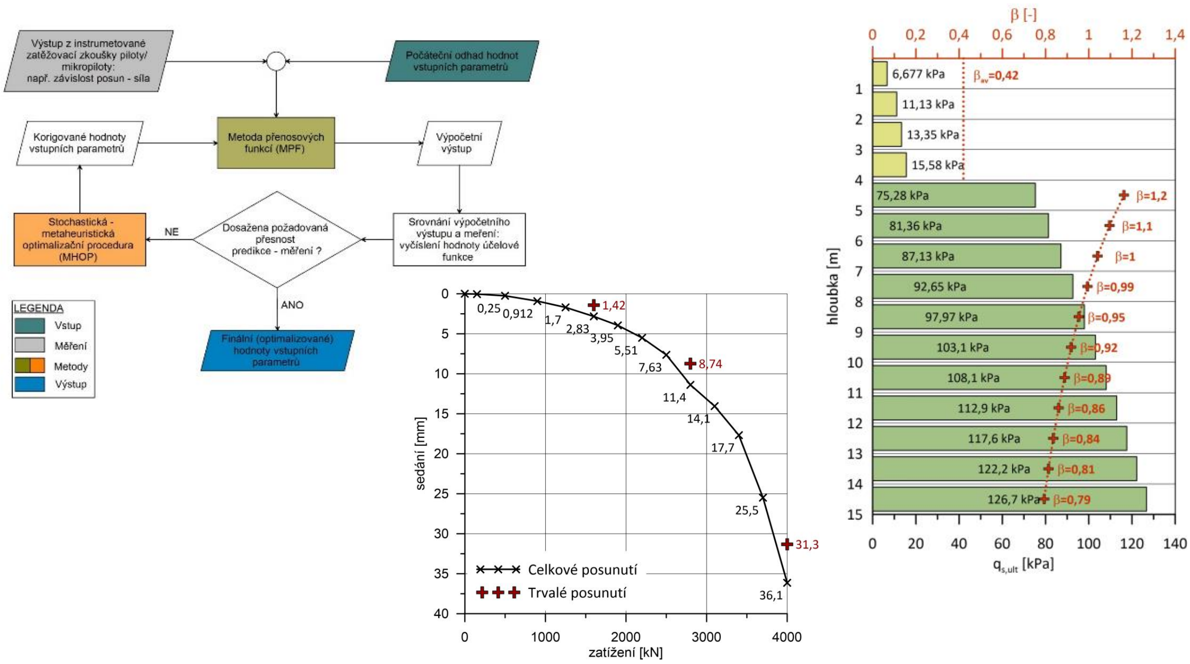
Využití metody přenosových funkcí pro predikci chování hlubinných základů v ČR



Souhrnná výzkumná zpráva

BRNO, leden 2021

Tento projekt byl podpořen Technologickou agenturou ČR – TA ČR

Souhrnná výzkumná zpráva

TJ02000140

Využití metody přenosových funkcí pro predikci chování hlubinných základů v ČR

Odpovědný řešitel: Ing. Juraj Chalmovský, Ph.D.

Mentor: doc. Ing. Lumír Miča, Ph.D.
Ing. Karel Zdražil, CSc.

Hlavní příjemce: VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ

Aplikační garant: GEOSTAR SPOL. S R.O.

Zpracováno dne: Brno, 29. 01. 2021

Ing. Juraj Chalmovský, Ph.D.	**doc. Ing. Lumír Miča, Ph.D.**
odpovědný řešitel	vedoucí Ústavu geotechniky

OBSAH

1. CÍLE A PŘEDMĚT ZPRÁVY

Předkládaná souhrnná výzkumná zpráva je kontrolovaným výstupem projektu TAČR *TJ02000140 Implementace metody přenosových funkcí pro optimalizaci návrhu hlubinného zakládání staveb.* Cíle zprávy lze specifikovat do následujících bodů:

- Popis základních principů metody přenosových funkcí a její zařazení/porovnání s jinými výpočetními metodami (kap. 3).
- Rešerše nejčastěji používaných typů přenosových funkcí pro patu a plášť, jejich kritická analýza a porovnání (kap. 4).
- Shrnutí a analýza způsobů stanovení únosnosti pláště a paty hlubinných základů (kap. 5).
- Stanovení hodnot vstupních parametrů přenosových funkcí s využitím domácích návrhových postupů (kap. 6).
- Sestavení výpočetního a optimalizačního modelu pro provádění automatizovaných inverzních analýz zatěžovacích zkoušek (kap. 7). V první části je představen způsob implementace metody přenosových funkcí do programové aplikace. V druhé části je představena optimalizační technika, která umožní částečnou automatizaci prováděných výpočtů.
- Prezentace vybraných zpětných analýz zatěžovacích zkoušek v různých geotechnických podmínkách a odvození hodnoty parametrů přenosových funkcí (kap. 8).

2. BIBLIOGRAFIE

1. **Wu, J., et al.** A load transfer approach to rectangular closed diaphragm walls. *Proc. Inst. Civ. Eng.-Geotech. Eng.* 2016, Vol. 169, 6.
2. **Wang, Z., Xie, X. a Wang, J.** A new nonlinear method for vertical settlement prediction of a single pile and pile groups in layered soils. *Computers and Geotechnics.* 2012.
3. **Vijayvergiya, V.N.** Load-movement characteristics of piles. *Ports '77: 4th Annual Symp. of the Waterway, Port, Coastal, and Ocean Division ASCE.* 1977.
4. **Verbrugge, J.C.** évaluation du tassement des pieux à partir de l'essai de pénétration statique. *REVUE FRANÇAISE DE GEOTECHNIQUE* . 1981.
5. **Suryatriyastuti, M.E., Mroueh, H. a Burlon, S.** A load transfer approach for studying the cyclic behavior of thermo-active piles. *Computers and geotechnics.*
6. **Sulaiman, I.H. and Coyle, H.M.** Uplift Resistance of Piles in Sand. *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division.* 1976, Vol. 102, 5.
7. **Reese, L.C. a O'Neill, M.W.** *Drilled Shafts: Construction and Design.* FHWA, Publication No. HI-88-042, 1988.
8. **Randolph, M.F. a Wroth, C.P.** Analysis of deformation of vertically loaded piles. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering.* 1978, Sv. 104, GT12.
9. **Mosher, R. L.** Load-transfer criteria for numerical analysis of axially loaded piles. Automatic Data Processing Center, U. S. Army Engineer Waterways Experiment Station, 1984.
10. **Kraft, L. M., Kagawa, T. a Ray, R. P.** Theoretical t-z curves. *Journal of the Geotechnical Engineering Division.* 1981, Sv. 107, 11.
11. **Huang, M. a Liu, Y.** Axial capacity degradation of single piles in soft clay under cyclic loading. *Soils and foundations.* 2014.
12. **Goldberg, D.E.** *Genetic algorithms in Search, Optimization & Machine Learning.* USA, Canada : Addison-Wesley Publishing Company, Inc., 1989. ISBN 0-201-15767-5.
13. **Dejong, J. T., White, D. J. a Randolph, M.** Interface load transfer degradation during cyclic loading - a microscale investigation . *Soils and foundations.* 2003.
14. **Deb, K.** An introduction to genetic algorithms. *Sadhana.* 1999, Vol. 24, 4-5.
15. **Coyle, H.M. a Reese, L.C.** Load Transfer for Axially Loaded Piles in Clay. *Proceedings, ASCE.* 1966, Sv. 92, SM2.
16. **Bohn, C., Lopes dos Santos, A. and Frank, R.** Development of axial pile load transfer curves based on instrumented load tests. *J Geotech Geoenviron Eng ASCE.* 2017.
17. **Vesic, A. S.** *Design of pile foundations.* Washington, D.C. : National cooperative highway research program, 1977.
18. **Chin, F. K.** The inverse slope as a prediction of ultimate bearing capacity of piles. *Proceedings of the third southeast asian conference on soil engineering* . 1972.
19. **Poulos, H. G.** Pile behaviour - theory and application . *Géotechnique.* 1989, 3.
20. **Masopust, J.** *Vrtané piloty* . Praha : Čeněk a Ježek , 1994.
21. **Poulos, H.G. a Davis, E. H.** *Pile foundation analysis and design.* The University of Sydney, 1980.
22. **Seed, H. a Reese, L.** The Action of Clay along Fristion Piles . *Journal of Geotechnical Engineering.* 1957, Sv. 122.
23. **Reddy, E.S.B., O´Reilly, M. and Chapman, D.** A software to predict the behavior of tension piles. *Computers & Structures.* 1997, Vol. 62, 4.
24. **Reddy, E.S.B., O´Reilly, M. a Chapman, D.** Modified T-Z model-a software for tension piles. *Computers and Structures.* 1998, Sv. 68, 6, stránky 613-625.
25. **Zhang, Q., et al.** Simplified method for settlement prediction of single pile and pile group using a hyperbolic model. *Int. J. Civil. Eng.* 2014, Vol. 12, 2.

26. **Tirawat, B. a Lai, Qui Van.** A non-linear load transfer method for determining the settlement of piles under vertical loading. *International journal of geotechnical engineering.* 2017.
27. **Dias, T.G.S. and Bezuijen, A.** Load-Transfer Method for Piles under Axial Loading and Unloading. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering (ASCE).* 2017, Vol. 144, 1.
28. **Karlsrud, K.** *Prediction of load-displacement behaviour and capacity of axially loaded piles in clay based on analyses and interpretation of pile load test results.* NTNU - Trondheim, 2012.
29. **Fleming, W.G.K.** A new method for single pile settlement prediction and analysis. *Géotechnique* . 1992, Sv. 42, 3.
30. **Zhang, Q.Q. a Zhang, Z.M.** A simplified nonlinear approach for single pile settlement analysis. *Canadian Geotechnical Journal.* 2012, Sv. 49, stránky 1256-1266.
31. **Vardanega, P. J., a další.** Bored pile design in stiff clay I: codes of practice. *Geotechnical Engineering.* 2012, Sv. 165, GE4.
32. **Vardanega, P. J., Williamson, P. G. a Bolton, M. D.** Bored pile design in stiff clay II: mechanisms and uncertainty. *Geotechnical Engineering.* 2012, Sv. 165, GE4.
33. **Burland, J.** Shaft friction of piles in clay - a simple fundamental approach . *Ground Engineering* . 1973, Sv. 6.
34. **Lehane, B.M., a další.** Mechanisms of shaft friction in sands from instrumented pile tests. *Journal of Geotechnical Engineering.* 1993, Sv. 119, 1.
35. **Houlsby, G.T.** How the dilatancy of soils affects their behaviour. *Soil mechanics report 121/91.* University of Oxford, Department of Engineering Science, 1991.
36. **Lehane, B.M., Gaudin, C. a Schneider, J.A.** Scale effects on tension capacity for rough piles buried in dense sand. *Géotechnique.* 2005, Sv. 55, 10.
37. **Vijayvergiya, V.N. a Focht, J.A.** A new way to predict the capacity of piles in clay. *Paper No 1718 presented at the 4 off shore Technology Conf. Houston, Texas.* 1972.
38. **Flaate, K. a Selens, P.** Side friction on piles in clay. *Proc. IX ICSMFE, Vol. 2.*
39. **Doherty, P. a Gavin, K.** The Shaft Capacity of Displacement Piles in Clay: A State of the Art Review. *Geotechnical and Geological Engineerin.* 2011.
40. **American Petroleum Institute.** Recommended practice for planning, designing and constructing fixed offshore platforms—working stress design. Washington, 2003.
41. **Kolk, H.J. a van der Velde, E.** A reliable method to determine the friction capacity of piles driven into clays. *Proceedings of the 28th annual offshore technology conference.* 1996.
42. **Meyerhof, G.G.** Bearing capacity and settlement of pile foundations. *J Geotech Eng Div.* 1976, Sv. 102.
43. **Tien, N.T.** Design of piles in cohesive soil. Linkoping : Statens Geotekniska Institut, 1981.
44. **Kulhawy, F.H. a Mayne, P.W.** Manual on estimating soil properties for foundation design. Palo Alto, California : Electric Power Research Institute, 1990.
45. **Budhu, M.** *Soil mechanics and foundations.* John Wiley & Sons, Inc., 2011.
46. **Mascarucci, Y., Miliziano, S. a Mandolini, A.** 3M Analytical Method: Evaluation of Shaft Friction of Bored Piles in Sands. *Journal of Geotechnical and Geoenviromental Engineering.* 2015.
47. **Doan, L.V. a Lehane, B.M.** Axial capacity of bored piles in very stiff intermediate soils. *Canadian geotechnival journal* . 2019, Sv. 57.
48. **Fioravante, V.** On the shaft friction modelling of non-displacement piles in sand. *Soils and Foundations.* 2002, Sv. 42, 2.
49. **tests, Pile skin friction in sands from constatnt normal stiffness.** Tabucanon, J.T; Airey, D.W.; Poulos, H.G. *Geotechnical testing journal.* 1995, Sv. 18, 3.
50. **Porcinio, D.D. a Ghionna, V.N.** Interface behavior of sands from constant normal stiffness direct shear tests . *Geotechnical testing journal* . Sv. 26, 3.
51. **Bolton, M.D.** The strength and dilatancy of sands. *Géotechnique.* 1986, Sv. 36, 1.

52. **Krupička, M.** Stanovení horizontálního napětí brněnského jílu oedometrickou zkouškou. Univerzita Karlova v Praze, Přírodovědecká fakulta, Ústav hydrogeologie, inženýrské geologie a užité geofyziky, 2012.
53. **NAVFAC DM 7.2.** Foundation and Earth Structures. 1984. Sv. U.S. Department of the Navy.
54. **Reese, L.C. a Vam Impe, W.F.** *Single Piles and Pile Groups under Lateral Loading* . Balkema, 2001.
55. **Miča, L., a další.** *Numerická analýza pažení stavebních jam.* Brno : Akademické nakladatelství CERM s.r.o., 2011.
56. **Brown, D.A, J.P., Turner a Raymond, J.C.** *Drilled shafts: construction procedures and LRFD design methods.* U.S. Department of Transportation, Federal Highway Administration, 2010.
57. **Jimenes Salas, J.A.** *Geotecnia y Cimientos II, Mecanica del Suefo y de los Roca.* Madrid, 1976.
58. **American Petroleum Institute.** Recommended practice for planning, designing and constructing fixed offshore platforms—working stress design. *API RP2A, 20th edn.* Washington, 1993.
59. **American Petroleum Institute.** Recommended practice for planning, designing, and constructing fixed offshore platforms,. *API RP2A, 17th edn.* Washington, 1987.
60. **Abchir, Z., a další.** t–z curves for piles from pressuremeter test results. *Géotechnique.* 2016, Sv. 66, 2.
61. **Matys, M., Ťavoda, O. a Cuninka, M.** *Pol'né skúšky zemín.* Bratislava : Edícia stavebníckej literatúry (Alfa), 1990.
62. **Schmertmann, J.H.** *Guidelines for cone test, performance and design.* US Federal Highway Administration, 1978.
63. *Use of Piezometer Cone data.* **P.K., Robertson., a další.** Reston : ASCE, 1986. In-Situ’86 Use of In-situ testing in Geotechnical Engineering.
64. **Robertson, P.K.** Interpretation of cone prenetration tests - a unified approach. *Canadian Geotechnical Journal.* 46, 2009, 11.
65. **FINE, spol. s r.o.** Normy a metody výpočtu programů | GEO5 | Online nápověda. *Stavební software pro statiky a geotechniky.* [Online] 2020. https://www.fine.cz/napoveda/geo5/cs/normy-a-metody-vypoctu-programu-01/.
66. **Robertson, P.K. a Campanella, R.G.** Interpretation of cone penetration tests – Part I (sand). *Canadian Geotechnical Journal.* 20, 1983, 4.
67. **Robertson, P.K. a Cabal, K.L.** *Guide to Cone Penetration Testing for Geotechnical Engineering.* Signal Hill : Gregg Drilling & Testing, Inc., 2015.
68. **ČSN EN 1997-2.** *Eurokód 7: Navrhování geotechnických konstrukcí - Část 2: Průzkum a zkoušení základové půdy.* Praha : Český normalizační institut, 2008.
69. **NEN 6743:1991/A1:1997.** *Geotechniek - Berekeningsmethode voor funderingen op palen - Drukpalen.*
70. **Bustamante, M. a Gianeselli, L.** Pile bearing capacity predictions by means of static penetrometer, CPT. *2nd European Symposium on Penetration Testing, ESOPT II.* 1982.
71. **ČSN EN ISO 22476-1.** *Geotechnický průzkum a zkoušení - Terénní zkoušky - Část 1: Statická penetrační zkouška s elektrickým sniímáním dat a měřením pórového tlaku.* Praha : Český normalizační institut, 2013.
72. **Hulla, J. a Turček, P.** *Zakladanie stavieb.* 2004.
73. **German Geotechnical Society (DGGT).** *Recommendations on Piling.* Stuttgart, 2014.
74. **Mascarucci, Y., Mandolini, A. a Miliziano, S.** A numerical approach to estimate shaft friction of bored piles in sands. *Acta Geotechnica.* 2014, Sv. 9.

