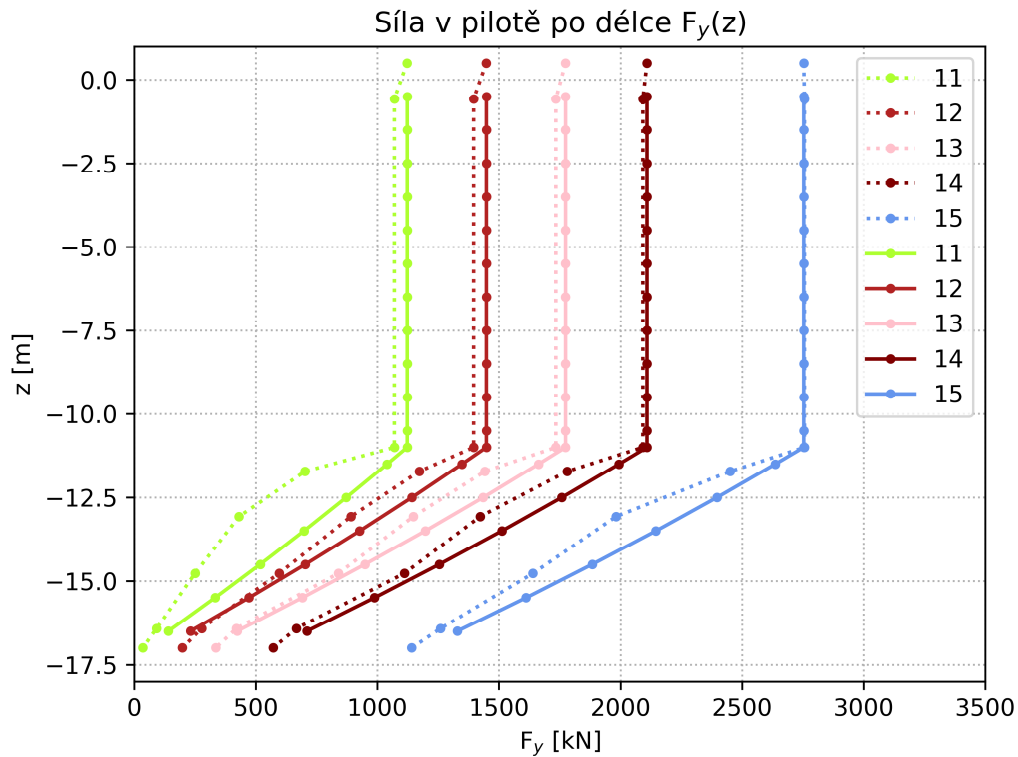
Finální byla zvolena varianta 14, celková predikovaná a měřená mezní zatěžovací křivka (Obrázek č. 83) jsou ve velmi dobré shodě do posunu piloty 30 mm. Poté se začíná zhoršovat predikce paty a při posunu 46 mm je rozdíl 195 kN.

V porovnání síly po délce piloty a tření na plášti je shoda horší. Zkoušená pilota vykazovala vyšší hodnoty tření v horní části třecí délky piloty, zatímco predikce vykazuje opačný trend a tření na plášti roste s hloubkou.

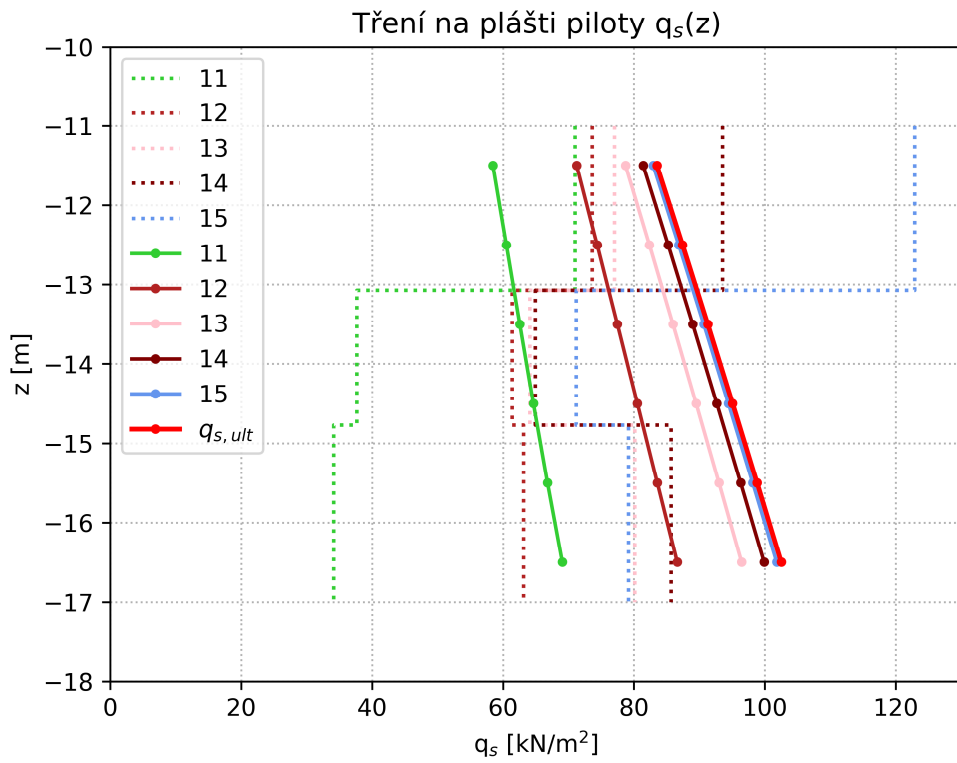
Na posledním grafu (Obrázek č. 86) jsou opět vykresleny hodnoty plášťových tření a koeficientů β . Je zřejmé, že hodnoty ze zatěžovacích kroků 15 téměř odpovídají mezním hodnotám a je tedy plně mobilizováno plášťové tření. Mezní plášťové tření je rovno $q_{s,ult} = 83.5-102.5$ kPa a koeficient $\beta_s = 0.54-0.59$.



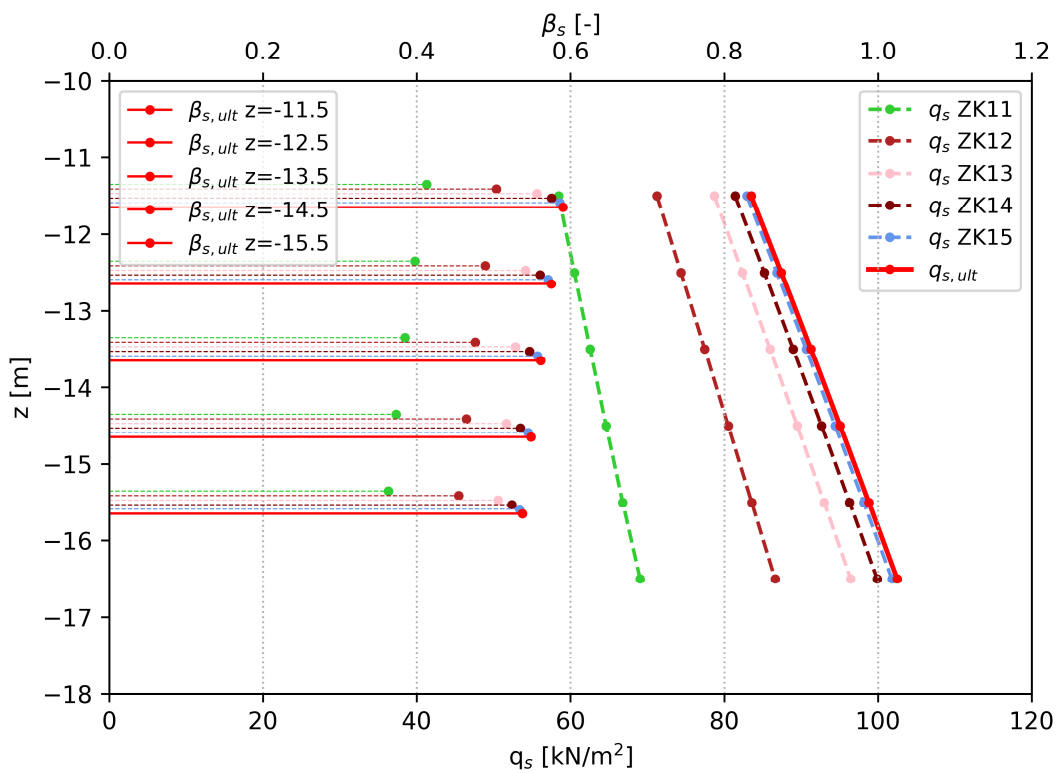
Obrázek č. 83: Mezní zatěžovací křivka, srovnání predikce-měření