75. **Karlsrud, K.** Ultimate Shaft Friction and Load-Displacement Response of Axially Loaded Piles in Clay Based on Instrumented Pile Tests. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering.* 2014.
76. **Tien, N.T.** Design of piles in non-cohesive soil. Linkoping : Statens Geotekniska Institut, 1981.
77. **Robertson, P.K.** Soil behaviour type from the CPT: an update. *2nd International Symposium on Cone Penetration Testing, CPT'10.* 2010.
78. **Frank, R.; Zhao, S. R.** Estimation à partir des paramètres pressiométriques de l'enfoncement sous charge axiale de pieux forés dans des sols fins. *Bulletin de Liaison des Laboratoires des Ponts et Chaussées.* 1982.
79. **Robertson, P.K.** Estimating in-situ state parameter and friction angle in sandy soils from the CPT. *2nd International Symposium on Cone Penetration Testing, CPT'10.* 2010.

3. PRINCIP METODY PŘENOSOVÝCH FUNKCÍ

Poulos (1989) rozčlenil postupy pro stanovení svislé únosnosti a mezní zatěžovací křivky (MZK) pilot do třech úrovní:

1. Empirické metody převážně založené na korelacích návrhových parametrů s výsledky in-situ nebo laboratorních zkoušek nezohledňují teoretické principy mechanicky zemin. Příkladem může být tzv. α metoda, v níž je mezní plášťové tření $q_{s,ult}$ vztaženo k neodvodněné smykové pevnosti s_u. Fyzikální podstata této korelace je diskutabilní. K smykovým deformacím dochází v relativně tenké zóně zeminy na plášti piloty (tzv. smyková zóna neboli „shear band“). Z důvodu malé tloušťky této zóny je disipace pórových tlaků rychlá a podmínky na plášti se blíží odvodněným podmínkám. Uvažování neodvodněné smykové pevnosti při stanovení mezního plášťového tření je tedy z hlediska mechaniky zemin neodůvodněné.
2. Semi-empirické metody již částečné vychází z teoretických základů mechaniky zemin, pořád ale umožňují provádění ručních výpočtů. Příkladem je tzv. β metoda, která mezní plášťové tření vztahuje k efektivnímu radiálnímu napětí působící na plášť piloty. Dále sem patří metody pro stanovení mezní zatěžovací křivky založené na teorii elasticity (*Poulos a Davis, 1980; Masopust, 1994*). Skutečnost, že zeminy vykazují nelineární, plastickou odezvu a jejich chování je závislé na historii zatěžování a aktuálním stavu napjatosti je v těchto metodách zohledňována přítomností řady empirických konstant.
3. Komplexní přístupy vycházející z teorie mechaniky zemin. Do této skupiny lze zařadit metodu přenosových funkcí (MPF), metodu hraničních prvků a konečných prvků v kombinaci vhodným materiálovým modelem.

Z těchto tří úrovní se výzkumná zpráva zabývá poslední z nich a z ní metodou přenosových funkcí. MPF byla vybrána z toho důvodu, že z hlediska náročnosti (výpočetní nároky, počet vstupů a možnosti jejich stanovení) vytváří kompromis mezi empirickými a semi-empirickými postupy v kategoriích č. 1 a 2 a složitými numerickými metodami (např. metoda konečných prvků) v kategorii č. 3. Velkou předností MPF je, že je založena na jasných fyzikálních principech s minimálním počtem empirických konstant. Počet výpočetních výstupů je taktéž vyšší: např. metodami druhé kategorie lze získat mezní zatěžovací křivku, výstup MPF je však kromě mezní zatěžovací křivky pro patu a plášť také průběh mobilizovaného plášťového tření (a tudíž stupně využití mezního plášťového tření), osové síly a posunutí podél piloty.

První formulace metody přenosových funkcí spadá do začátku druhé poloviny 20. století (*Seed, Reese, 1957*). Metoda byla nejdříve používaná pro predikci mezních zatěžovacích křivek tahem namáhaných pilot (*Sulaiman and Coyle, 1976; Reddy et al., 1997; 1998* a další) a následně tlakem namáhaných pilot (*Zhang and Zhang, 2011; Tirawat and Qui, 2017* a další). Postupně docházelo k modifikacím metody pro navrhování pilot namáhaných cyklickým zatížením (*Dias, Bezuijen, 2017*), pro výpočet svisle zatěžovaných lamel podzemních stěn (*Wu et al., 2016*) a skupiny pilot (*Zhang et al., 2014*).Obdobné procedury existují také pro vodorovně zatížené piloty (*Reese, Van Impe, 2001*)

Podstatou MPF je nahrazení interakce zemního prostředí a piloty pomocí tzv. přenosových funkcí (mobilizačních křivek). Přenosová funkce pro plášť je definována jako závislost mezi posunem piloty s_s a mobilizovaným plášťovým třením q_s. Přenosová funkce pro patu je definována jako závislost mezi svislým posunutím paty piloty s_b a normálovým napětím mobilizovaným na patě (q_b). Existuje řada doporučených tvarů přenosových funkcí, které budou blíže popsány v kap. 4. Tvar přenosové funkce (např. mezní plášťové tření) zohledňuje typ zeminy ve které se segment nachází a jeho hloubku. Každý tvar přenosové funkce (jeho matematická formulace) je řízen jedním nebo více vstupními parametry. Při aplikaci MPF je hlubinný základ v úvodním kroku rozčleněn na předepsaný počet segmentů (prvků). Každému prvku je přirazena nezávislá přenosová funkce pro plášť. Patě je přirazena samostatná přenosová funkce. Tento princip je schematicky znázorněn na Obr. 3-1. Algoritmus základní varianty MPF pak postupuje v následujících krocích:

1. Předepsání malého posunutí v patě posledního segmentu s_b^n, kde n je pořadové číslo segmentu.
2. Výpočet mobilizovaného napětí (q_b^n) a síly (P_b^n) na patě posledního segmentu na základě zvolené přenosové funkce pro patu.
3. Zavedení předpokladu rovnosti posunu na patě, ve středu a v hlavě posledního segmentu ($s_c^n = s_b^n = s_t^n$).
4. Výpočet mobilizovaného plášťového tření q_s^n na základě zvolené přenosové funkce pro plášť.
5. Výpočet síly ve středu segmentu (P_m^n) a hlavě segmentu (P_t^n) dle vztahů (3-1) a (3-2), kde D_s^n a L_s^n jsou průměr a délka daného segmentu piloty.

$$P_m^n = P_b^n + 0{,}5\pi D_s^n L_s^n q_s^n \tag{3-1}$$

$$P_t^n = P_b^n + \pi D_s^n L_s^n q_s^n \tag{3-2}$$

6. Výpočet elastické deformace w_{el}^n segmentu, kde $E_p A_s^n$ je osová tuhost segmentu n.

$$w_{el}^n = \frac{P_m^n L_s^n}{E_p A_s^n} \tag{3-3}$$

7. Aktualizace posunutí s'^n_c středového bodu segmentu na základě elastické deformace vypočtené v kroku č. 5

$$s'^n_c = s_c^n + 0{,}5 w_{el}^n \tag{3-4}$$

8. Aktualizace mobilizovaného plášťového tření q'^n_s na základě aktualizovaného posunutí středového bodu segmentu a opakování kroků 5 až 8 dokud není rozdíl mezi s_c^n a s'^n_c v požadované toleranci (např. 1e-6 m dle *Zhang et al., 2014*).
9. Výpočet síly (P_t^n) a posunu (s_t^n) v hlavě segmentu

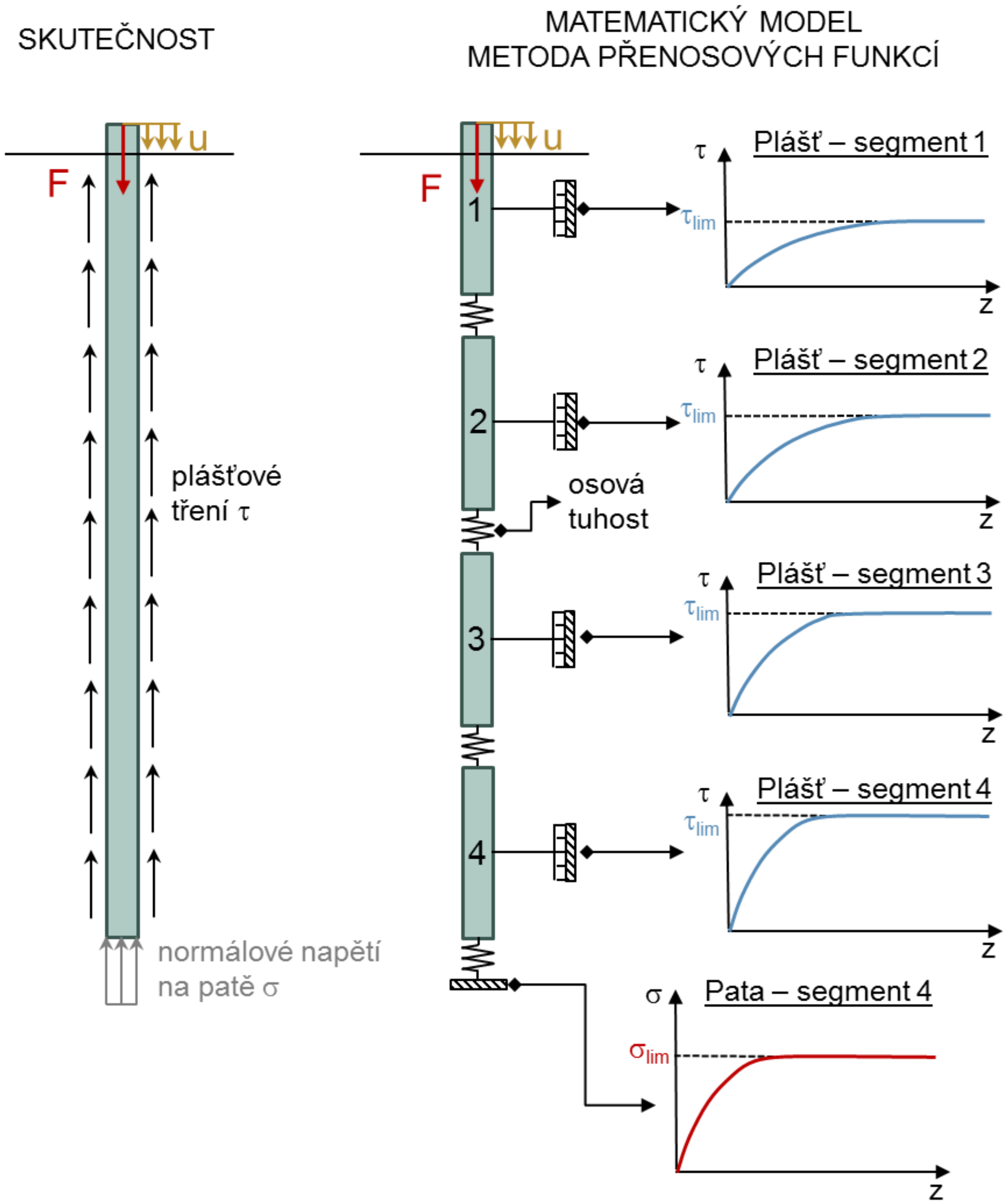
$$s_t^n = s'^n_c + 0{,}5 w_{el}^n \tag{3-5}$$

$$P_t^n = P_b^n + \pi D_s^n L_s^n q_s^n \tag{3-6}$$

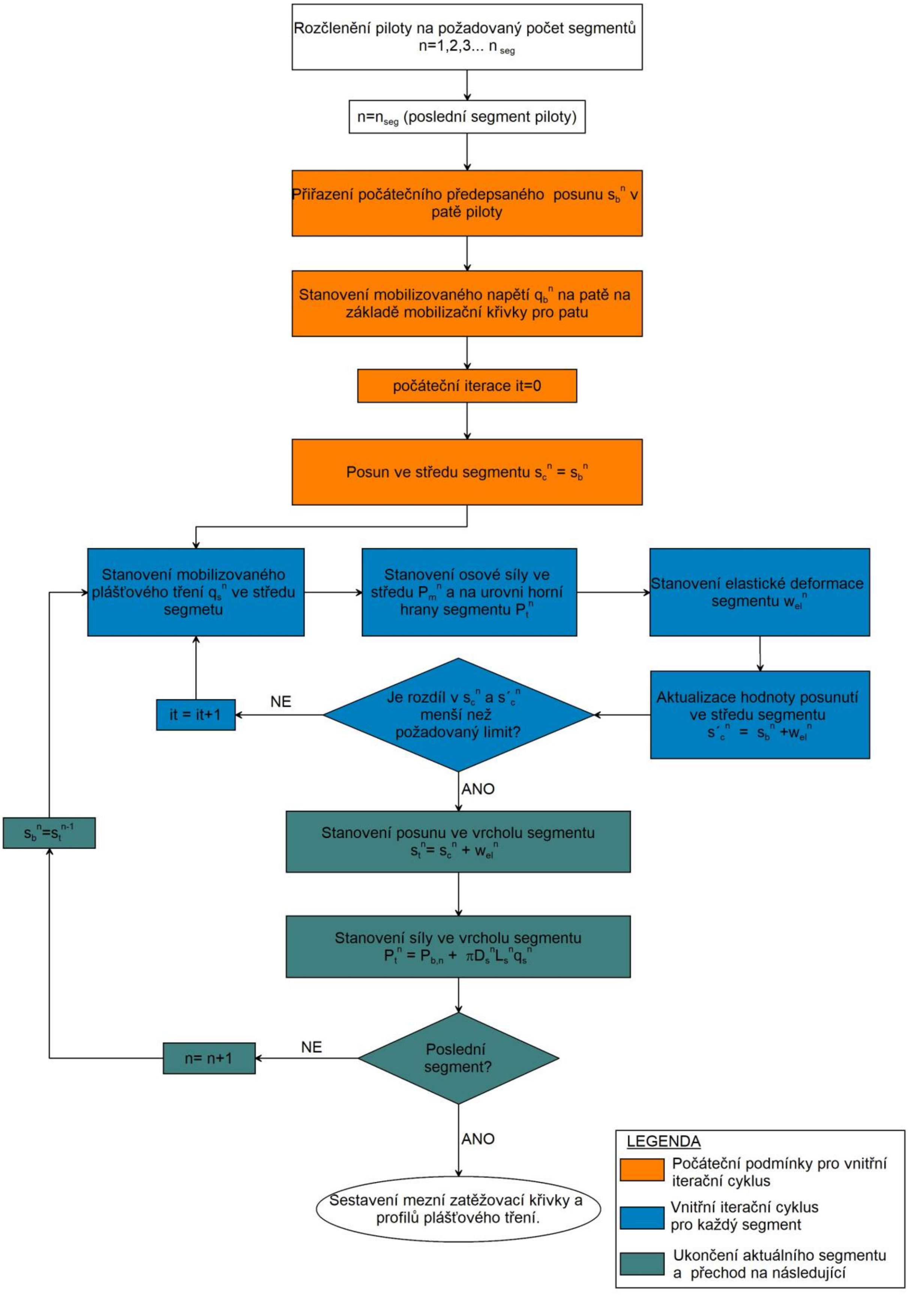
10. Opakování kroků č. 2 až 9 pro všechny segmenty. Síla v hlavě (P_t^0) a posun (s_t^0) v hlavě prvního segmentu představuje bod celkové mezní zatěžovací křivky (pata + plášť). Síla v patě (P_b^n) posledního segmentu n v závislosti na posunu s_t^0 pak představuje bod mezní zatěžovací křivky paty.
11. Body 1 až 10 jsou opakovány pro další předepsaná posunutí.

Vývojový diagram výpočetního procesu MPF je znázorněn na Obr. 3-2. Výpočetním výstupem metody přenosových funkcí je:

1. Mezní zatěžovací křivka piloty jako celku a paty.
2. Průběh aktuálně mobilizovaného plášťového tření a stupně využití mezního plášťového tření podél piloty pro vybraná zatížení.
3. Průběhy osových sil a svislého posunutí podél piloty pro vybraná zatížení.
4. Aktuálně mobilizované napětí na patě a stupeň využití únosnosti paty pro vybraná zatížení.