Obrázek č. 84: Síla po délce piloty, predikce-měření (plná-tečkovaná)



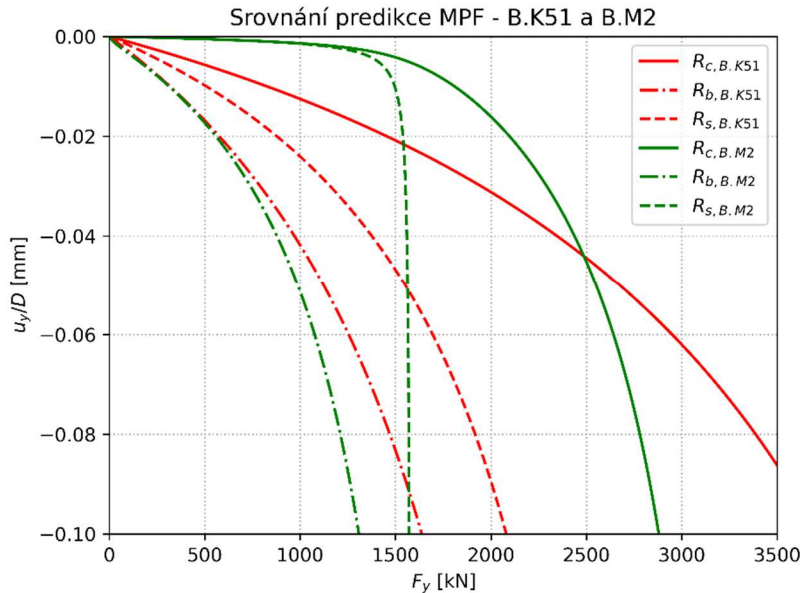
Obrázek č. 85: Tření na plášti piloty, predikce-měření (plná-tečkovaná)



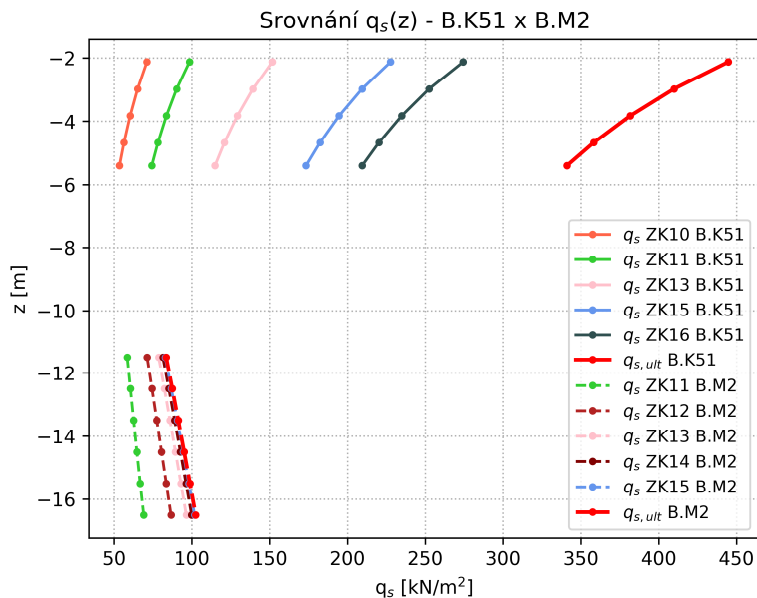
Obrázek č. 86: Plášťové tření a koeficient β na segmentech výpočetního modelu

4.3. Rozbor rozdílů ve statickém působení pilot v nesoudržných a soudržných zeminách

Základní rozdíl v chování byl již popsán při srovnání výpočtů pomocí metody konečných prvků (kapitola 3.3). V soudržné zemině dochází k plné mobilizaci plášťové tření již při relativním posunu 0.01, zatímco v nesoudržné zemině není dosaženo plné mobilizace plášťového tření ani při relativním posunu 0.1.



Obrázek č. 87: Srovnání pilot v nesoudržné a soudržné zemině, MZK

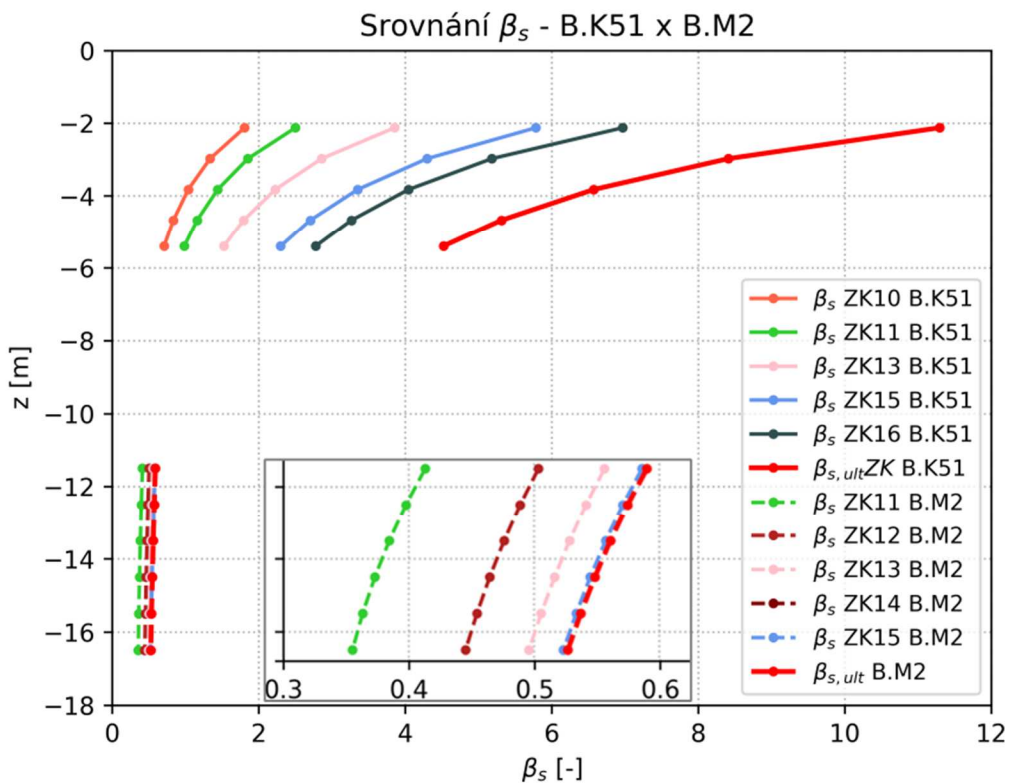


Obrázek č. 88: Srovnání pilot v nesoudržné a soudržné zemině, plášťové tření

Při srovnání plášťových tření (Obrázek č. 88) dosahuje pilota v nesoudržné zemině podstatně vyšších hodnot. V případě zatěžovacího kroku 15 je to průměrně dvojnásobek a v případě mezního plášťového tření je to čtyřnásobek. Na druhou

stranu je v soudržné zemině brzy mobilizováno plné plášťové tření, zatímco v nesoudržné zemině je pro zmíněný zatěžovací krok mobilizována pouze polovina plného plášťového tření.