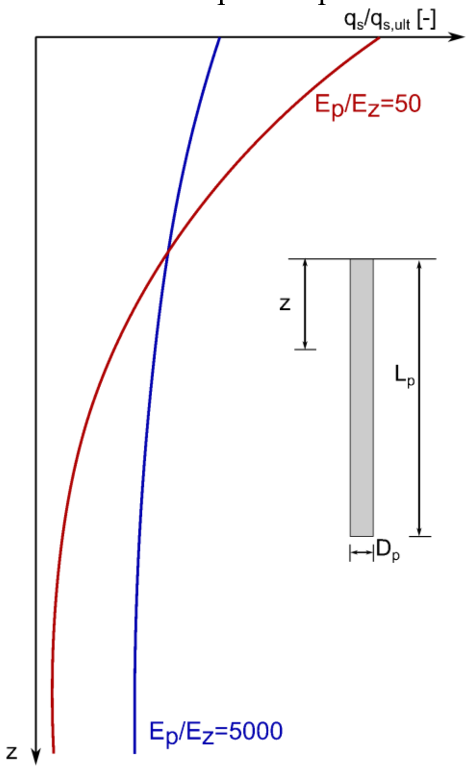
Obr. 3-1 Přirazení přenosových funkcí segmentům pláště a patě piloty



Obr. 3-2 Vývojový diagram MPF pro jeden zatěžovací krok

Výhody metody přenosových funkcí jsou následující:

1. Metoda explicitně zohledňuje vliv tuhosti piloty na rovnoměrnost mobilizace plášťového tření a tudíž na tvar mezní zatěžovací křivky. Tuhost piloty je majoritně dána dvěma faktory: poměrem tuhosti piloty a okolní zeminy (E_p/E_s) a štíhlostí piloty, tj. poměrem délky piloty a jejího průměru (L_p/D_p). Čím je tuhost zeminy a štíhlost piloty větší, tím je rovnoměrnost mobilizace plášťového tření nižší, tj. mobilizované plášťové tření je koncentrováno v blízkosti hlavy piloty a vzdálenější (hlubší) části piloty zůstávají nevyužité. V metodách kategorie č. 2 popsaných v úvodu kapitoly se vliv zmíněných faktorů na tvar MZK zohledňuje nepřímo, např. pomocí tzv. příčinkových součinitelů. V MPF se stanovuje elastická deformace každého segmentu samostatně na základě jeho osové tuhosti (E_pA_p). Větší délka piloty L_p se projeví ve větším počtu segmentů. Tuhost zeminy E_p je zahrnuta přímo ve tvaru (sklonu) přenosové funkce. Zohlednění elastické deformace jednotlivých segmentů vede k predikci nekonstantního průběhu svislého posunu a plášťového tření podél piloty. Síla odpovídající danému posunu v hlavě piloty je získaná integrací profilu plášťového tření podél piloty a napětí na patě.
2. Lze zahrnout heterogenitu geologického prostředí. Každý segment piloty může mít nezávislou přenosovou funkci.
3. Lze zohlednit změnu průřezu piloty na tvar MZK. Každý segment piloty může mít definován nezávislý průměr. Do výpočtu tak lze zahrnout rozdílné průměry při částečném pažení vrtu, rozšíření paty piloty atd.
4. Variabilní přenosové funkce.
5. Metoda je založena na fyzikálně reálném principu nárůstu mobilizovaného napětí na plášti/patě v závislosti na relativním posunu pilota – zemina.



Obr. 3-3 Vliv stlačitelnosti piloty na rovnoměrnost mobilizace plášťového tření

4. TVARY PŘENOSOVÝCH FUNKCÍ

V následující kapitole je provedena sumarizace a rozbor dostupných přenosových funkcí pro vrtané piloty. Přenosové funkce jsou rozděleny do 4 kategorii:

- lineárně elastické – perfektně plastické a po částech lineární modely,
- přenosové funkce využívající výsledky presiometrických zkoušek,
- hyperbolické modely,
- další nelineární přenosové funkce.

Je potřeba poznamenat, že uvedený výčet přenosových funkcí není konečný. Níže popsané funkce ale představují výběr často používaných typů mobilizačních křivek. Pro každou přenosovou funkci byl odvozen vztah pro výpočet tuhosti v závislosti na aktuálním posunu pláště/paty. Tuhost přenosové funkce $[kPa/mm]$ lze interpretovat jako hodnotu nárůstu mobilizovaného plášťového tření / napětí na patě při jednotkovém posunu segmentu piloty resp. paty piloty. V textu jsou tedy definovány následující vztahy:

- Matematická formulace přenosové funkce (závislost mobilizovaného napětí na aktuálním posunu):
  - pata: $q_b\ [kPa] -\ s_b[mm]$,
  - plášť: $q_s\ [kPa] -\ s_s\ [mm]$.
- Závislost tuhosti přenosové funkce na aktuálním posunu:
  - Pata: $\frac{dq_b}{ds_b}[kPa/mm] -\ s_b\ [mm]$,
  - Plášť: $\frac{dq_s}{ds_s}[kPa/mm] -\ s_s\ [mm]$.
- Počáteční tuhost při nulovém posunu paty / pláště.

4.1 *Lineárně elastické – perfektně plastické a po částech lineární modely*

Randoph, Wroth (1978)

První práce na toto téma předpokládaly lineárně elastické chování zeminy. Mezníkem je práce *Randolph, Wroth (1978)*, ve které byl odvozen vztah mezi posunem segmentu (resp. tuhé piloty) a mobilizovaným plášťovým třením resp. napětím na patě. Původní lineárně elastický model je v této zprávě doplněn perfektně plastickým segmentem. Pro plášť (4-1) vychází autoři z rovnice rovnováhy elementu ve svislém směru v rotačně symetrické úloze, G_s je smykový modul zeminy v okolí pláště a r_m je poloměr zóny ovlivněné sedáním piloty, za kterou se již neprojevuje svislá deformace zemního prostředí v důsledku zatěžování piloty.

Rovnice t-z křivek	Změna tuhosti	Počáteční tuhost	
$q_s(s_s) = \min\left(\frac{G_s s_s}{\frac{D_s}{2}\ln\left(\frac{r_m}{D_s/2}\right)}, q_{s,ult}\right)$	$\frac{dq_s}{ds_s} = \frac{G_s}{\frac{D_s}{2}\ln\left(\frac{r_m}{D_s/2}\right)} \quad q_s < q_{s,ult}$ $\frac{dq_s}{ds_s} = 0 \quad q_s = q_{s,ult}$	$\frac{G_s}{\frac{D_s}{2}\ln\left(\frac{r_m}{s/2}\right)}$	(4-1)

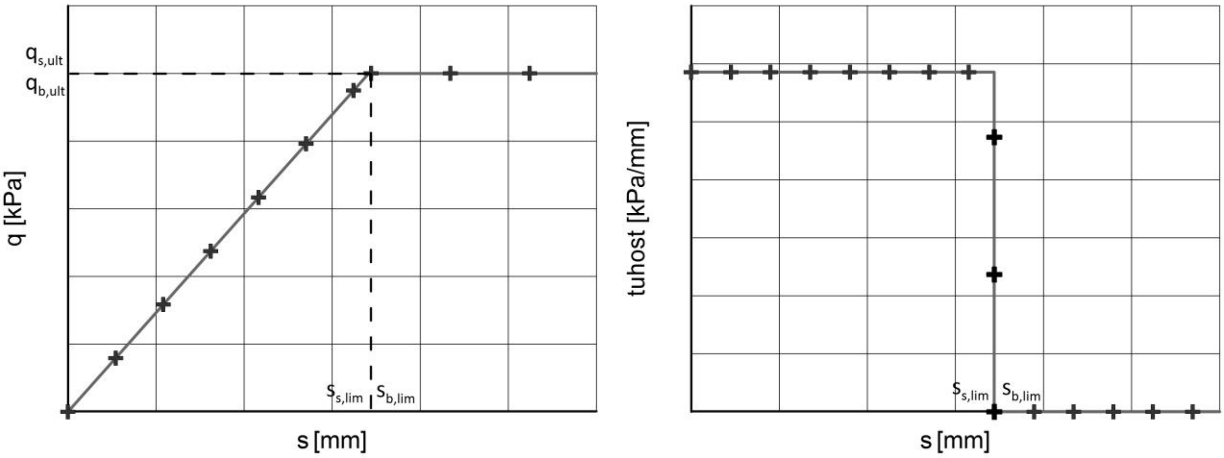
Poloměr r_m není konstantní s hloubkou, pro jeho průměrnou hodnotu je odvozen vztah (4-2), kde L_p je délka piloty a ν je Poissonovo číslo zeminy.

$$r_m = 2{,}5L_p(1-\nu) \tag{4-2}$$

Vztah přenosové funkce pro patu (4-3) vychází z analytického řešení sedání tuhého kruhového základu, kde G_b je smykový modul zeminy pod patou piloty a η redukční součinitel zohledňující vliv hloubky paty piloty.

Rovnice t-z křivek	Změna tuhosti	Počáteční tuhost	
$q_b(s_b) = min\left(\frac{8G_P}{\pi D_b(1-\nu)\eta} s_b, q_{b,ult}\right)$	$\frac{dq_b}{ds_b} = \frac{8G_b}{\pi D_b(1-\nu)\eta} \quad q_b < q_{b,ult}$ $\frac{dq_b}{ds_b} = 0 \quad q_b = q_{b,ult}$	$\frac{8G_P}{\pi D_b(1-\nu)\eta}$	(4-3)

Schematicky je průběh přenosové funkce a tuhosti znázorněn na Obr. 4-1. Tuhost přenosové funkce je konstantní, po dosažení limitního plášťového tření/napětí na patě je nulová.



(a) **(b)**

Obr. 4-1 Tvar přenosové funkce (a) a změna tuhosti (b) dle *Randolph, Wroth (1978)*

API (2003)

Americký úřad API („American Petroleum Institute“) definuje ve svém doporučení *API (2003)* po částech lineární přenosové funkce. Pro plášť jsou přenosové funkce definovány v soudržných (Tab. 4-1, Obr. 4-1) a nesoudržných zeminách (Tab. 4-2, Obr. 4-1). V případě soudržných zemin je do přenosové funkce pro plášť zahrnuto povrcholové změkčování na residuální úroveň plášťového tření rovné 70 až 90 % vrcholové hodnoty. Pro patu je definována jednotná přenosová funkce (Tab. 4-3, Obr. 4-2). Mezní únosnost paty je dosažena při svislém posunu odpovídajícímu 10 % průměru piloty.

Tab. 4-1 Přenosová funkce pro plášť – soudržné zeminy

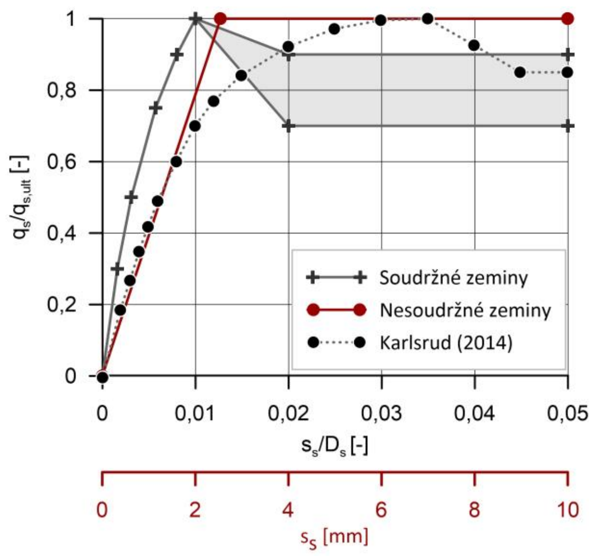
$\frac{s_s}{D_s}$ [−]	$\frac{q_s}{q_{s,ult}}$ [−]
0,0	0,0
0,0016	0,30
0,0031	0,50
0,0057	0,75
0,0080	0,90
0,0100	1,00
0,0200	0,70 – 0,90
∞	0,70 – 0,90

Tab. 4-2 Přenosová funkce pro plášť – nesoudržné zeminy

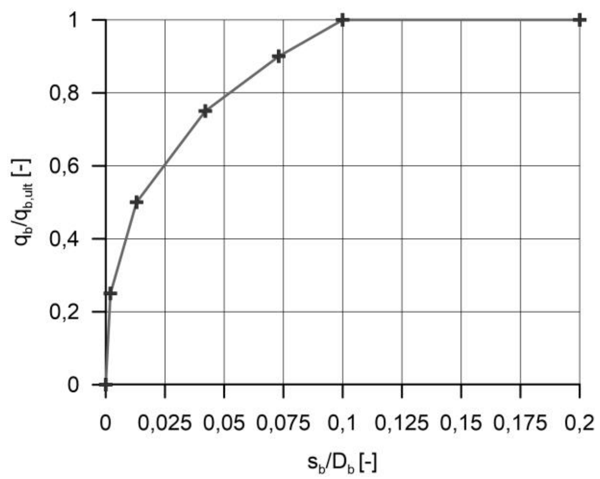
s_s [mm]	$\frac{q_s}{q_{s,ult}}$ [−]
0,0	0,0
2,54	1,00
∞	1,00

Tab. 4-3 Přenosová funkce pro patu

$\frac{s_b}{D_b}$ [−]	$\frac{Q}{Q_b}$ [−]
0,002	0,25
0,013	0,50
0,042	0,75
0,073	0,90
0,100	1,00



Obr. 4-2 Přenosové funkce pro plášť dle *API (2003)* a *Karlsrud (2014)*



Obr. 4-3 Přenosová funkce pro patu dle *API (2003)*

Karlsrud (2014) na základě rozsáhlé studie jak ražených tak vrtaných pilot navrhl modifikaci původních po částech lineárních funkcí, která je rovněž znázorněna na Obr. 4-2. Je zajímavé že tuhost nově navržené přenosové funkce je výrazně nižší. To může být způsobeno skutečností, že většina pilot použitých pro odvození přenosové funkce byla ražená.

4.2 *Přenosové funkce odvozené z presiometrických zkoušek*

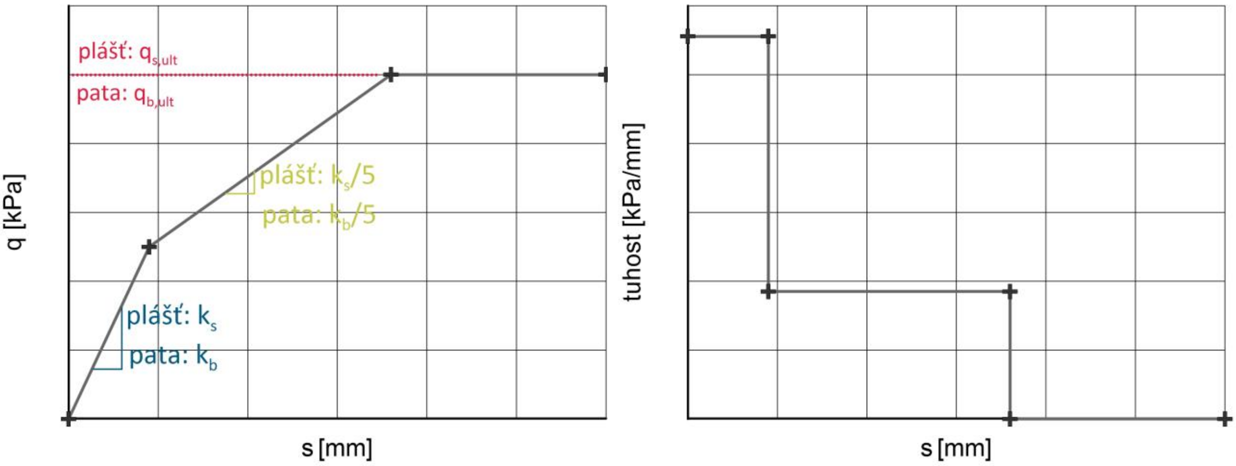
Frank, Zhao (1982)

Přenosová funkce je pro patu a plášť schematicky znázorněna na Obr. 4-4. Před dosažením poloviční hodnoty mezního plášťového tření/napětí na patě je tuhost definována parametrem k_s (plášť) a k_b (pata). Pokud je mobilizované napětí vyšší než polovina z mezní hodnoty, redukuje se tuhost faktorem 5. Parametry k_s a k_b jsou vztaženy k Ménardovu presiometrickému modulu E_M a empirickým koeficientům α_s a α_b.