Srovnání koeficientu β_s (10) v podstatě reflektuje předchozí srovnání plášťových tření. Hodnoty β_s u nesoudržné zeminy výrazně převyšují hodnoty u soudržné zeminy. Pro zatěžovací krok 15 je v soudržné zemině téměř dosaženo mezní hodnoty β_s a sice 0.53–0.59. U nesoudržné zeminy jsou mezní hodnoty 4.5–11.3, což jsou značně vysoké hodnoty, ke kterým by bylo potřeba velké posunutí. Reálnější hodnoty jsou při zatěžovacím kroku 15, kdy je hodnota β_s 2.3–5.8. Velmi podobných hodnot dosáhl také (Rollins, et al., 2005) při zpětném dopočtu ze zkoušek vrтанých pilot ve štěrkových zeminách. V hloubce 1–2 metry byly hodnoty β_s pro štěrky 4.5–6, pro štěrkovité písky 4–5. V hloubce 6 metrů to bylo pro štěrky 2.5–3.2 a štěrkovité písky 1.5–2.



Obrázek č. 89: Srovnání pilot v nesoudržné a soudržné zemině, koeficient β_s

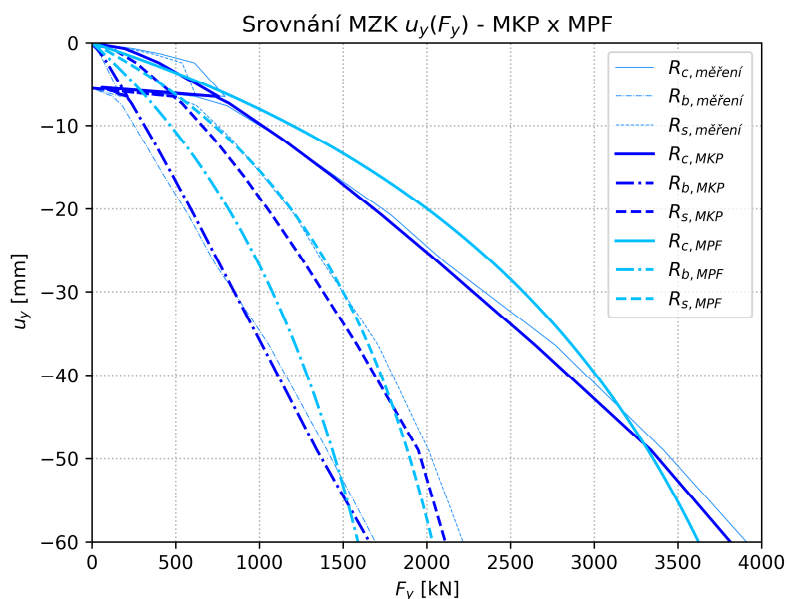
Na závěr kapitoly je důležité ujasnit použitý koeficient β_s . Jedná se o poměr (mobilizovaného) plášťového tření a efektivního geostatického napětí (10). Stejný vztah využívá program PMpLTO a výzkumná zpráva (Chalмовský, 2021) pouze s jiným označením (β_{av}). Tento koeficient nesmí být zaměňován s koeficientem β ze stupně analýzy III, která je také popsána ve zmíněné výzkumné zprávě.

$$\beta_s = \frac{q_s}{\sigma'_{or}} \quad (10)$$

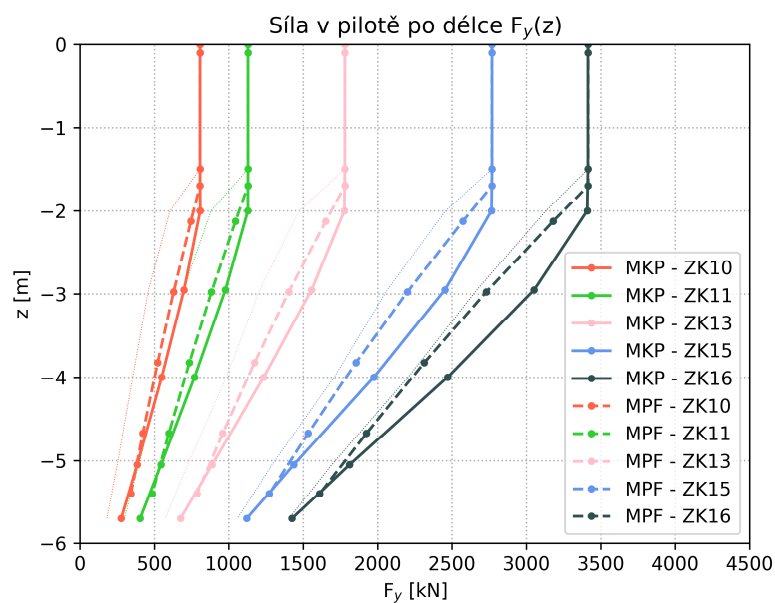
5. Porovnání analýz MKP a MPF

5.1. Vrtaná pilota v nesoudržných zeminách

Ze srovnání mezních zatěžovacích křivek (Obrázek č. 90) lze usoudit dva základní poznatky. Celková predikce je lépe dosažena metodou konečných prvků. Důvodem je nepřesná predikce paty v metodě přenosových funkcí. Naopak plášť je přesněji predikována metodou přenosových funkcí do posunu 30–40 mm, pak je již nepatrně lepší predikce metodou konečných prvků. Nicméně nepřesnosti na plášti jsou do 100 kN, a je třeba uvážit, že optimalizace parametrů probíhala pouze manuálně.

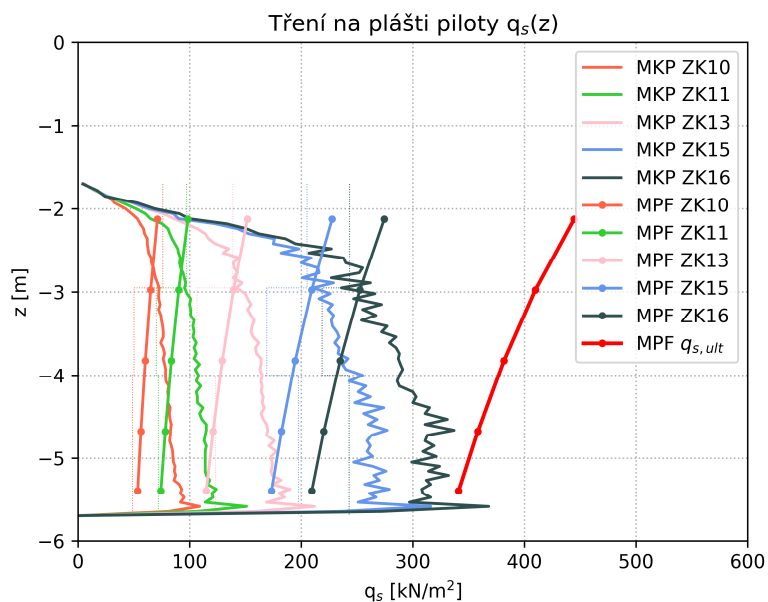


Obrázek č. 90: Srovnání MKP a MPF v nesoudržné zemině, MZK



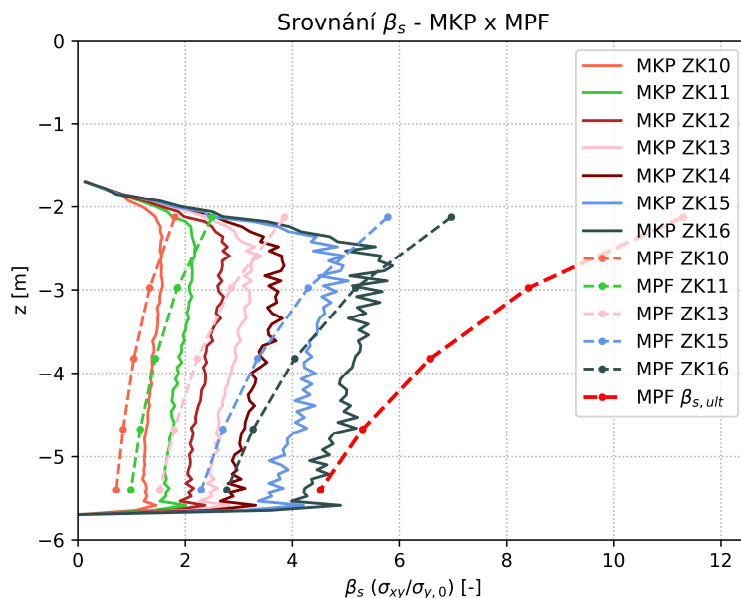
Obrázek č. 91: Srovnání MKP a MPF v nesoudržné zemině, síla po délce piloty

Na celkové mezní zatěžovací křivce panovala poměrně dobrá shoda. Ovšem v porovnání síly po délce piloty (Obrázek č. 92) a tření na plášti (Obrázek č. 93) jsou predikce odlišné. MKP analýza predikuje vyšší hodnoty tření na plášti ve spodní části piloty, zatímco MPF analýza predikuje opačné chování, kdy vyšší hodnoty tření jsou v horní části piloty.



Obrázek č. 92: Srovnání MKP a MPF v nesoudržné zemině, plášťové tření

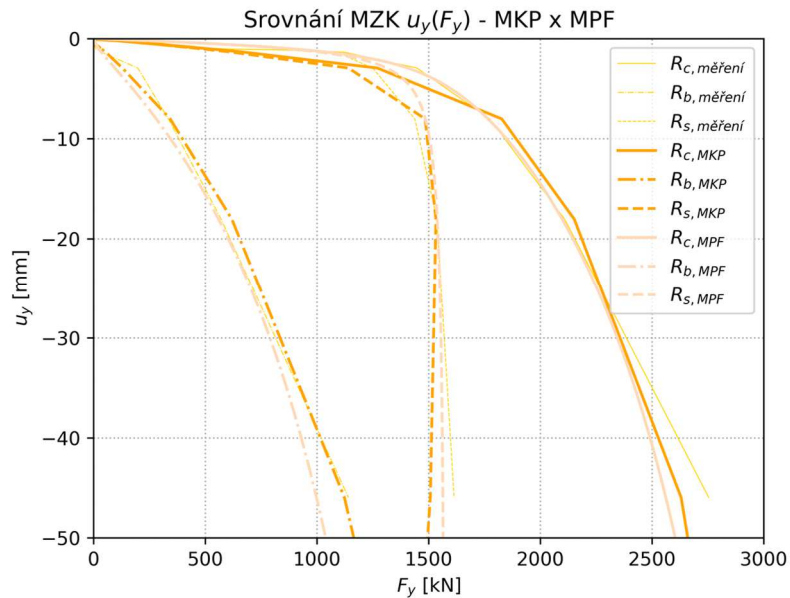
V porovnání koeficientu β_s (Obrázek č. 93) dochází ke shodě v spíše v horní části v hloubce 2.5 m. Poté nastává společný trend snižování hodnoty koeficientu, které je ve větší míře pozorováno na výsledcích metody přenosových funkcí.



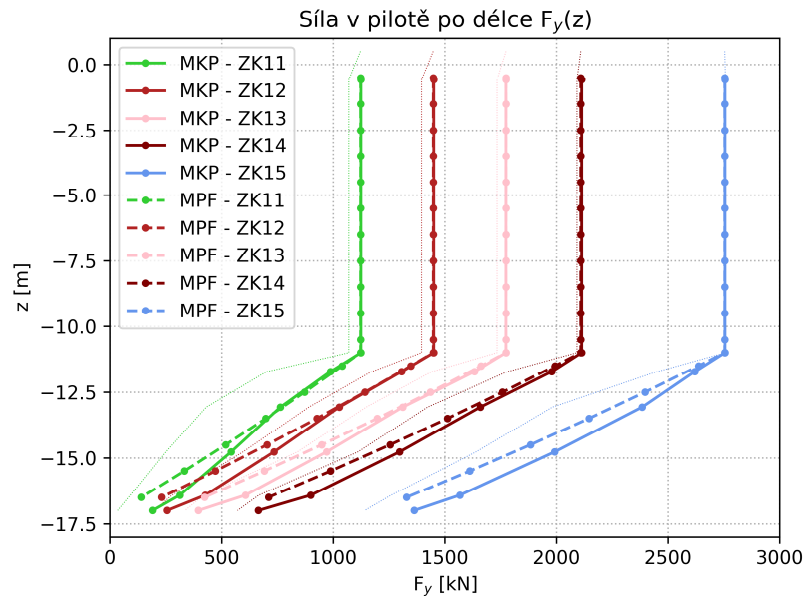
Obrázek č. 93: Srovnání MKP a MPF v nesoudržné zemině, koeficient β_s

5.2. Vrtaná pilota v soudrzných zeminách

V soudrzných zeminách nastává na mezní zatěžovací křivce (Obrázek č. 94) velmi dobrá predikce oběma metodami. Na plášti je přesnější predikce metodou přenosových funkcí. Jak na začátku zatěžování, kdy lépe odpovídá tuhost (sklon MZK), tak i při posunech nad 20 mm, kdy v metodě konečných prvků dochází ke ztrátě únosnosti pláště. Na mezní zatěžovací křivce paty je naopak lepší predikce pomocí metody konečných prvků.