Rovnice t-z křivek	Změna tuhosti	Počáteční tuhost	
$q_s(s_s) = \frac{\alpha_s E_M}{D_s} s_s \quad q_s \leq \frac{q_{s,ult}}{2}$ $q_s(s_s) = \frac{\alpha_s E_M}{D_s 5} s_s \quad \frac{q_{s,ult}}{2} < q_s \leq q_{s,ult}$	$\frac{dq_s}{ds_s} = k_s = \frac{\alpha_s E_M}{D_s} \quad q_s \leq \frac{q_{s,ult}}{2}$ $\frac{dq_s}{ds_s} = \frac{k_s}{5} \quad \frac{q_{s,ult}}{2} < q_s < q_{s,ult}$ $\frac{dq_s}{ds_s} = 0 \quad q_s = q_{s,ult}$	$k_s = \frac{\alpha_s E_M}{D_s}$	(4-4)
$q_b(s_b) = \frac{\alpha_b E_M}{D_b} s_b \quad q_b \leq \frac{q_{b,ult}}{2}$ $q_b(s_b) = \frac{\alpha_b E_M}{D_b 5} s_b \quad \frac{q_{b,ult}}{2} < q_b \leq q_{b,ult}$	$\frac{dq_b}{ds_b} = k_b = \frac{\alpha_b E_M}{D_b} \quad q_b \leq \frac{q_{b,ult}}{2}$ $\frac{dq_b}{ds_b} = \frac{k_b}{5} \quad \frac{q_{b,ult}}{2} < q_b < q_{b,ult}$ $\frac{dq_b}{ds_b} = 0 \quad q_b = q_{b,ult}$	$k_b = \frac{\alpha_b E_M}{D_b}$	(4-5)

Frank, Zhao (1982) doporučují následující hodnoty koeficientů α_s (plášť) a α_b (pata):

- $\alpha_s = 2$ (soudržné zeminy) a $\alpha_s = 0{,}8$ (nesoudržné zeminy) ,
- $\alpha_b = 11$ (soudržné zeminy) a $\alpha_b = 4{,}8$ (nesoudržné zeminy)



(a) **(b)**

Obr. 4-4 Přenosová funkce dle *Frank, Zhao (1982)*: a) tvar přenosové funkce, (b) změna tuhosti

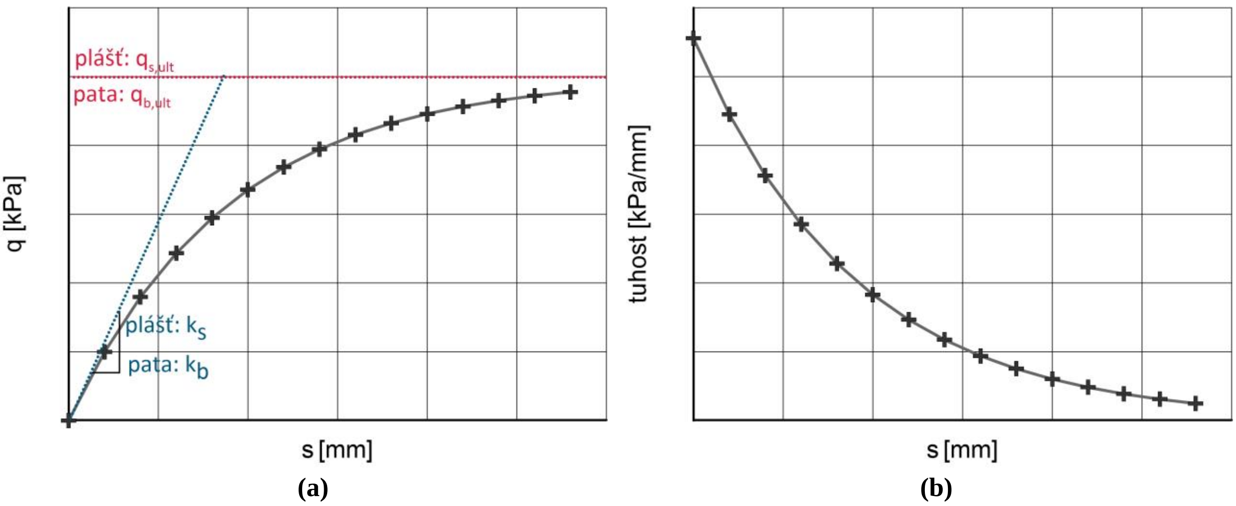
AB1 Model (Abchir et al., 2016)

Jde o nelineární elastický model založený na předpokladu, že tuhost zeminy v okolí piloty je úměrná rozdílu mezi mezním napětím ($q_{s,ult}, q_{b,ult}$) a aktuálně mobilizovaným napětím (q_s, q_b). Do přenosových funkcí vstupuje parametr λ_s v případě pláště (4-6) a parametr λ_b v případě paty (4-7). Tyto parametry jsou dle rovnic (4-8) a (4-9) závislé na mezním plášťovém tření $q_{s,ult}$, mezním napětí na patě $q_{b,ult}$, presiometrickém modulu E_m a parametrech α_s/α_b, které mají stejný význam jak v modelu *Frank, Zhao (1982)*.

Rovnice t-z křivek	Změna tuhosti	Počáteční tuhost	
$q_s(s_s) = q_{s,ult}\left(1 - e^{-s_s/\lambda_s}\right)$	$\frac{dq_s}{ds_s} = \frac{q_{s,ult} - q_s}{\lambda_s}$	$k_s = \frac{q_{s,ult}}{\lambda_s} = \frac{\alpha_s E_m}{D_s}$	(4-6)
$q_b(s_b) = q_{b,ult}\left(1 - e^{-s_b/\lambda_b}\right)$	$\frac{dq_b}{ds_b} = \frac{q_{b,ult} - q_b}{\lambda_b}$	$k_b = \frac{q_{b,ult}}{\lambda_b} = \frac{\alpha_b E_m}{D_b}$	(4-7)

$$\lambda_s = \frac{q_{s,ult} D_s}{\alpha_s E_M} \tag{4-8}$$

$$\lambda_b = \frac{q_{b,ult} D_b}{\alpha_b E_M} \tag{4-9}$$



Obr. 4-5 Přenosová funkce AB1 (*Abchir et al., 2016*): a) tvar přenosové funkce, (b) změna tuhosti

AB2 Model (Abchir et al., 2016)

Ve srovnání s AB1 modelem není v AB2 modelu aktuální tuhost (dq_s/ds_s, dq_b/ds_b) závislá na mezních hodnotách plášťového tření $q_{s,ult}$ a odporu na patě $q_{b,ult}$. Tvar přenosové funkce je schematicky znázorněn na Obr. 4-6. Přenosová funkce pro plášť (4-10) je závislá na následujících parametrech:

- počáteční tuhost k_s,
- parametr δ_s, který se vypočte dle vztahu (4-12), kde a_s a b_s jsou vstupní parametry přenosové funkce,
- redukční faktor R_{fs}, který je definován jako poměr residuální (zbytkové) tuhosti při dosažení mezního plášťového tření $q_{s,ult}$ a počáteční tuhosti přenosové funkce (4-13).

Rovnice t-z křivek	Změna tuhosti	Počáteční tuhost	
$q_s(s_s) = R_{fs}k_s s_s + (1 - R_{fs})k_s\delta_s \tan^{-1}\frac{s_s}{\delta_s}$	$\frac{dq_s}{ds_s} = R_{fs}k_s + \frac{(1 - R_{fs})k_s}{1 + (s_s/\delta_s)^2}$	$k_s = \frac{\alpha_s E_M}{D_s}$	(4-10)
$q_b(s_b) = R_{fb}k_b s_b + (1 - R_{fb})k_b\delta_b \tan^{-1}\frac{s_b}{\delta_b}$	$\frac{dq_b}{ds_b} = R_{fb}k_b + \frac{(1 - R_{fb})k_b}{1 + (s_b/\delta_b)^2}$	$k_b = \frac{\alpha_b E_M}{D_b}$	(4-11)

$$\delta_s = \frac{D_s}{1000(a_s E_m + b_s)} \tag{4-12}$$

$$R_{fs} = \frac{\frac{dq_s}{ds_s}(\infty)}{\frac{dq_s}{ds_s}(0)} = \frac{\frac{dq_s}{ds_s}(\infty)}{k_s} \tag{4-13}$$

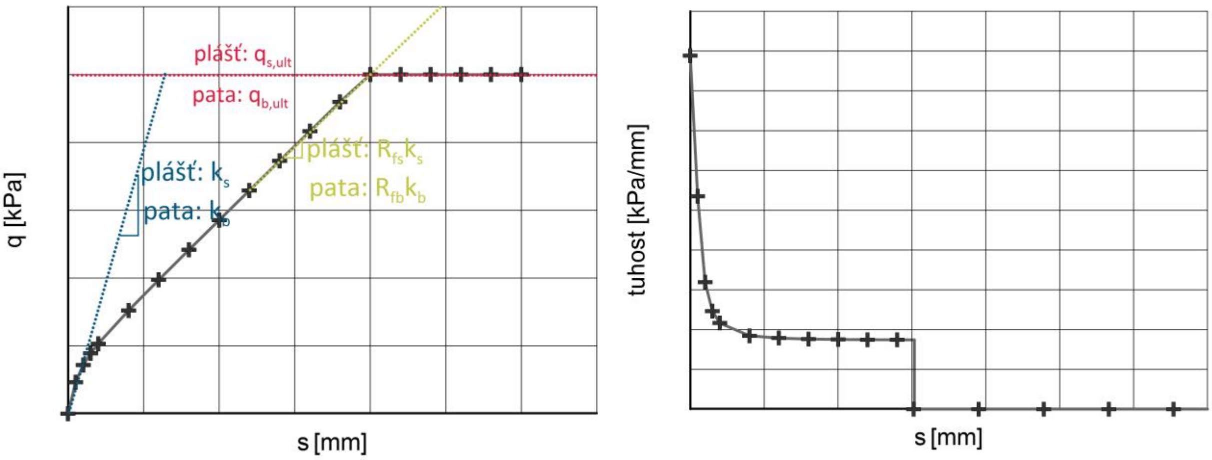
Přenosová funkce pro patu (4-11) je závislá na následujících parametrech:

- počáteční tuhost k_b,
- parametr δ_b, který se vypočte dle vztahu (4-14) pro jíly a (4-15) pro jiné typy zeminy, kde a_b, b_b jsou vstupní parametry přenosové funkce,
- redukční faktor R_{fb}, který je definován jako poměr reziduální (zbytkové) tuhosti při dosažení mezního napětí na patě $q_{b,ult}$ a počáteční tuhosti přenosové funkce (4-16).

$$\delta_b = \frac{D_b}{1000 b_b} E_M^{-a_b} \tag{4-14}$$

$$\delta_b = \frac{D_b}{1000(a_b E_M + b_b)} \tag{4-15}$$

$$R_{fs} = \frac{\frac{dq_b}{ds_b}(\infty)}{\frac{dq_b}{ds_b}(0)} = \frac{\frac{dq_b}{ds_b}(\infty)}{k_b} \tag{4-16}$$



(a) (b)

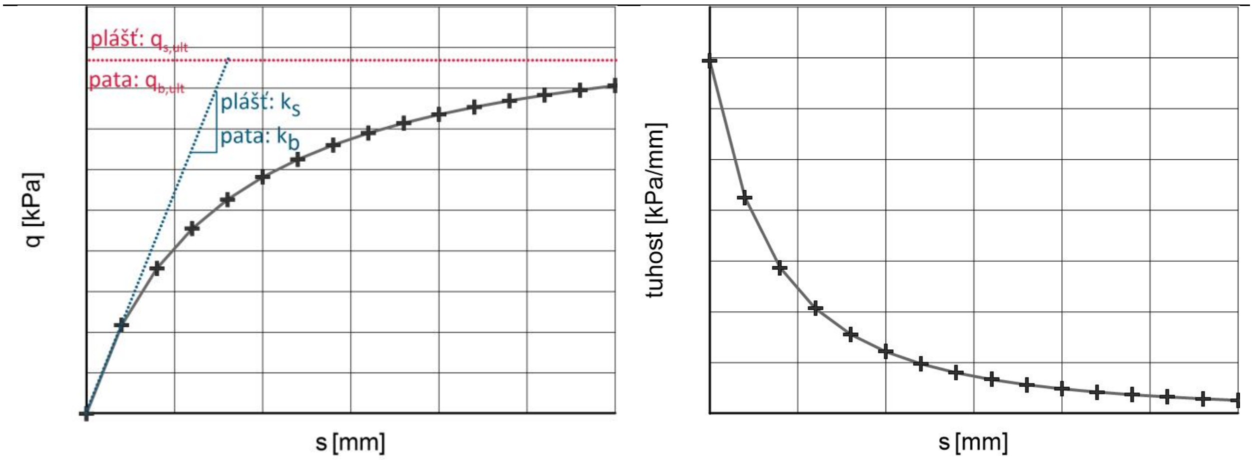
Obr. 4-6 Přenosová funkce AB2 (*Abchir et al., 2016*): a) tvar přenosové funkce, (b) změna tuhosti

4.3 ***Hyperbolické přenosové funkce***

Flemming (1992)

Flemming (1992) sestavil pro patu a plášť piloty hyperbolické přenosové funkce. Navržené tvary jsou při současném uvažování dokonale tuhé piloty založeny na práci *Chin (1972)*, který předpokládá hyperbolický tvar mezní zatěžovací křivky. Rovnici hyperboly lze výhodně transformovat do zobrazení $\Delta/Q - \Delta$, ve které tvar přímky a její směrnice je rovna maximální síle. Přenosové funkce mají tvar (4-17) pro plášť a (4-18) pro patu, kde M_s je deformační parametr ovlivňující počáteční tuhost (směrnici) mobilizační křivky pro plášť a E_b je modul pružnosti zeminy pod patou piloty. *Flemming (1992)* doporučuje hodnoty parametru M_S v rozmezí $0{,}001 - 0{,}004$.

Tvar t-z křivky	Změna tuhosti	Počáteční tuhost	
$q_s(s_s) = \frac{q_{s,ult} s_s}{M_s D_s + s_s}$	$\frac{dq_s}{ds_s} = \frac{q_{s,ult}}{M_s D_s + s_s} - \frac{s_s q_{s,ult}}{(M_s D_s + s_s)^2}$	$k_s = \frac{q_{s,ult}}{M_s D_s}$	(4-17)
$q_b(s_b) = \frac{q_{b,ult} s_b}{0{,}6\pi \frac{D_b}{4E_b} q_{b,ult} + s_b}$	$\frac{dq_b}{ds_b} = \frac{q_{b,ult}}{0{,}6\pi \frac{D_b}{4E_b} q_{b,ult} + s_b} - \frac{s_b q_{b,ult}}{\left(0{,}6\pi \frac{D_b}{4E_b} q_{b,ult} + s_b\right)^2}$	$k_b = \frac{4E_b}{0{,}6\pi D_b}$	(4-18)



(a) **(b)**

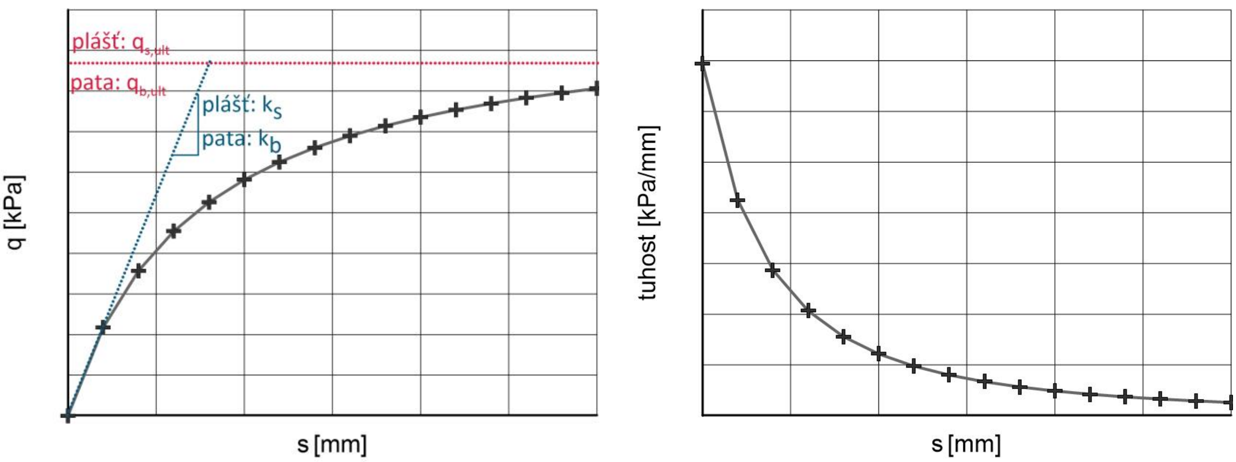
Obr. 4-7 Přenosová funkce dle *Flemming (1992)*: a) tvar přenosové funkce, (b) změna tuhosti

Bohn et al. (2016)

S využitím francouzské databáze zatěžovacích zkoušek pilot byly sestaveny hyperbolické přenosové funkce (4-19), (4-20), které jsou zobecněním práce *Flemming (1992)*. Význam parametru M_s je totožný s přenosovou funkcí dle *Flemming (1992)*. Rozdílná je formulace pro patu, kde *Bohn et al. (2016)* nahrazuje modul pružnosti E_b deformačním parametrem M_b. Přenosové funkce jsou ekvivalentní, pokud platí vztah (4-21). Doporučené hodnoty $M_s = 0{,}0038$ (horní hranice rozsahu dle *Flemming (1992)*) a $M_b = 0{,}01$.