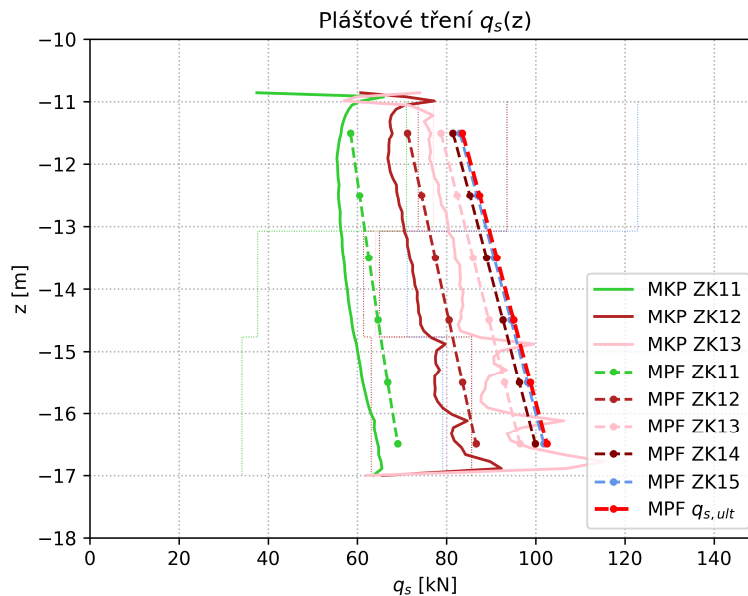


Obrázek č. 94: Srovnání MKP a MPF v soudrzných zeminách, MZK



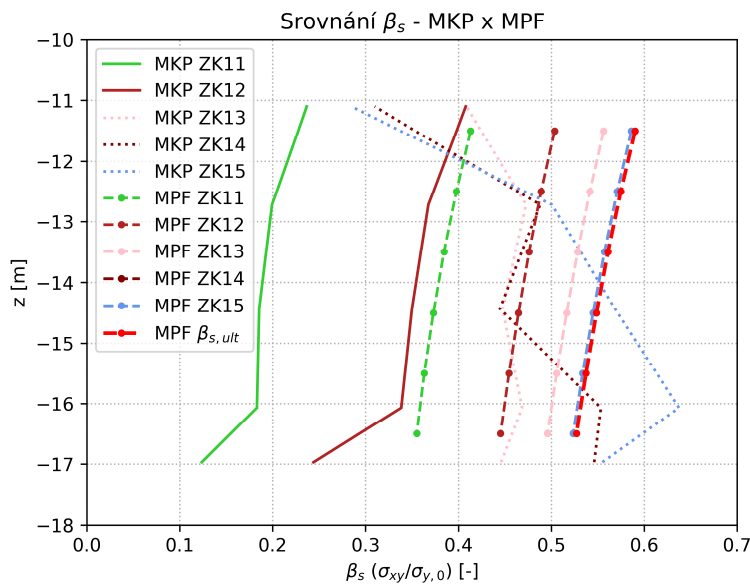
Obrázek č. 95: Srovnání MKP a MPF v soudrzných zeminách, síla po délce piloty

Na rozdíl od nesoudržných zemin, u soudržných dochází k podobné predikci i v porovnání síly po délce piloty (Obrázek č. 96) a v porovnání plášťového tření (Obrázek č. 97). V obou případech poměrně dobře odpovídají sklony křivek.



Obrázek č. 96: Srovnání MKP a MPF v soudržné zemině, plášťové tření

Ve srovnání koeficientu β_s (Obrázek č. 97) nastává problém ve vykreslení výsledků z metody konečných prvků, kde svíslé efektivní napětí je ovlivněno hodnotou POP, zatímco v metodě přenosových funkcí není geostatické napětí zvýšeno vlivem POP. Jinak je zřejmé z hodnot plášťového tření, že i hodnoty β_s jsou ve skutečnosti srovnatelné. Mezní hodnoty koeficientu β_s nabývají hodnot 0.53–0.59 a jsou srovnatelné s hodnotami, ke kterým při měření dospěl (Gao, et al., 2011).



Obrázek č. 97: Srovnání MKP a MPF v nesoudržné zemině, koeficient β_s

5.3. Další srovnání MKP a MPF

Základním rozdílem mezi metodami je vyšší komplexnost a přesnost metody konečných prvků. Jsou ovšem i další rozdíly, výhody, nevýhody a případné limity metod, které budou rozebrány v dalších podkapitolách.

5.3.1. Přesnost, komplexnost a výpočetní časy

Zatímco v metodě přenosových funkcí známe pouze posuny segmentů, síly mezi nimi, napětí na patě, tření na plášti a jejich mezní hodnoty. U metody konečných prvků je modelováno okolí piloty a v každém integračním bodě známe aktuální deformace, napětí a další stavové veličiny. Pak je například možné zjistit, kde se vytváří smyková plocha, jak ve velká smyková zóna a jaký má tvar, nebo že se kolem piloty vytváří zemní klenba (viz Obrázek č. 70 v kapitole 3.3).

Další výhodou metody konečných prvků je kromě komplexnosti řešení, také vysoká přesnost, která se zvyšuje s vyšší hustotou sítě konečných prvků a menším přírůstkem zatížení, ovšem za cenu vysokých výpočetních časů (Business Bliss Consultants FZE, 2018), což je nevýhoda metody konečných prvků. Výpočetní časy u metody přenosových funkcí jsou nesrovnatelně nižší. U nesoudržné zeminy trval výpočet metodou přenosových funkcí pouze 1 sekundu, výpočet metodou konečných prvků trval 8 minut a 15 sekund. Výpočetní čas metodou přenosových funkcí trval i při desetinásobném počtu segmentů pod 5 sekund, metodou konečných prvků při zhuštění sítě (1149 konečných prvků oproti původním 612) to bylo přes 24 minut.

Dalším rozdílem je počet vstupních parametrů materiálového modelu nebo přenosové funkce. V případě použití HSS modelu je potřeba více než 14 vstupních parametrů, u hyperbolické přenosové funkce pláště to může být podle způsobu použití 1 až 6 vstupních parametrů.

5.3.2. Interakce paty a pláště

Další nevýhoda metody přenosových funkcí je, že nedochází k interakci paty a pláště a na únosnosti se podílí pata i plášť samostatně. U metody konečných prvků byla tato interakce zřejmá například při analýze vlivu maximálního čísla pórovitosti (Obrázek č. 45 v kapitole 3.1.4), kde od posunu 20 mm byla síla na plášti přibližně konstantní a únosnost paty se začala zvyšovat. Síla na plášti se dokonce začala při posunu 50 mm snižovat. Zmíněný úbytek na plášti byl zpozorovaný také u piloty v soudržných zeminách (kapitola 3.2.2) a je to další nevýhoda použité hyperbolické přenosové funkce, protože je rostoucí (Obrázek č. 7, kapitola 1.2.1).

6. Závěr

Základním cílem diplomové práce bylo provedení sady inverzních analýz instrumentovaných zatěžovacích zkoušek vrtaných pilot v odlišných typech zemin. Byly vybrány zatěžovací zkoušky ve Vídni, které byly provedeny v písčitéch štěrčích a písčité hlíně. Zatěžovací zkoušky byly v průběhu zatěžování podrobně monitorovány, a tak bylo možné stanovit síly po délce piloty, sílu na patě a tření na plášti piloty.

Inverzní analýzy byly primárně provedeny metodou konečných prvků. Byl vybrán pokročilý materiálový model Hardening Soil model with small strain stiffness, který zohledňuje vyšší tuhost zeminy při velmi malých deformacích a má vylepšený výpočet mobilizovaného úhlu dilatance oproti standardnímu Hardening Soil modelu. Alternativně byly inverzní analýzy provedeny metodou přenosových funkcí v programu PMpLTO. Použity byly hyperbolické přenosové funkce. Vstupní parametry materiálových modelů a přenosových funkcí byly stanoveny na základě laboratorních zkoušek a rešerše literatury. Poté byly parametry zpřesňovány manuální optimalizací s ohledem na mezní zatěžovací křivky z měření. Metodou konečných prvků byly navíc provedeny analýzy vlivů vybraných vstupních parametrů materiálového modelu.

Hlavním cílem práce bylo zhodnocení rozdílu v procesu mobilizace plášťového tření v soudržných a nesoudržných zeminách a rozdíly v použití přístupu MKP a MPF.