Tvar t-z křivky	Změna tuhosti	Počáteční tuhost	
$q_s(s_s) = \frac{q_{s,ult} s_s}{M_s D_s + s_s}$	$\frac{dq_s}{ds_s} = \frac{q_{s,ult}}{M_s D_s + s_s} - \frac{s_s q_{s,ult}}{(M_s D_s + s_s)^2}$	$k_s = \frac{q_{s,ult}}{M_s D_s}$	(4-19)
$q_b(s_b) = \frac{q_{b,ult} s_b}{M_b D_b + s_b}$	$\frac{dq_b}{ds_b} = \frac{q_{b,ult}}{M_b D_b + s_b} - \frac{s_b q_{b,ult}}{(M_b D_b + s_b)^2}$	$k_b = \frac{q_{b,ult}}{M_b D_b}$	(4-20)

$$M_b = 0{,}6 \frac{q_{b,ult}}{D_b^2 E_b} \tag{4-21}$$



(a) **(b)**

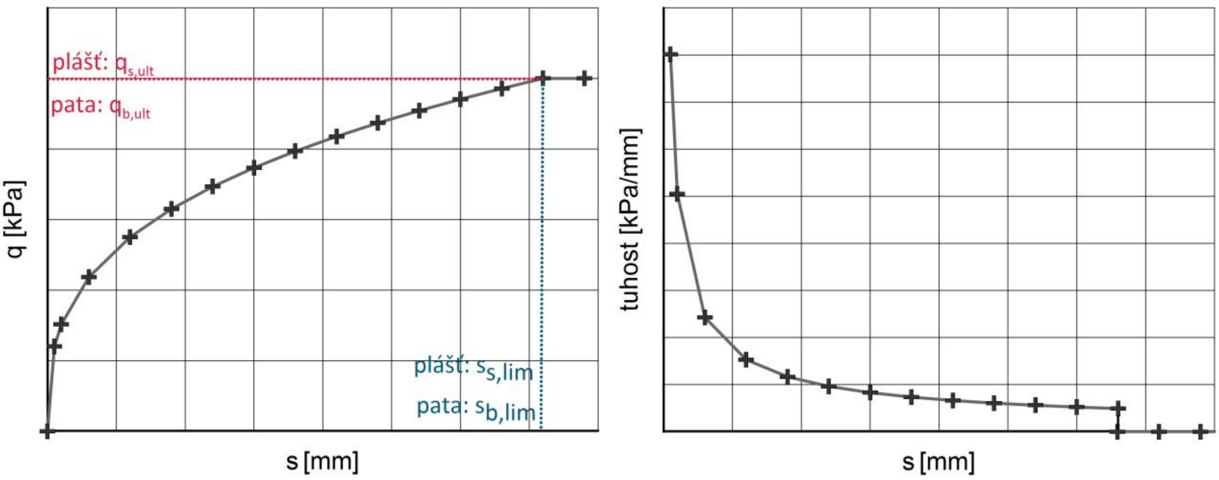
Obr. 4-8 Hyperbolická přenosová funkce dle *Bohn et al. (2006)*: a) tvar přenosové funkce, (b) změna tuhosti

4.4 *Další nelineární přenosové funkce*

Bohn et al. (2016)

Bohn et al. (2016) doporučuje pro mobilizační křivky vztahy (4-22) a (4-23). Deformačním parametrem je zde, na rozdíl od hyperbolických funkcí, přímo hodnota limitního sedání ($s_{s,lim}$, $s_{b,\mathrm{lim}}$), při které je dosažena mezní hodnota plášťového tření $q_{s,ult}$ resp. napětí na patě $q_{b,ult}$. Mezní hodnoty napětí nepředstavují asymptotické hodnoty jak je tomu u hyperbolických funkcí. Nevýhodu zde představuje nekonečná počáteční tuhost, která neodpovídá reálným měřením. Tvar přenosové funkce je znázorněn na Obr. 4-9a, průběh změny tuhosti na Obr. 4-9b. *Bohn et al. (2016)* doporučuje následujíce hodnoty deformačních parametrů: $s_{s,lim} = 0{,}018m$ a $s_{b,lim} = 0{,}1D_b$.

Tvar t-z křivky	Změna tuhosti	Počáteční tuhost	
$q_s(s_s) = min\left(\left(\frac{s_s}{s_{s,lim}}\right)^{\frac{1}{3}} q_{s,ult};\ q_{s,ult}\right)$	$\frac{dq_s}{ds_s} = \frac{1}{3}\frac{1}{s_s^{2/3}}\frac{1}{s_{s,lim}^{1/3}} q_{s,ult},\quad s_s < s_{s,lim}$ $\frac{dq_s}{ds_s} = 0,\quad s_s \geq s_{s,lim}$	∞	(4-22)
$q_b(s_b) = min\left(\left(\frac{s_b}{s_{b,lim}}\right)^{\frac{1}{3}} q_{b,ult};\ q_{s,ult}\right)$	$\frac{dq_b}{ds_b} = \frac{1}{3}\frac{1}{s_b^{2/3}}\frac{1}{s_{b,lim}^{1/3}} q_{b,ult},\quad s_s < s_{s,lim}$ $\frac{dq_b}{ds_b} = 0,\quad s_b \geq s_{b,lim}$	∞	(4-23)



(a) (b)

Obr. 4-9 Kubická přenosová funkce dle *Bohn et. al (2006)*: a) tvar přenosové funkce, (b) změna tuhosti

Zhang a Zhang (2012)

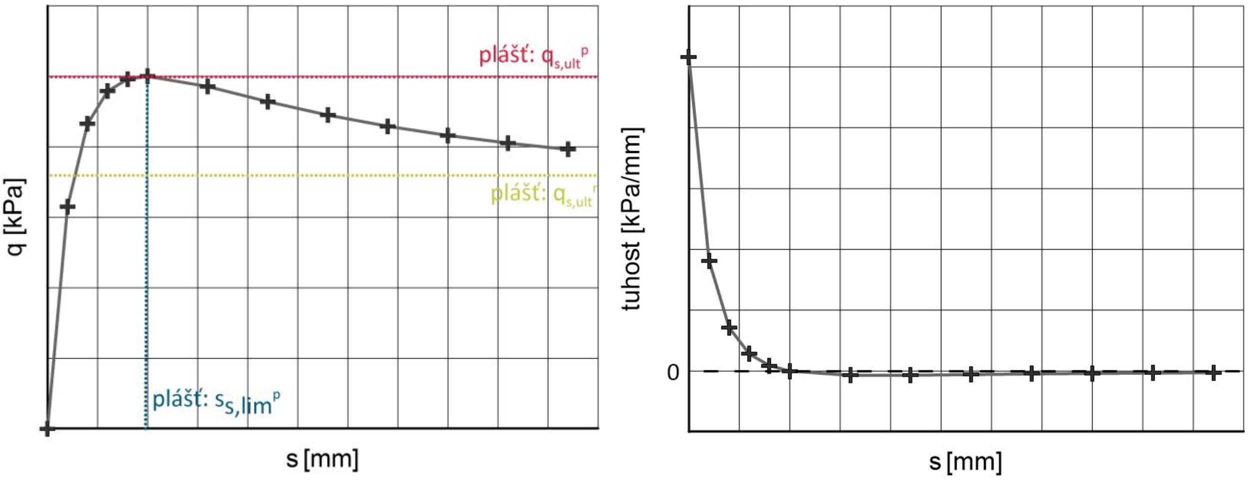
Autoři sestavili pro plášť piloty komplexní nelineární přenosovou funkci zahrnující povrcholové smykové změkčování. Vstupní konstanty a, b, c závisí na vrcholové ($q_{s,ult}^{p}$) a residuální ($q_{s,ult}^{res}$) hodnotě plášťového tření a hodnotě posunutí ($s_{s,lim}^{p}$) při dosažení vrcholového plášťového tření podle vztahů (4-25) až (4-27), kde $\beta_s = q_{s,ult}^{res}/q_{s,ult}^{p}$ je poměr vrcholové a residuální hodnoty plášťového tření, který se u velkoprůměrových pilot pohybuje v rozsahu 0,83 až 0,97.

Tvar t-z křivky	Změna tuhosti	Počáteční tuhost	
$q_s(s_s) = \frac{s_s(a + cs_s)}{(a + bs_s)^2}$	$\frac{dq_s}{ds_s} = \frac{(a + 2cs_s)(a + bs_s) - 2b(as_s + cs_s^2)}{(a + bs_s)^3}$	∞	(4-24)

$$a = (b - 2c)s_{s,lim}^p = \frac{\beta_s - 1 + \sqrt{1 - \beta_s}}{2\beta_s}\frac{s_{s,lim}^p}{q_{s,ult}^p} \tag{4-25}$$

$$b = \frac{1 - \sqrt{1 - \beta_s}}{2\beta_s}\frac{1}{q_{s,ullt}^p} \tag{4-26}$$

$$c = \frac{2 - \beta_s + 2\sqrt{1 - \beta_s}}{4\beta_s}\frac{1}{q_{s,ult}^p} \tag{4-27}$$



(a) (b)

Obr. 4-10 Přenosová funkce se změkčením dle *Zhang and Zhang (2006)*: a) tvar přenosové funkce, (b) změna tuhosti

4.5 *Závěrečná sumarizace a komentář*

Sumarizace výše popsaných přenosových funkcí a jejich vstupních parametrů je provedena v Tab. 4-4. Pro všechny přenosové funkce jsou vstupem v kategorii parametrů pevnosti mezní plášťové tření ($q_{s,ult}$) a mezní napětí na patě ($q_{b,ult}$). V Tab. 4-4 proto nejsou uváděny samostatně pro každý model. Přenosové funkce jsou z kvantitativního hlediska porovnány v následujícím příkladu. Je uvažována vrtaná pilota průměru $D_p = D_s = D_b = 900mm$, zhotovena v překonsolidovaných soudržných zeminách charakteru brněnského neogenního jílu s hodnotou mezního plášťového tření $q_{s,ult} = 100\ kPa$. Hodnoty vstupních parametrů specifických pro jednotlivé přenosové funkce jsou uvedeny v Tab. 4-5. Poloměr zóny ovlivněné zatěžováním piloty r_m v přenosové funkce pro plášť dle *Randolph, Wroth (1978)* byl stanoven na základě vztahu (4-2) s uvažováním délky piloty $L_p = 10\ m$ a hodnotou Poissonova čísla $\nu = 0{,}3$. V případě elastických modelů je problematické stanovení odpovídající tuhosti, která je při skutečném chování platná pouze v malém oboru přetvoření. V modelu *Randolph, Wroth (1978)* je elastická odezva řízena smykovým modulem G_s. Modul G_s byl odvozen pomocí modulu při odtížení – opětovném přitížení v triaxiálních podmínkách $E_{ur} = 36170\ kPa$, jehož hodnota byla stanovena zpětnou analýzou stavebních jam (*Miča et al. 2012*).

Pro modul G_s pak platí vztah (4-28), kde $\nu_{ur} = 0{,}2$ je Poissonovo číslo při odtížení – opětovném přitížení.

Tab. 4-4 Přehled přenosových funkcí a sumarizace jejich vstupních parametrů

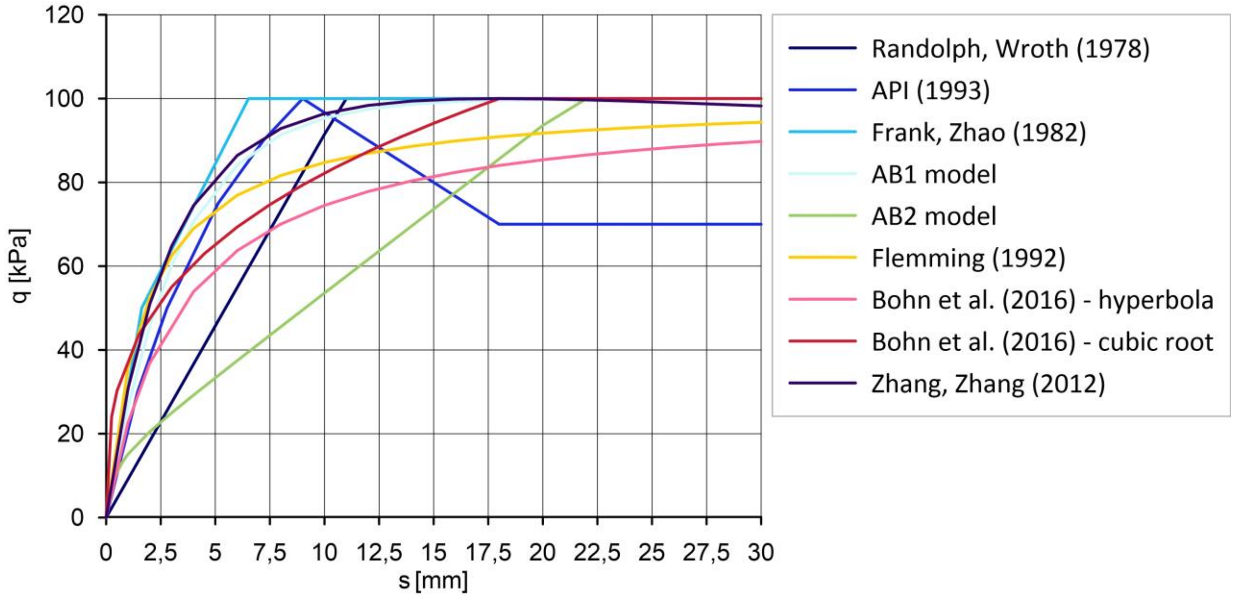
Model	Charakteristika	Parametry tuhosti		Počet
Randolph, Wroth (1978)	Lineárně elastický – perfektně plastický	Pata	G_p, D_b, ν, η	4
		Plášť	G_s, r_m, D_s	3
API (1993)	Po částech lineární model	Pata	-	0
		Plášť	-	0
Frank, Zhao (1982)	Trilineární model	Pata	α_b, E_M, D_b	3
		Plášť	α_s, E_M, D_s	3
AB1 model (Abchir et al., 2016)	Nelineárně elastický model	Pata	α_b, E_M, D_b	3
		Plášť	α_s, E_M, D_s	3
AB2 Model (Abchir et al., 2016)	Nelineárně elastický model	Pata	$\alpha_b, R_{fb}, a_b, b_b, E_M, D_b$	6
		Plášť	$\alpha_s, R_{fs}, a_s, b_s, E_M, D_s$	6
Flemming (1992)	Nelineární hyperbolický model	Pata	E_b, D_b	2
		Plášť	D_s	1
Bohn et al. (2016)	Nelineární model – hyperbola	Pata	M_b, D_b	2
		Plášť	M_s, D_s	2
Bohn et al. (2016)	Nelineární model – kubická parabola	Pata	$s_{b,lim}$	1
		Plášť	$s_{s,lim}$	1
Zhang, Zhang (2012)	Nelineární model se změkčením	Plášť	$s^p_{s,lim}, \beta_s$	2

Tab. 4-5 Hodnoty vstupních parametrů přenosových funkcí pro plášť

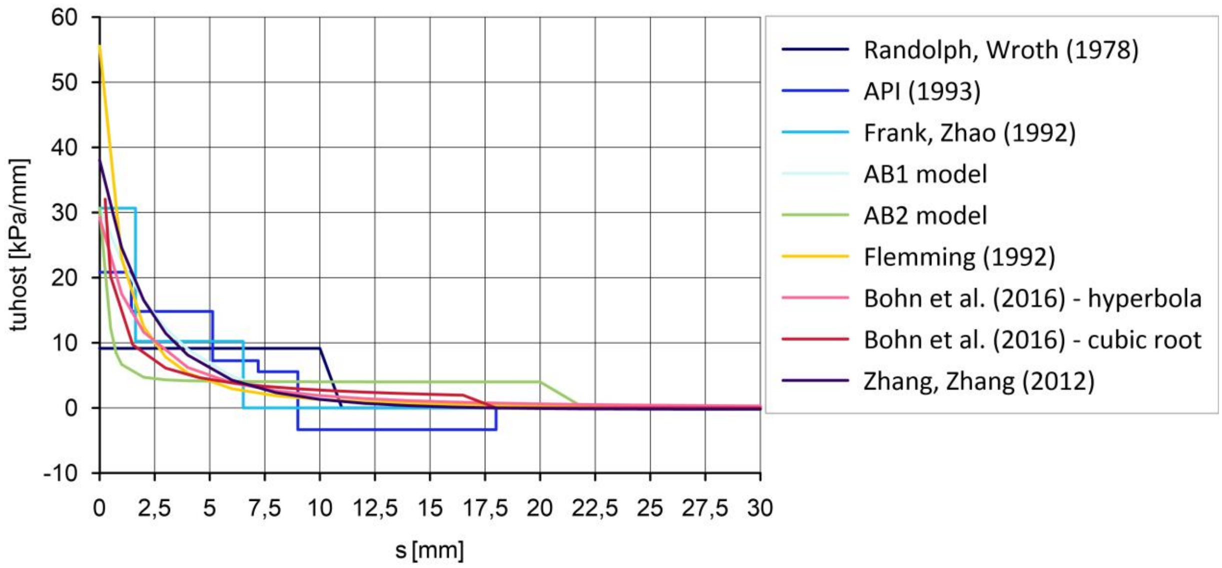
Model	Hodnoty vstupních parametrů
Randolph, Wroth (1978)	$G_s = 15{,}07\ MPa;\ r_m = 17{,}5\ m;\ D_s = 0{,}9\ m$
API (1993)	$D_s = 0{,}9\ m$
Frank, Zhao (1982)	$\alpha_s = 2{,}0;\ E_m = 13{,}8\ MPa;\ D_s = 0{,}9\ m$
AB1 model (Abchir et al., 2016)	$\alpha_s = 2{,}0;\ E_m = 13{,}8\ MPa;\ D_s = 0{,}9\ m$
AB2 Model (Abchir et al., 2016)	$\alpha_s = 2{,}0; R_{fs} = 0{,}13; a_s = 0{,}14\ MPa^{-1}; b_s = 0{,}76;$ $E_M = 13{,}8\ MPa, D_s = 0{,}9\ m$
Flemming (1992)	$M_s = 0{,}002; D_s = 0{,}9m$
Bohn et al. (2016)	$M_s = 0{,}0038;\ D_s = 0{,}9m$
Bohn et al. (2016)	$s_{s,lim} = 0{,}018\ m$
Zhang, Zhang (2012)	$s^p_{s,lim} = 0{,}018$ m; $\beta_s = 0{,}83$

$$G_s = \frac{E_{ur}}{2(1+\nu_{ur})} \tag{4-28}$$

Porovnání přenosových funkcí je znázorněno v grafech na Obr. 4-11 (závislost mobilizovaného plášťového tření q_s na posunu s_s) a na Obr. 4-12 (závislost tuhosti dq_s/ds_s na posunu s_s). Tuhost přenosové funkce lze interpretovat jako přírůstek mobilizovaného plášťového tření při jednotkovém relativním posunu pilota – zemina. Tuhost 20kPa/mm tedy znamená, že při relativním posunu 1 mm naroste hodnota mobilizovaného plášťového tření o 20 kPa.



Obr. 4-11 Porovnání přenosových funkcí: závislost mobilizovaného plášťového tření na posunu



Obr. 4-12 Porovnání přenosových funkcí: závislost tuhosti na posunu

Mezní plášťové tření je nejdříve dosaženo v případě bilineární přenosové funkce *Frank, Zhao (1982)* a po částech lineární funkce *API (1993)*. Je to dáno tím, že tyto funkce nezohledňují kontinuální pokles tuhosti až do nulové/residuální hodnoty při plné mobilizaci plášťového tření. 80% mezního plášťového tření je dosaženo ve všech funkcích při posunu 4,5 až 8 mm, kromě hyperbolické funkce *Bohn et. al. (2016)* a funkce AB2 (*Abchir et al., 2016)*. V prvním případě je to způsobeno konzervativním odhadem parametru $M_s = 0{,}0038$, který byl v práci Bohn et al. (2016) stanoven společně pro vrtané i ražené piloty bez ohledu na typ zemin. Koncept modelu AB2, kdy je již při malých posunutích dosažena residuální tuhost, která je pak konstantní až do porušení, výrazně podhodnocuje tuhost přenosové funkce v rozmezí posunů 0 až 5 mm. Záporná tuhost značí, že dochází ke změkčování (poklesu mobilizovaného plášťového tření při nárůstu svislého posunu). To je zahnuto v modelech *API (1993)* a *Zhang a Zhang (2012)*.

5. MEZNÍ PLÁŠŤOVÉ TŘENÍ A NAPĚTÍ NA PATĚ

Parametrem, který vstupuje do každé přenosové funkce je mezní plášťové tření ($q_{s,ult}$) a mezní napětí na patě ($q_{b,ult}$). V této kapitole jsou popsány základní způsoby stanovení těchto hodnot.

5.1 *Mezní plášťové tření* $q_{s,ult}$

α metoda

V α metodě je mezní plášťové tření $q_{s,ult}$ vztaženo k neodvodněné smykové pevnosti s_u (c_u) pomocí empirického koeficientu α (5-1).

$$q_{s,ult} = \alpha s_u \tag{5-1}$$

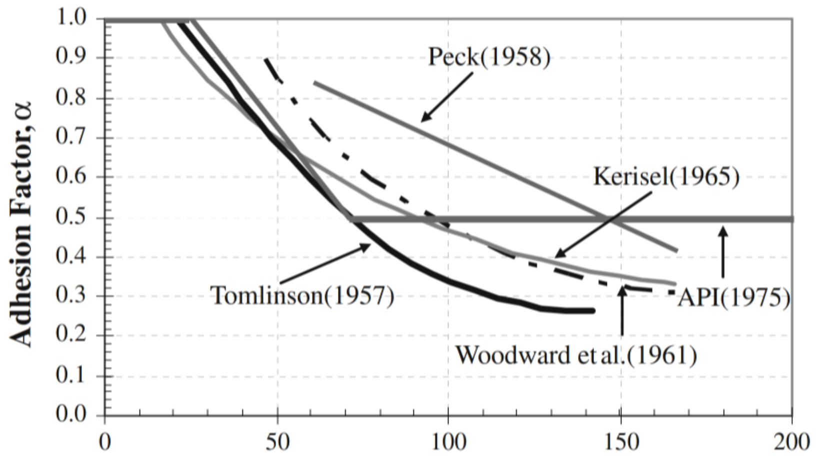
Vardanega et al. (2012) konstatuje, že hodnoty α se pro Londýnské jíly pohybují v rozsahu 0,45 až 0,60, běžně se předpokládá hodnota 0,5. Hodnoty koeficientu α klesají s narůstající smykovou pevností. Porovnání řady korelací $\alpha - s_u$ je znázorněno na Obr. 5-1. *API (1987)* doporučuje stanovení součinitele α na základě poměru neodvodněné smykové pevnosti a efektivního vertikálního napětí σ'_{or} (5-2).

$$\begin{aligned} {s_u}/{\sigma'_{or}} < 1{,}0 \;\rightarrow\; \alpha = 0{,}5\left({s_u}/{\sigma'_{or}}\right)^{-0{,}5} \\ {s_u}/{\sigma'_{or}} > 1{,}0 \;\rightarrow\; \alpha = 0{,}5\left({s_u}/{\sigma'_{or}}\right)^{-0{,}25} \end{aligned} \tag{5-2}$$

Rovnice (5-2) byly v dalším doporučení *API (1993)* aktualizovány do podoby (5-3). Další vývoj těchto vztahů lze najít v publikaci *Kolk, van der Velde (1996)*, ve kterých je přímo zahrnuta délka piloty (5-4).

$$q_{s,ult} = max\left[0{,}5(s_u\sigma'_{or})^{0{,}5}; 0{,}5 s_u^{0{,}75}\sigma'^{0{,}25}_{or}\right] \tag{5-3}$$

$$q_{s,ul} = 0{,}55 s_u^{0{,}7}\sigma'^{0{,}3}_{or}\left(\frac{40}{L_p/D_p}\right)^{0{,}2} \tag{5-4}$$



Obr. 5-1 Závislost redukčního součinitele α na neodvodněné smykové pevnosti s_u (*Doherty, Gavin, 2011*)

Burland (1973) sumarizuje několik nevýhod α metody, resp. metody stanovující plášťové tření s využitím neodvodněné smykové pevnosti:

- Smykové přetvoření v důsledku zatěžovaní piloty je koncentrováno do tenké zóny. Malá tloušťka této oblasti umožňuje rychlou konsolidaci zeminy a nejsou tedy splněny podmínky neodvodněného zatěžování.
- V důsledku zhotovení piloty dochází k porušení zeminy v těsné blízkosti vrtu, a proto použití neodvodněné smykové pevnosti neporušené zeminy není adekvátní.
- Neexistuje jasný vztah mezi neodvodněnou a odvodněnou smykovou pevností zeminy.

***β* metoda**

V β metodě je mezní plášťové tření vztaženo k efektivnímu geostatickému napětí σ'_{or} pomocí koeficientu β, kde K_s je součinitel bočního tlaku působícího na plášť piloty a δ je třecí úhel na rozhraní pilota – zemina.

$$q_{s,ult} = \sigma'_{h0} \tan\delta$$
$$q_{s,ult} = \sigma'_{or} K_s \tan\delta \tag{5-5}$$
$$q_{s,ult} = \beta\sigma'_{or}$$

$$\beta = K_s \tan\delta \tag{5-6}$$

Burland (1973) doporučuje pro třecí úhel konstrukce – zemina použít efektivní úhel vnitřního tření v kritickém stavu φ_{cv}. Pro normálně konsolidované zeminy tak lze teoretickou hodnotu koeficientu β zapsat vztahem (5-7). Pro typické hodnoty úhlu vnitřního tření v rozsahu 20° až 30° se tak teoretická hodnota koeficientu β pohybuje v rozmezí 0,24 až 0,29, co lze pokládat za relativně malý rozsah. Experimentálně zjištěné hodnoty získané ze zatěžovacích zkoušek pilot se pohybují v rozsahu 0,25 až 0,40.

$$\begin{aligned} K_s &= K_0^{nc} = 1 - \sin\varphi_{cv} \\ \beta &= (1 - \sin\varphi_{cv}) \tan\varphi_{cv} \end{aligned} \tag{5-7}$$

Vesic (1977) stanovil především pro ražené piloty v normálně konsolidovaných soudržných zeminách alternativní vztah pro výpočet koeficientu β (5-8), který predikuje hodnoty β faktorů o cca 20 % vyšší ve srovnání se vztahem (5-7).

$$\beta = \frac{sin\varphi_{cv} \cos\varphi_{cv}}{1 + (sin\varphi_{cv})^2} \tag{5-8}$$

Problematičtějším se stává stanovení součinitele bočního tlaku K_s pro překonsolidované soudržné zeminy. *Mayerhof (1976)* doporučuje pro vrtané piloty vztah $K_s = 0{,}75K_0^{oc}$, kde K_0^{oc} je součinitel zemního tlaku v klidu pro překonsolidované zeminy. Ten je závislý na stupni překonoslidace OCR např. dle empirického vzathu $K_0^{oc} = (1 - \sin\varphi_{cv})OCR^{0,5}$.

$$K_s = 0{,}75K_0^{oc} = 0{,}75(1 - \sin\varphi_{cv})OCR^{0,5} \tag{5-9}$$

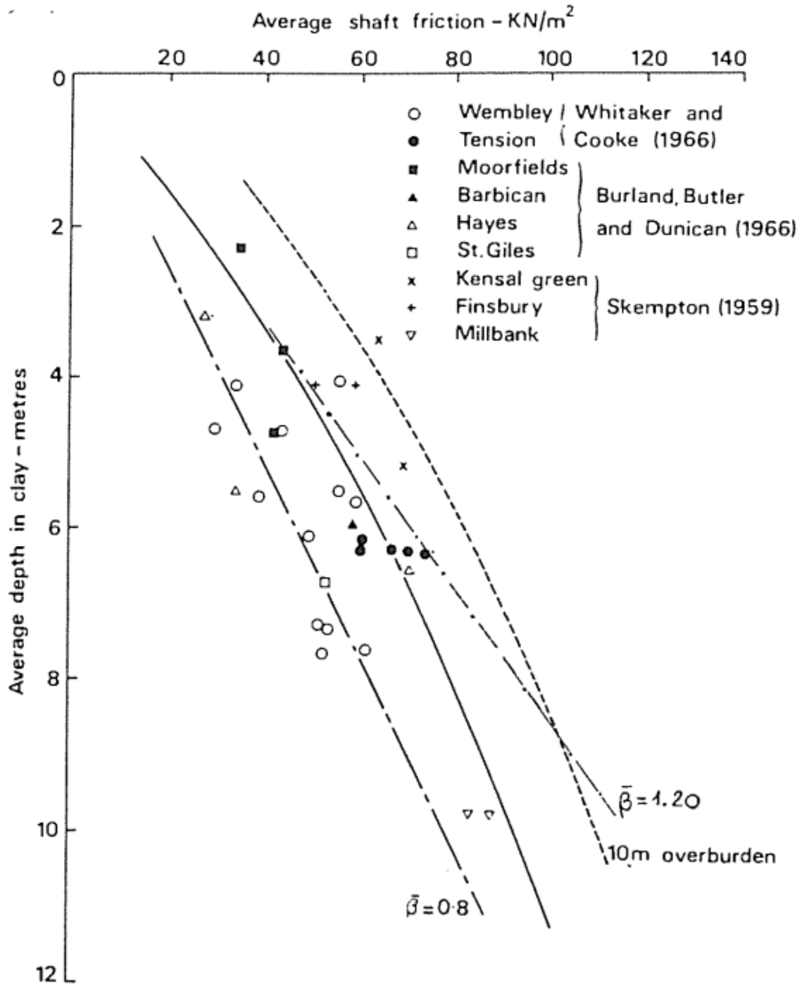
Dle *Brown et al. (2010)* lze součinitel bočního tlaku K_s uvažovat totožný s K_0^{OC} dle následujícího vztahu:

$$K_s = K_0^{oc} = (1 - \sin\varphi_{cv})OCR^{\sin\varphi_{cv}} \tag{5-10}$$

Vardanega et al. (2012) vychází při stanovení součinitele bočného tlaku K_s z vlastní tíhy betonu působícího na stěny vrtu (5-11), kde γ_c je objemová tíha betonu, γ je objemová tíha zeminy, z je hloubka a u je hydrostatický pórový tlak v hloubce z.

$$K_s = \frac{\gamma_c z - u}{\gamma z - u} \tag{5-11}$$

Burland (1973) sestavil závislost mezi délkou piloty a průměrným mezním plášťovým třením (Obr. 5-2) pro vrtané piloty v překonsolidovaných londýnských jílech na základě které stanovil hodnotu hodnotou β faktoru v rozsahu 0,8 – 1,2. Tyto hodnoty jsou výrazně vyšší ve srovnání s normálně konsolidovanými soudržnými zeminami pravděpodobně v důsledku vyšší hodnoty K_o.



Obr. 5-2 Experimentálně zjištěná závislost mezního plášťového tření $q_{s,ult}$ na hloubce v překonsolidovaném jílu dle *Burland (1973)*

Jednotící vlastností všech výše popsaných vztahů je, že vodorovné napětí působící na pilotu se nemění v průběhu zatěžování. Zohledněním změny radiálního napětí v důsledku zhotovení piloty ($\Delta\sigma'_{hc}$) a následného zatěžování ($\Delta\sigma'_{hl}$) lze vztah (5-5) zobecnit do podoby (5-12). V případě vrtaných pilot jsou, např. dle *Mascarucci et al. (2014)*, změny radiálního napětí v důsledku instalace výrazně menší než v průběhu zatěžování.