Rozdílem mezi soudržnými a nesoudržnými zeminami je potřebný posun pro dosažení plné mobilizace plášťového tření. V soudržných zeminách došlo k plné mobilizaci při relativním posunu $u/D = 0.01$, zatímco u nesoudržných byl potřeba více než desetkrát vyšší relativní posun $u/D > 0.1$. Hlavní rozdíl se potom ukázal ve vývoji bočního napětí na plášti piloty. U piloty v soudržné zemině zůstávala hodnota bočního napětí během zatěžování téměř neměnná, zatímco u piloty v nesoudržné zemině došlo až k osminásobnému zvýšení bočního tlaku. Velký rozdíl je také ve velikosti plášťového tření, kdy na plášti piloty v soudržné zemině dosahovalo plášťové tření hodnoty 100 kPa v hloubce 18 metrů, tak ve třetinové hloubce dosahovala pilota v nesoudržných zeminách 2.5krát vyšší hodnoty plášťového tření (250 kPa). Popsaného výsledku bylo dosaženo jak pomocí MKP, tak pomocí MPF.

Z hlediska použité výpočetní metody bylo ukázáno, že metoda konečných prvků představuje komplexní řešení daného problému a lze jejím použitím postihnout více aspektů chování piloty, zeminy a jejich spolupůsobení, než je tomu u metody přenosových funkcí. Metodou konečných prvků je možné pozorovat interakci pláště a paty piloty. Také lze zjistit velikost smykové zóny v zemině, a navíc u nesoudržných zemin bylo zjištěno vytvoření zemní klenby. Interakci pláště a paty piloty není metoda přenosových funkcí schopna postihnout, stejně tak vytvoření klenby v zemině, protože je řešení omezeno na smykovou zónu na rozhraní pilota-zemina. Na druhou stranu metoda přenosových funkcí představuje výhodnou alternativu mezi metodou konečných prvků a metodami druhé kategorie. Je totiž založena na principech mechaniky zemin a oproti metodě konečných prvků (s pokročilým

materiálovým modelem) je potřeba podstatně méně vstupních parametrů a výpočetní časy jsou nesrovnatelně nižší. Z těchto důvodů se metoda nabízí jako vhodná pro optimalizaci vstupních parametrů.

7. Seznam citované literatury

- Abed, A., Statibi, S., Leoni, M. & Vermeer, P. A., 2007. FE Simulation of Installation and Loading of a Tube-Installed Pile. Stuttgart: Instituts für Geotechnik, Universität Stuttgart.
- Almukashfi, A., 2018. *Comparison of Different Constitutive Models for Deep Excavation Analysis; Master's Thesis*. Graz: Graz University of Technology - Institute of Soil Mechanics, Foundation Engineering and Computational Geotechnics.
- Alsirawan, R., 2021. Analysis of Embankment Supported by Rigid Inclusions Using Plaxis 3D. *Acta Technica Jaurinensis*, 14(4), p. 455–476.
- Benz, T., 2006. *Small-Strain Stiffness of Soils and its Numerical Consequences; Disertační práce*. Stuttgart: Instituts für Geotechnik, Universität Stuttgart.
- Bohn, C., Lopes dos Santos, A. & Frank, R., 2016. *Development of Axial Pile Load Transfer Curves Based on Instrumental Load Tests*, : Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering.
- Business Bliss Consultants FZE, 2018. *Influence of Mesh Quality on FEM Analysis of Geotechnical Problems. [online]*. [Online] Available at: <https://ukdiss.com/examples/mesh-quality-finite-element-analysis.php?vref=1>
- Čechová, S., 2021. *Vyhodnocení zatěžovacích zkoušek pilot z tryskové*. Brno: Vysoké učení technické v Brně, Fakulta stavební, Ústav geotechniky. Vedoucí práce Ing. Juraj Chalmovský, Ph.D..
- ČSN 73 1004, Červenec 2020. *Navrhování základových konstrukcí - Stanovení požadavků pro výpočetní metody*. : Česká agentura pro standardizaci.
- Das, B. M., 2008. *Advanced Soil Mechanics*. London & New York: Taylor & Francis.
- Das, B. M., 2011. *Geotechnical Engineering Handbook*. : J. Ross Publishing.
- Doan, L. & Lehane, B., 2019. *Axial capacity of bored piles in very stiff intermediate soils*. místo neznámé: Canadian Geotechnical Journal.
- Dvořák, T., 2021. *Dilatance zemin jako faktor ovlivňující únosnost*, Brno: Vysoké učení technické v Brně, Fakulta stavební, Ústav geotechniky. Vedoucí práce Ing. Juraj Chalmovský, Ph.D..
- Fleming, W. G. K., 1992. A new method for single pile settlement. *Geotechnique*, 42(3), pp. 411-425.
- Fuchs, W., 1985. *Wien 1:50.000*. Wien: Geologische Karte der Republik Österreich 1:50.000.
- Galliková, Z., 2018. Experimental Analysis of Over-Consolidation in Subsoil in Bratislava, Slovakia. Wu, W., Yu, HS. (eds) *Proceedings of China-Europe Conference on Geotechnical Engineering. Springer Series in Geomechanics and Geoengineering*. Springer, Cham.
- Gao, H. M., Liu, H. L., Liu, J. Y. & Liu, M. L., 2011. Back calculated α and β coefficients from case histories of negative skin friction piles. *Materials Research Innovations*, 15(1), pp. 597-600.
- Granitzer, A.-N. & Tschuchnigg, F., 2021. Practice-Oriented Validation of Embedded Beam Formulations in Geotechnical Engineering. *Processes*, 9(10), p. 28.

- Hirayama, H., 1990. Load-Settlement Analysis for Bored Piles Using Hyperbolic Transfer Functions. *Soil Found*, 30(1), p. 55–64.
- Houlsby, G., 1991. *How the dilatancy of soils affects their behavior*. místo neznámé:autor neznámý
- Hulla, J. & Turček, P., 2004. *Zakladanie staveb*. editor : .
- Chalmrovský, J., 2021. *Využití metody přenosových funkcí pro predikci chování hlubinných základů v ČR*, Brno: TAČR.
- Lehane, B. M., Gaudin, C. & Schneider, J., 2005. *Scale effect on tension capacity for rough piles buried in dense sand*. místo neznámé:autor neznámý
- Lehane, B. M., Jardine, R., Bond, A. J. & Frank, R., 1993. *Mechanisms of Shaft Friction in Sand from Instrumented Pile Tests*. místo neznámé:autor neznámý
- Li, X. S. & Dafalias, Y. F., 2000. Dilatancy for cohesionless soils. *Geotechnique*, 50(4), pp. 449-460.
- Mascarucci, Y., Miliziano, S. & Mandolini, A., 2014. *A numerical approach to estimate shaft friction of bored piles in sands*. místo neznámé:Acta geotechnica.
- NAVFAC DM 7.2, 1984. *Foundation and Earth Structures*. místo neznámé:U.S. Department of the Navy.
- Obrzud, R. F. & Truty, A., 2018. *The Hardening Soil Mode - A Practical Guidebook*, Prévéranges: Zace Services.
- O'Neill, M. W., 2001. *Side Resistance In Piles and Drilled Shafts*. místo neznámé:Journal od Geotechnical and Geoenvironmental Engineering.
- O'Neil, M. W. & Reese, L. C., 1999. *Drilled Shafts: Construction Procedures and Design Methods*. místo neznámé:FHWA.
- Peng, S. Y., Ng, C. W. W. & Zheng, G., 2013. *The dilatant behavior of sand-pile interface subjected to loading and stress relief*. místo neznámé:autor neznámý
- PLAXIS, 2021. *Plaxis 2D-Material Models Manual*. Dublin: Bentley Systems International Limited.
- PLAXIS, 2021. *Plaxis 2D-Reference Manual*. Dublin: Bentley Systems International Limited.
- Potts, D. M. & Zdravkovic, L., 1999. *Finite element analysis in geotechnical engineering: Volume One - Theory*, místo neznámé: Imperial College.
- Poulos, H. G., 1989. *Pile behaviour - theory and application*. místo neznámé:Géotechnique.
- Rollins, K. M., Clayton, R. J., Mikesell, R. C. & Blaise, B. C., 2005. *Drilled Shaft Side Friction in Gravelly Soils*. místo neznámé:Journal od Geotechnical and Geoenvironmental Engineering.
- Rowe, P. W., 1962. The stress-dilatancy relation for static equilibrium of an assembly of particles in contact. *Proc. of the Royal Society of London*, 269(), pp. 500-527.
- Schanz, T. & Vermeer, P. A., 1996. *Angles of friction and dilatancy of sand*. místo neznámé:Géotechnique.
- Schanz, T., Vermeer, P. A. & Bonnier, P. G., 1999. *The hardening soil model: Formulation and verification*. místo neznámé:Computational Geotechnics.