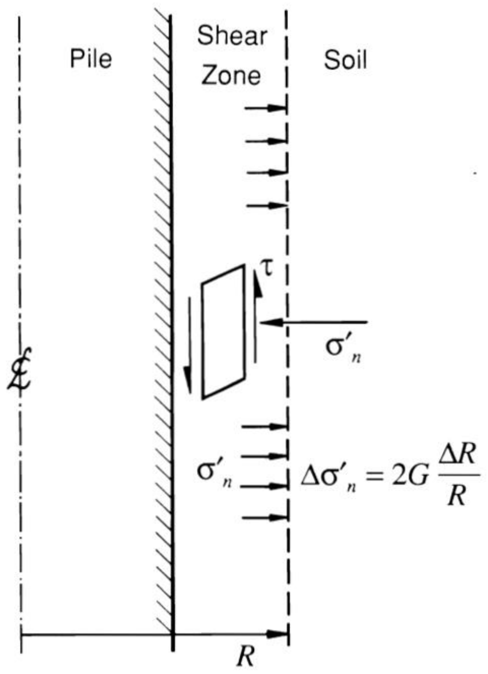
$$q_{s,ult} = (\sigma'_{h0} + \Delta\sigma'_{hc} + \Delta\sigma'_{hl}) \tan\delta \tag{5-12}$$

Ke změnám radiálního napětí v průběhu zatěžování dochází především z následujících důvodů:

- Rotace hlavních napětí. *Lehane et al. (1993)* na základě analýz podrobně instrumentovaných zatěžovacích zkoušek ve středně ulehlých píscích demonstruje, že v případě tlakem zatížených pilot je redukce radiálního napětí v důsledku rotace hlavních napětí malá, na rozdíl od tahových zkoušek, kde byla významnější. Vliv rotace hlavních napětí klesá s narůstající ulehlostí.

- Dilatance zemin v smykové zóně na rozhraní pilota – zemina. Změna – nárůst radiálního napětí při zatěžování je důležitým jevem u nesoudržných středně ulehlých až ulehlých zeminách s dilatantním chováním. Smyková deformace je koncentrována do tzv. smykové zóny („shear band“) na rozhraní plášť – zemina nebo v její těsné blízkosti. Dilatantní zemina má ve smykové zóně tendenci zvětšovat svůj objem, zemní prostředí v okolí smykové zóny však teto změně brání, v důsledku čeho dochází k nárůstu radiálního napětí a tudíž mezního plášťového tření. V angličtině je pro tento jev zaveden pojem „*constrained dilatacy*“. *Houlsby (1991)* doporučuje pro stanovení nárůstu radiálního napětí vztah (5-13) vycházející z teorie expanze válcové dutiny, kde G je smykový modul pružnosti, u_r je radiální deformace v důsledku dilatance zeminy ve smykové zóně a r_p je poloměr piloty. $k_n = 2G/r_p$ je tedy radiální tuhost zeminy v okolí smykové zóny. Ze vztahu je zřejmé, že radiální tuhost a tudíž nárůst radiálního napětí je nepřímo úměrný poloměru piloty a s rostoucím průměrem tedy vliv efektu dilatance klesá. Vliv průměru na koeficient radiální tuhosti k_n se potvrdil na základě modelových zkoušek pilot v centrifuze. *Lehane et al. (2005)* konstatuje, že ačkoliv vliv dilatance klesá z průměrem piloty, tak i v případě průměru piloty 800mm dochází v důsledku zamezené dilatance a následného nárůstu radiálního napětí ke 40% zvýšení únosnosti pláště. Podrobněji je vliv zamezení dilatance popsán v kap. 7.1, kde je také popsán způsob zahrnutí do metody přenosových funkcí

$$\Delta\sigma'_{hl} = 2G\frac{u_r}{r_p} = k_n u_r \qquad (5\text{-}13)$$



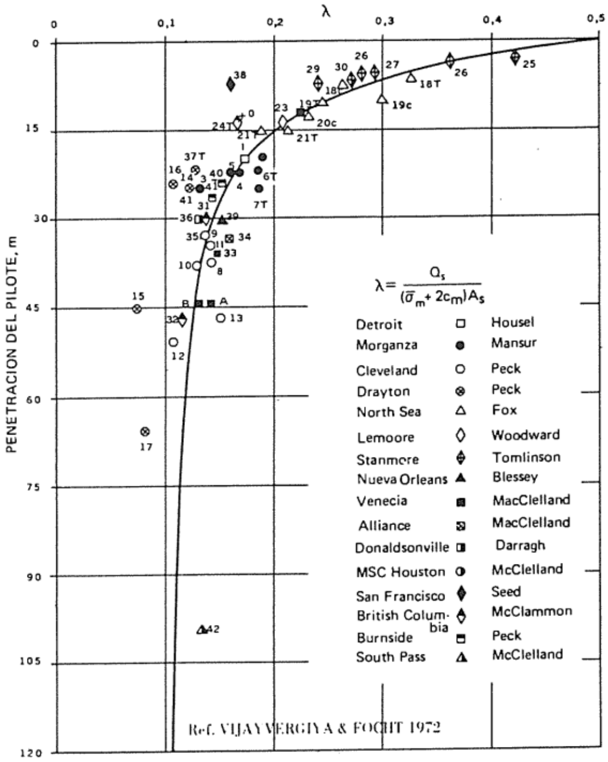
Obr. 5-3 Smyková zóna („shear band“) na rozhraní pilota – zemina (převzato z *Houlsby, 1991*)

λ metoda

Výpočetní metody spadající do skupiny λ metod kombinují pro stanovení mezního plášťového tření jak efektivní geostatické napětí σ'_{or} (β metoda), tak neodvodněnou smykovou pevnost s_u (α metoda). *Vijayvergiya, Focht (1972)* sestavili na základě zpětné analýzy sady zatěžovacích zkoušek ražených pilot v normálně až mírně překonsolidovaných zeminách vztah (5-14), kde λ je emprický korelační faktor, index „av“ v případě vertikálního efektivního napětí a neodvodněné smykové pevnosti značí, že jde o průměrné hodnoty po celé délce piloty. Získaná závislost korelačního koeficientu λ na délce piloty je znázorněna na Obr. 5-4. *Jimenes Salas (1976*) odvodil pro normálně konsolidované soudržné zeminy korelační vztah (5-15).

$$q_{s,ult} = \lambda\left(\sigma'_{or,av} + 2c_{u,av}\right) \tag{5-14}$$

$$\lambda = \frac{0{,}0897L_p + 2{,}781}{L_p + 5{,}563} \tag{5-15}$$

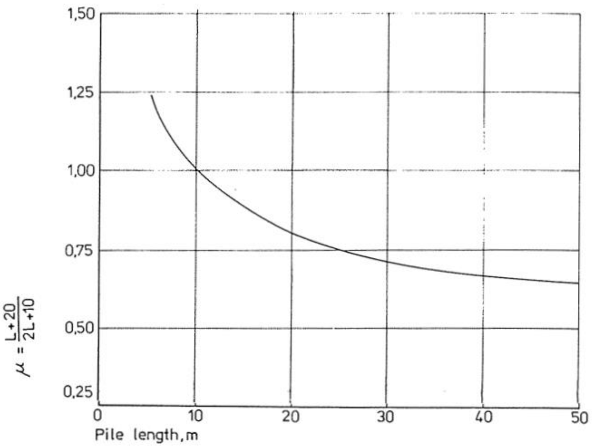


Obr. 5-4 Závislost korelačního faktoru λ na délce ražené piloty podle *Vijayvergiya, Focht (1972)*

Flaate, Selnes (1977) taktéž odvodil metodu kombinující informaci o efektivním geostatickém napětí a neodvodněné smykové pevnosti (5-16), kde μ_L je redukční faktor odvislý na délce piloty (5-17) zohledňující nekonstantní mobilizaci plášťového tření, OCR je stupeň překonoslidace, I_p je index plasticity.

$$q_{s,ult} = \mu_L\left[\left(0{,}2 - 0{,}001I_p\right)\sqrt{OCR}\sigma'_{OR} + 0{,}008I_p c_u\right] \tag{5-16}$$

$$\mu_L = \frac{L + 20}{2L + 20} \tag{5-17}$$

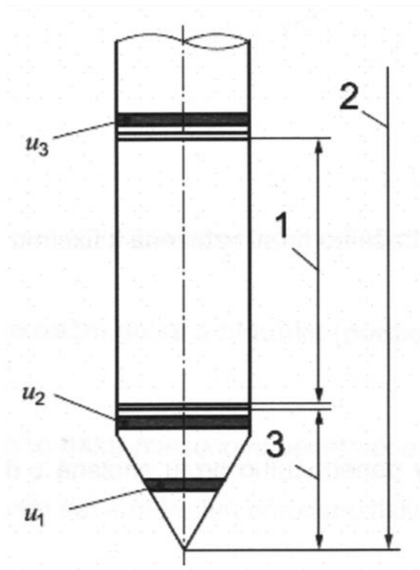


Obr. 5-5 Závislost redukčního součinitele μ na délce piloty (převzato z *Flaate, Selnes, 1977)*

CPT metody

Metody pro stanovení mezního plášťového tření s využitím CPT zkoušek lze rozdělit na:

a) přímé: odpor na hrotu q_c a/nebo lokální plášťové tření f_s jsou využity přímo pro odhad mezního plášťového tření $q_{s,ult}$
b) nepřímé: q_c, f_s jsou využity pro odhad parametrů smykové pevnosti (s_u, φ'_c), na základě kterých je pomocí výše zmíněných metod stanoveno plášťové tření $q_{s,ult}$.



Obr. 5-6 Příklad penetračního hrotu (převzato z ČSN EN ISO 22476-1)

Hroty pro statickou penetraci (CPT) Obr. 5-6 umožňují v dnešní době měřit jak odpor na hrotu (na Obr. 5-6, oblast 3), tak lokální plášťové tření třecí manžetou (na Obr. 5-6, oblast 1). Přímé metody jsou založené na využití těchto primárních veličin z CPT zkoušky. Naměřené hodnoty z CPT zkoušky jsou redukovány bezrozměrnými součiniteli pro získání mezního plášťového tření $q_{s,ult}$, buď z měřeného plášťového tření (5-18) nebo z měřeného odporu na hrotu (5-19). Uvedené vztahy jsou obecným postupem stanovení mezního plášťového tření z CPT.

$$q_{s,ult} = \alpha_s f_s \tag{5-18}$$

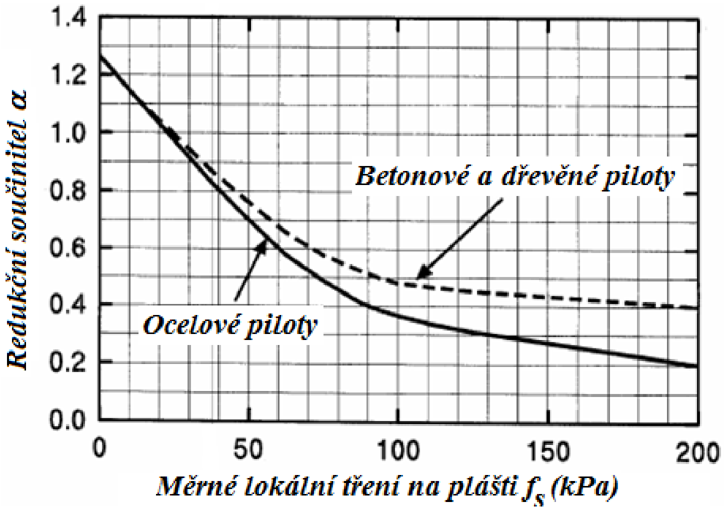
$$q_{s,ult} = \alpha_c q_c \tag{5-19}$$

Pro piloty v nesoudržných zeminách bylo v oblasti východního Slovenska na dvaceti porovnávacích zkouškách ověřeno, že penetrační sondu je možné považovat za zmenšený model piloty a je možné podle jejích výsledků usuzovat na únosnost pilot *(Matys et al., 1990)*. Hodnoty součinitelů α_s dle rovnice (5-18) takto zjištěné uvádí Tab. 5-1. V tomto případě je možné mluvit o α_s jako o technologickém součiniteli.

Tab. 5-1 Hodnoty součinitele α_s pro piloty dle *Matys et al., 1990*

Typ piloty	součinitel α_s
vibrovaná	1,0
VÚIS	0,8
vrtaná	0,6

Obdobně výsledků lokálního plášťového tření z CPT zkoušky využívá *Schmertmann (1978)*. Mezní plášťové tření je stanoveno dle (5-18) na základě závislosti součinitele α_s na plášťovém tření (Obr. 5-7).



Obr. 5-7 Graf hodnot součinitele α_s pro metodu dle Schmertmana (převzato z *FINE, spol. s r.o., 2020*)

Postupy dle *ČSN EN 1997-2, NEN 6743, Bustamante (1982*) využívají pro stanovení mezního plášťového tření měřený odpor na hrotu dle (5-19). Redukční součinitele α_c pro jemnozrnné zeminy například pro postup dle *ČSN EN 1997-2* jsou uvedeny v Tab. 5-2.

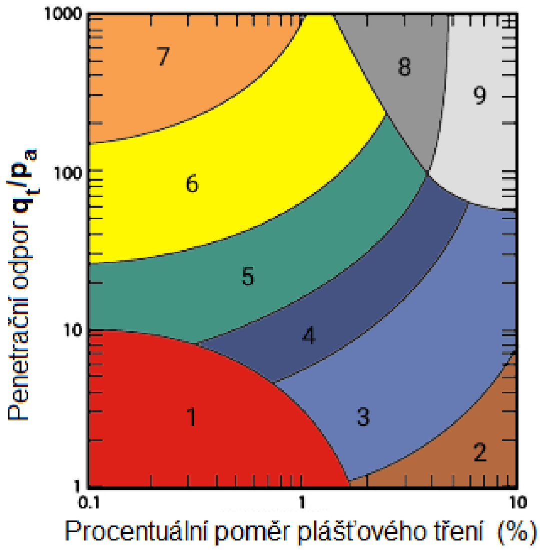
Tab. 5-2 Hodnoty součinitele α_c pro piloty dle *Matys et al., 1990*

Druh zeminy	q_c [MPa]	součinitel α_C
jíl	> 3	< 0,030
jíl	< 3	< 0,020
prach		< 0,025

Odvození mezního plášťového tření dle těchto postupů musí předcházet znalost technologie zhotovení piloty a určení typu zeminy, podle kterého je volena skupina součinitelů α_s, α_c. Pro plnohodnotné využití CPT zkoušky vznikla klasifikace SBT (Soil Behavior Type) *(Robertson 1986, 2009, 2010a)* (Obr. 5-8), která na základě měřených odporů na hrotu a lokálního plášťového tření určí zemní typ, který se vyznačuje podobným chováním. Metoda je založena na pozorování, že různé zeminy vykazují různý poměr odporu na hrotu a plášti penetrační sondy. Konkrétně se využívá opraveného odporu na hrotu q_t (5-22) a třecího poměru R_f (5-23).

$$q_t = q_c + u_2(1 - \alpha) \tag{5-20}$$

$$R_f = \frac{f_s}{q_t} \cdot 100\ [\%] \tag{5-21}$$



Oblast	Typ zeminy (SBT)
1	Citlivá jemnozrnná zemina
2	Organické zeminy - jíly
3	Jíly - hlinitý jíl, jíly
4	Hlinitá směs - jílovitá hlína, hlinitý jíl
5	Písčitá směs - hlinitý písek, písčitá hlína
6	Písky - čístý písek, hlinitý písek
7	Štěrkovitý písek, ulehlý písek
8	Velmi tuhý písek, jílovitý písek *
9	Velmi tuhá jemnozrnná zemina *

* překonsolidovaná zemina

Obr. 5-8 Klasifikace SBT dle Robertsona (převzato z *FINE, spol. s r.o., 2020*)

Nepřímé metody stanovení mezního plášťového tření $q_{s,ult}$ jsou založeny na stanovení korelací mezi primárními veličinami měřenými při statické penetrační zkoušce a parametry smykové pevnosti. Sestavení těchto vztahů se věnovala celá řada prací *(Kulhawy, Mayne, 1990, Matys et al. 1990, Robertson 1983, 2010b, Schmertmann, 1978).* U nesoudržných zemin, písků, se koreluje především úhel vnitřního tření. U soudržných zemin je to neodvodněná smyková pevnost. Příkladem nepřímé metody je práce *Matys et al. (1990),* který tabeloval hodnoty parametru α (vztah (5-1)) na základě měřeného odporu na hrotu (Tab. 5-3).