- Simoni, A. & Houlsby, G., 2006. *The Direct Shear Strength and Dilatancy of Sand-gravel Mixtures*. místo neznámé:autor neznámý
- Stacho, J. & Sulovska, M., 2019. Numerical Analysis of Soil Improvement for a Foundation of a Factory Using Stone Columns Made of Different Types of Coarse-grained Materials. *Periodica Polytechnica Civil Engineering*, 63(3), pp. 795-803.
- Szepeshazi, A., 2016. *Back-analysis of a deep excavation in Budapest*. Budapest: 25th European Young Geotechnical Engineers Conference.
- Tschuchnigg, F., 2012. *3D Finite Element Modelling of Deep Foundations Employing; Dissertation*. Graz: Graz University of Technology - Institute of Soil Mechanics, Foundation Engineering and Computational Geotechnics.
- Vesic, A. S., 1997. *Design of pile foundations*, Washington, D.C.: National cooperative highway .
- Wagner, J., 2019. *Großmaßstäbliche axiale Belastungsversuche an Großbohr-pfählen im typischen Wiener Baugrund; Diplomarbeit*. Wien: Technische Universität Wien – Institut für Geotechnik.
- Wagner, J., Adam, D. & Dafert, M., 2020. *Forschungsprojekt Unteres Hausfeld (FPUH) - Forschungsbericht*. [Online]
Available at: <http://hdl.handle.net/20.500.12708/40089>
- Wu, J. & Tung, S., 2020. *Determination of Model Parametres for the Hardening Soil Model*. místo neznámé:Transportation Infrastructures Geotechnology.
- Zienkewicz, O. C., Humpheson, C. & Lewis, R. W., 1975. *Associated and non-associated visco-plasticity and plasticity in soil mechanics*. místo neznámé:Géotechnique.

8. Seznam obrázků

Obrázek č. 1: Přehled vybraných materiálových modelů s MC podmínkou porušení	12
Obrázek č. 2: Diagram napětí – poměrná deformace MC modelu; převzato a upraveno (PLAXIS, 2021)	13
Obrázek č. 3: Diagram napětí – poměrná deformace HS modelu; převzato a upraveno (PLAXIS, 2021)	13
Obrázek č. 4: Schématické zobrazení poklesu smykové tuhosti; převzato a upraveno (Obrzud & Truty, 2018).....	14
Obrázek č. 5: Porovnání mobilizovaného úhlu dilatance dle (Rowe, 1962) a (Li & Dafalias, 2000)	14
Obrázek č. 6: Schéma matematického modelu metody přenosových funkcí.....	15
Obrázek č. 7: Hyperbolická přenosová funkce dle (Bohn, et al., 2016).....	16
Obrázek č. 8: Lokalita zkušebního místa (Mapy.cz)	17
Obrázek č. 9: Výstřižek geologické mapy 1:50 000 (Fuchs, 1985).....	18
Obrázek č. 10: Inženýrsko-geologické vrty	19
Obrázek č. 11: Geometrie piloty; převzato a upraveno (Wagner, et al., 2020).....	20
Obrázek č. 12: Schéma reakčního rámu; převzato a upraveno (Wagner, et al., 2020)	21
Obrázek č. 13: Rozdělení snímačů po délce piloty; převzato a upraveno (Wagner, et al., 2020).....	22
Obrázek č. 14: Mezní zatěžovací křivky pilot v nesoudržných zeminách (Wagner, 2019).....	23
Obrázek č. 15: Záznam zatěžovací zkoušky piloty v nesoudržných zeminách	25
Obrázek č. 16: Stanovení modulu pružnosti efektivního průřezu.....	26
Obrázek č. 17: Mezní zatěžovací křivka piloty, pláště a paty.....	27
Obrázek č. 18: Síla po délce piloty.....	27
Obrázek č. 19: Plášťové tření po délce piloty	28
Obrázek č. 20: Dynamická penetrace (Wagner, et al., 2020).....	29
Obrázek č. 21: Geometrie piloty; převzato a upraveno (Wagner, et al., 2020).....	30
Obrázek č. 22: Mezní zatěžovací křivky pilot v soudržných zeminách (Wagner, 2019)	31
Obrázek č. 23: Záznam zatěžovací zkoušky piloty v soudržných zeminách	32
Obrázek č. 24: Stanovení modulu pružnosti efektivního průřezu.....	33
Obrázek č. 25: Mezní zatěžovací křivka piloty, pláště a paty.....	34
Obrázek č. 26: Síla po délce piloty.....	34
Obrázek č. 27: Plášťové tření po délce piloty	35
Obrázek č. 28: Osová symetrie a použité konečné prvky; převzato a upraveno (PLAXIS, 2021)	36
Obrázek č. 29: Matematický model a síť konečných prvků.....	37
Obrázek č. 30: Srovnání sady 3x a 4x. Nahoře celá MZK a dole přiblížení oblasti do posunu 20 mm.....	41
Obrázek č. 31: Porovnání výsledků jednotlivých sad vstupních parametrů pomocí MZK.....	43

Obrázek č. 32: Finální mezní zatěžovací křivka, predikce-měření.....	44
Obrázek č. 33: Porovnání na mezní zatěžovací křivce pro posun do 20 mm	44
Obrázek č. 34: Síla po délce piloty, predikce-měření (plná-tečkovaná).....	45
Obrázek č. 35: Tření na plášti piloty, predikce-měření (plná-tečkovaná)	45
Obrázek č. 36: Hlavní efektivní napětí a horizontální efektivní napětí (ZK16).....	46
Obrázek č. 37: Svislé efektivní napětí a smykové napětí (ZK16).....	47
Obrázek č. 38: Součinitel bočního tlaku K po délce piloty	47
Obrázek č. 39: Dráhy napětí a MC podmínka porušení v zobrazení σ_{xy} - σ_x	48
Obrázek č. 40: Dilatancy cut-off	49
Obrázek č. 41: Analýza vlivu změn deformačních parametrů.....	50
Obrázek č. 42: Analýza vlivu změny exponentu m.....	50
Obrázek č. 43: Analýza vlivu změny úhlu vnitřního tření zeminy.....	51
Obrázek č. 44: Analýza vlivu změny úhlu dilatance.....	51
Obrázek č. 45: Analýza vlivu změny maximálního čísla pórovitosti.....	52
Obrázek č. 46: Analýza vlivu počáteční napjatosti.....	53
Obrázek č. 47: Analýza vlivu parametru R_{inter}	53
Obrázek č. 48: Analýza vlivu volby materiálového modelu	54
Obrázek č. 49: Matematický model a síť konečných prvků	55
Obrázek č. 50: Srovnání sad vstupních parametrů 1.x až 4.x (predikce zeleně, měření žlutě).....	59
Obrázek č. 51: Srovnání sad vstupních parametrů 1.1 až 4.1 (predikce zeleně, měření žlutě).....	59
Obrázek č. 52: Srovnání sad vstupních parametrů 2.2, 2.3 a 2.4 (predikce zeleně, měření žlutě)	60
Obrázek č. 53: Finální mezní zatěžovací křivka, predikce-měření.....	62
Obrázek č. 54: Síla po délce piloty, predikce-měření (plná-tečkovaná).....	62
Obrázek č. 55: Tření na plášti piloty, predikce-měření (plná-tečkovaná)	63
Obrázek č. 56: Tření na plášti piloty, predikce-měření (orientačně, čárkovaně)	63
Obrázek č. 57: Součinitel bočního tlaku po délce piloty	64
Obrázek č. 58: Dráhy napětí a MC podmínka porušení v zobrazení σ_{xy} - σ_x	65
Obrázek č. 59: Analýza vlivu změn deformačních parametrů.....	66
Obrázek č. 60: Analýza vlivu změny exponentu m.....	66
Obrázek č. 61: Analýza vlivu změny úhlu vnitřního tření zeminy.....	67
Obrázek č. 62: Analýza vlivu změny koheze.....	67
Obrázek č. 63: Analýza vlivu změny K_0	68
Obrázek č. 65: Analýza vlivu materiálového modelu	68
Obrázek č. 66: Statického působení tlačných pilot; převzato a upraveno (Tschuchnigg, 2012)	69
Obrázek č. 67: Srovnání mezních zatěžovacích křivek $u_y/D(F)$	69
Obrázek č. 68: Srovnání součinitele bočního tlaku	70
Obrázek č. 69: Srovnání plášťového tření	70
Obrázek č. 70: Pilota v nesoudržné zemině; σ'_{xx} , σ'_{xy} , směry hlavních efektivních napětí (pro relativní posun $u_y/D=0.057$).....	71

Obrázek č. 71: Pilota v soudržné zemině, ZK; σ'_{xx} , σ'_{xy} , směry hlavních efektivních napětí (pro relativní posun $u_y/D=0.051$)	71
Obrázek č. 72: Srovnání vlivu změny K_0 v nesoudržné zemině (vlevo) a soudržné zemině (vpravo)	72
Obrázek č. 73: Dávkový soubor „WIEN_221210_analyza_61-66.cmd“	73
Obrázek č. 74: Skript s příkazy programu Plaxis „64a.log“	73
Obrázek č. 75: Export svislého napětí z uzlů v pilotě.....	73
Obrázek č. 76: Ukázka průběhu exportu z Plaxis Output, nahoře příkazový řádek Windows s informacemi o průběhu exportu, dole příkazový programu Plaxis.....	73
Obrázek č. 77: Výpočet síly v pilotě z napěťových bodů.....	74
Obrázek č. 78: Mezní zatěžovací křivky verzí 01–04	77
Obrázek č. 79: Mezní zatěžovací křivka – srovnání predikce-měření.....	78
Obrázek č. 80: Síla po délce piloty, predikce-měření (plná-tečkovaná).....	78
Obrázek č. 81: Tření na plášti piloty, predikce-měření (plná-tečkovaná).....	79
Obrázek č. 82: Plášťové tření a koeficient β na segmentech výpočetního modelu .	79
Obrázek č. 83: Mezní zatěžovací křivky jednotlivých verzí vstupních parametrů	81
Obrázek č. 84: Mezní zatěžovací křivka, srovnání predikce-měření.....	83
Obrázek č. 85: Síla po délce piloty, predikce-měření (plná-tečkovaná).....	83
Obrázek č. 86: Tření na plášti piloty, predikce-měření (plná-tečkovaná).....	84
Obrázek č. 87: Plášťové tření a koeficient β na segmentech výpočetního modelu .	84
Obrázek č. 88: Srovnání pilot v nesoudržné a soudržné zemině, MZK.....	85
Obrázek č. 89: Srovnání pilot v nesoudržné a soudržné zemině, plášťové tření	85
Obrázek č. 90: Srovnání pilot v nesoudržné a soudržné zemině, koeficient β_s	86
Obrázek č. 91: Srovnání MKP a MPF v nesoudržné zemině, MZK	87
Obrázek č. 92: Srovnání MKP a MPF v nesoudržné zemině, síla po délce piloty.....	87
Obrázek č. 93: Srovnání MKP a MPF v nesoudržné zemině, plášťové tření.....	88
Obrázek č. 94: Srovnání MKP a MPF v nesoudržné zemině, koeficient β_s	88
Obrázek č. 95: Srovnání MKP a MPF v soudržné zemině, MZK.....	89
Obrázek č. 96: Srovnání MKP a MPF v soudržné zemině, síla po délce piloty.....	89
Obrázek č. 97: Srovnání MKP a MPF v soudržné zemině, plášťové tření.....	90
Obrázek č. 98: Srovnání MKP a MPF v nesoudržné zemině, koeficient β_s	90

9. Seznam tabulek

Tabulka č. 1: Popis hyperbolické funkce dle (Bohn, et al., 2016), převzato z (Chalmovský, 2021).....	16
Tabulka č. 2: Poloha snímačů v pilotách	21
Tabulka č. 3: Záznam zatěžovací zkoušky piloty v nesoudržných zeminách (Wagner, 2019)	24
Tabulka č. 4: Záznam zatěžovací zkoušky piloty v soudržných zeminách (Wagner, 2019)	32
Tabulka č. 5: Fyzikálně indexové charakteristiky.....	38
Tabulka č. 6: Výsledky síťového rozboru	38
Tabulka č. 7: Vstupní parametry materiálového modelu z literatury.....	39
Tabulka č. 8: První sady vstupních parametrů	40
Tabulka č. 9: Přehled sad parametrů materiálového modelu při optimalizaci parametrů.....	42
Tabulka č. 10: Přehled analýzy vlivu změn mechanických parametrů	49
Tabulka č. 11: Konzistenční meze a fyzikálně indexové charakteristiky.....	56
Tabulka č. 12: Mechanické vlastnosti zeminy	56
Tabulka č. 13: Výsledky síťového rozboru.....	56
Tabulka č. 14: Parametry materiálového modelu z literatury.....	57
Tabulka č. 15: První sady vstupních parametrů	58
Tabulka č. 16: Přehled sad parametrů materiálového modelu při optimalizaci parametrů.....	61
Tabulka č. 17: Přehled analýzy vlivu změn mechanických parametrů	65
Tabulka č. 19: Mezní napětí na patě podle různých teorií.....	76
Tabulka č. 20: Přehled kroků manuální optimalizace	76
Tabulka č. 21: Mezní napětí na patě podle různých teorií.....	80
Tabulka č. 22: Přehled kroků manuální optimalizace	81

10. Seznam zkratk

MKP – Metoda konečných prvků

MPF – Metoda přenosových funkcí

NC – Normálně konsolidované

OC – Překonsolidované

HS model – Hardening Soil model

HSS model – Hardening Soil model with small-strain stiffness

MC – Mohr–Coulomb

11. Seznam použitých symbolů

φ – úhel vnitřního tření zeminy

δ – úhel vnitřního tření na rozhraní plášť piloty – zemina

ψ – úhel dilatance

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

e – číslo pórovitosti

I_D – index ulehlosti

I_R – index relativní dilatance

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

D_{50} – průměr zrna při 50% propadu

u – posun

F, R – síla, reakce