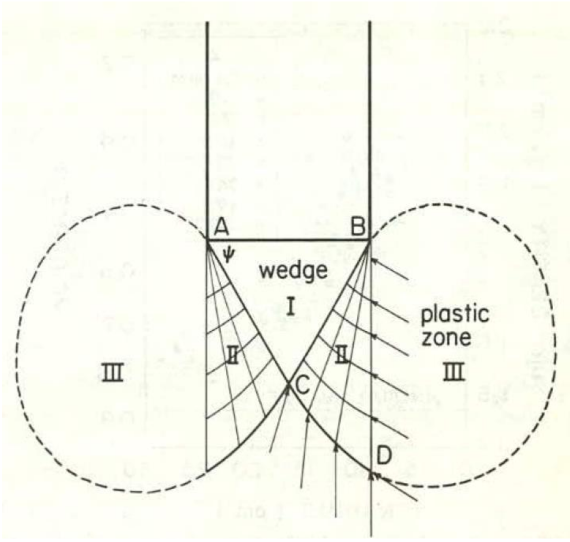
Tab. 5-3 Hodnoty součinitele α pro soudržné zeminy dle *Matys et al. (1990)*

Konzistence	q_c [MPa]	α
velmi měkká	0,5	1
měkká	0,5 – 1,0	1,00 – 0,75
tuhá	1,0 – 2,0	0,75 – 0,50
pevná	2,0 – 4,0	0,50 – 0,35

5.2 *Mezní napětí na patě* $q_{b,ult}$

Analytický výpočet

Při analytickém stanovení mezního napětí na patě $q_{b,ult}$ je uvažováno s mechanismem znázorněným na Obr. 5-9. Stlačená zemina přímo pod patou vytváří klín ABC (oblast I). Při svislém posunutí piloty tento klín vytláčí zeminu z oblasti II do oblasti III, v důsledku čeho dochází v této oblasti k dosažení smykové pevnosti spojené se vznikem plastických deformací. Plastická zóna III se postupně rozšiřuje nad úroveň paty piloty.



Obr. 5-9 Mechanismus kolapsu zeminy pod patou piloty (převzato z *Vesic, 1977*)

Pro mezní napětí $q_{b,ult}$ platí vztah (5-22), kde N_c a N_q jsou příslušné součinitele únosnosti a $\sigma'_{or,b}$ je efektivní geostatické napětí v úrovni paty piloty. Pro výpočet součinitele únosnosti N_q lze využít vztah (5-23) dle *Vesic (1977)*, pro součinitel N_c pak vztah (5-24).

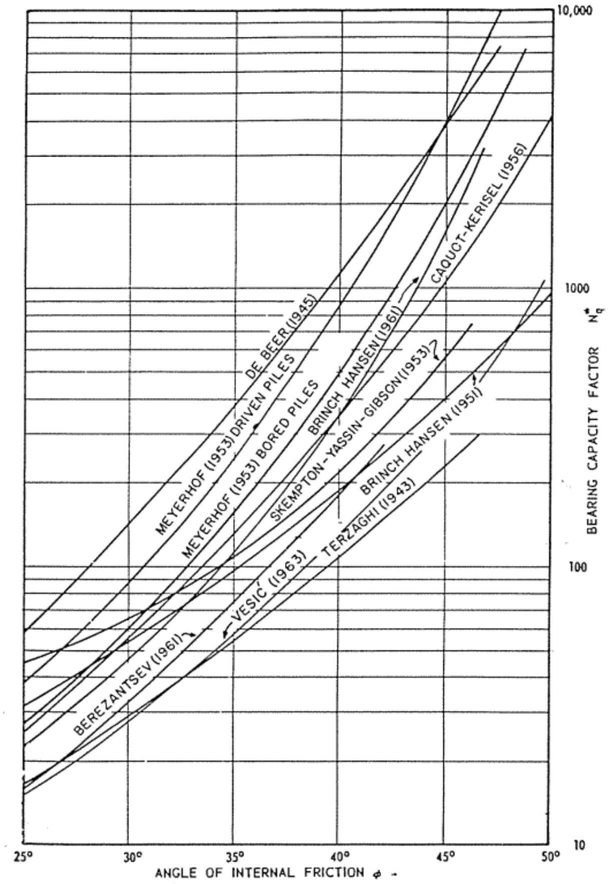
$$q_{b,ult} = cN_c + \sigma'_{or,b}N_q \tag{5-22}$$

$$N_q = (1 + \tan\varphi')e^{\tan\varphi'}\tan^2\left(45 + {\varphi'}/{2}\right) \tag{5-23}$$

$$N_c = \left(N_q - 1\right)\cot\varphi' \tag{5-24}$$

K stanovení součinitele únosnosti N_q je nutné říct, že existuje řada doporučení pro jeho výpočet. Srovnání jednotlivých doporučení v závislosti na úhlu vnitřního tření je znázorněno na Obr. 5-10.

Jiný přístup je zaveden v dokumentu *NAVFAC DM 7.2 (1984)*, kde jsou hodnoty součinitele únosnosti N_q tabelovány pro ražené a vrtané piloty (Tab. 5-4). Za zmínku zde stojí více než dvounásobný rozdíl v únosnosti paty vrtaných a ražených pilot.



Obr. 5-10 Hodnoty součinitele únosnosti N_qv závislosti na úhlu vnitřního tření (převzato z *Tien, 1981*)

Tab. 5-4 Hodnoty součinitele N_q dle *NAVFAC DM 7.2 (1984)*

N_q [−]/φ´ [°]	26	28	30	31	32	33	34	35	36	37	38	39	40
Ražené piloty	10	15	21	24	29	35	42	50	62	77	86	120	145
Vrtané piloty	8	8	10	12	14	17	21	25	30	38	43	60	72

Tien (1981) doporučuje pro výpočet únosnosti vztahy (5-25) a (5-26). I zde lze pozorovat rozdělení na metody vycházející z totálního a efektivního stavu napjatosti.

$$Q_{b,ult} = 9c_u A_p \tag{5-25}$$

$$Q_{b,ult} = 10\sigma'_{or} A_p \tag{5-26}$$

CPT metody

Pro stanovení mezního napětí na patě lze využít odpor na hrotu q_c z CPT zkoušky pomocí vztahu (5-27), kde α_b je redukční součinitel. Dle *ČSN EN 1997-2* je hodnota součinitele α_b 1,0 pro ražené piloty; 0,8 pro piloty prováděné průběžným šnekem (CFA) a 0,6 pro piloty prováděné standardním rotačně náběrovým vrtáním. Je potřeba poznamenat, že v metodice dle

ČSN EN 1997-2 vstupují do výpočtu $q_{b,ult}$ také součinitele kvantifikující vliv tvaru paty piloty. Dále se zde využívá hodnota q_c získaná průměrováním v předepsaných hloubkových intervalech. Hodnoty redukčního koeficientu α_b lze také nalézt pro různé postupy výpočtu mezního napětí na patě v *NEN 6743*, *Bustamante (1982*) a *Schmertmann (1978)*.

$$q_{b,ult} = \alpha_b q_c \tag{5-27}$$

Alternativní metodu pro stanovení $q_{b,ult}$ v nesoudržných zeminách poskytuje práce *Matys et al. (1990),* kde je penetrační sonda uvažována jako zmenšený model piloty. Odpor na patě piloty q_p se stanoví ze vztahu (5-28), kde $\overline{q_c}$ je aritmetický průměr hodnot odporu na hrotu změřených v pásmu $5D_p$ nad úrovní paty a $3D_p$ pod úrovní paty piloty, f_1 je koeficient modelové podobnosti mezi penetrační sondou a pilotou. Mezní napětí na patě je dále redukováno technologickým faktorem m (5-30), jehož hodnota závisí na způsobu zhotovení piloty (ražená – 1,0; VUIS – 0,8; vrtaná – 0,6).

$$q_p = \frac{\overline{q_c}}{f_1} \tag{5-28}$$

$$f_1 = 1 + 5 \cdot 10^{-5} \cdot \overline{q}_c^{1,3} \cdot A_p \tag{5-29}$$

$$q_{b,ult} = m q_p \tag{5-30}$$

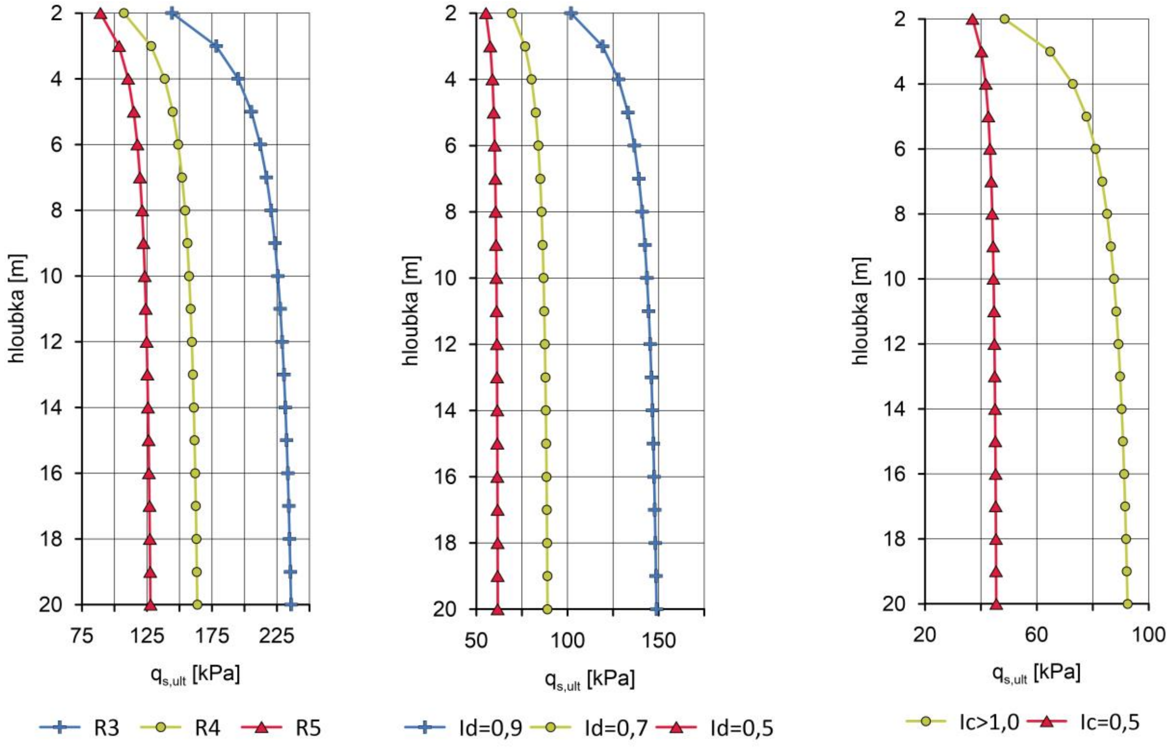
6. ODVOZENÍ PARAMETRŮ PŘENOSOVÝCH FUNKCÍ NA ZÁKLADĚ DOMÁCÍCH EMPIRICÝCH A SEMI-EMPRICKÝCH METOD

Společnou vlastností většiny přenosových funkcí je skutečnost, že jedním ze vstupních parametrů je hodnota mezního plášťového tření $q_{s,ult}$ a mezního napětí $q_{b,ult}$. V následujícím textu jsou uvedeny některá doporučení pro jejich stanovení, které jsou často využívané v našich podmínkách.

Masoupust (1994) sestavil na základě regresní analýzy vztah (6-1) pro výpočet mezního plášťového tření, kde a, b jsou regresní koeficienty, h je hloubka ke středu analyzované vrstvy a D_p je průměr piloty.

$$q_{s,ult} = a - \frac{b}{h/D_p} \tag{6-1}$$

Jedná se tedy o hyperbolickou funkci, ve které regresní parametr a $[kPa]$ udává asymptotickou hodnotu plášťového tření ($h \to \infty$). Regresní koeficienty jsou tabelovány dle typu zeminy. Závislosti $q_{s,ult}$ – hloubka jsou sestaveny na Obr. 6-1 pro $D_p = 0{,}9m$.



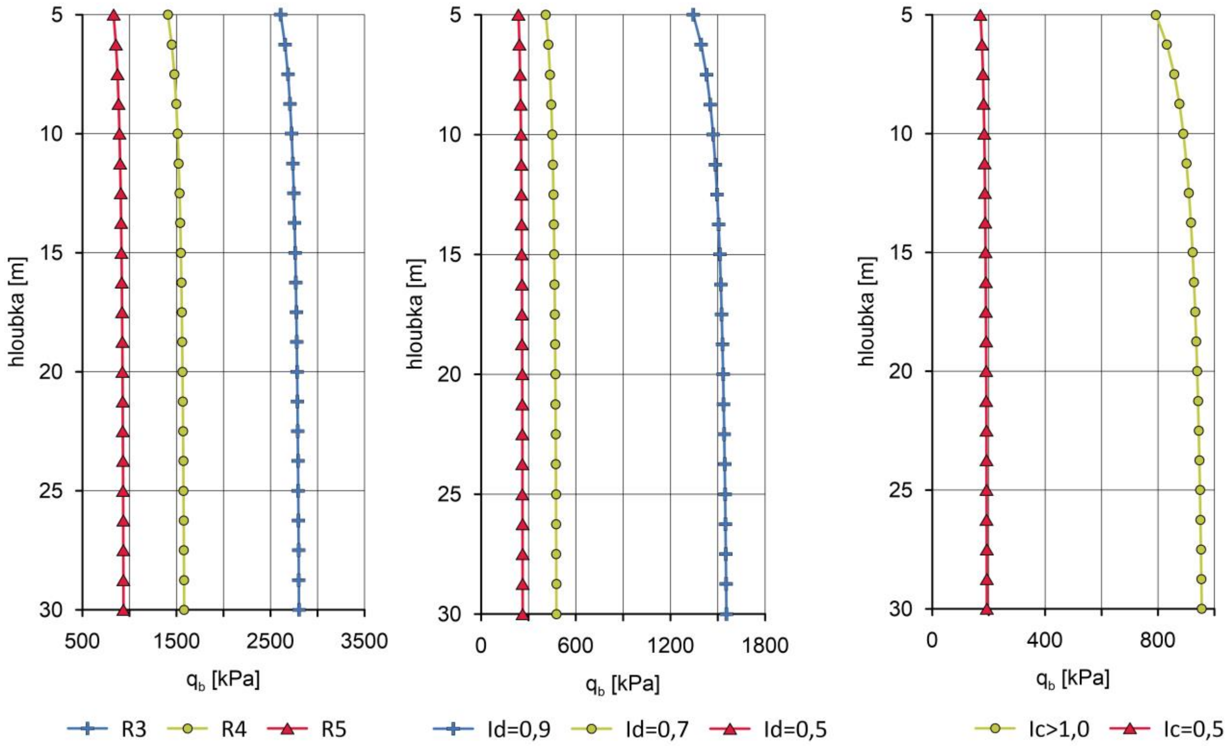
a) horniny **b) nesoudržné zeminy** **c) soudržné zeminy**

Obr. 6-1 Závislosti $q_{s,ult}$ – hloubka dle Masopust (1994) pro $D_p = 0,9m$

Obdobnou funkci uvádí *Masopust (1994)* pro stanovení napětí na patě q_b při plné mobilizaci plášťového tření (6-2), kde e, f jsou regresní koeficienty, h_b a D_b jsou hloubka resp. průměr paty piloty. Regresní parametr e [kPa] lze opět interpretovat jako asymptotickou hodnotu ($h_b \to \infty$) napětí na patě při plné mobilizaci plášťového tření. Zmíněné regresní vztahy jsou součástí postupu pro stanovení tvaru MZK. V případě paty se v této metodě předpokládá lineární mobilizace napětí na patě v rozsahu posunů 0 až 25 mm. Napětí na patě $q_{b,25}$ odpovídající tomuto předpokladu lze jednoduše stanovit pomocí vztahu (6-3), kde s_y je svislé posunutí při plné mobilizaci plášťového tření. Skutečné mezní napětí na patě $q_{b,ult}$ je dosahováno při výrazně vyšších hodnotách posunutí ($\sim 0{,}1 D_b$). Závislosti q_b – hloubka jsou sestaveny v grafech na Obr. 6-2 pro $D_b = 0{,}9\ m$ a $s_y = 15\ mm$.

$$q_b = e - \frac{f}{h_b/D_b} \tag{6-2}$$

$$q_{b,25} = q_b \frac{25}{s_y} \tag{6-3}$$



a) horniny **b) nesoudržné zeminy** **c) soudržné zeminy**

Obr. 6-2 Závislosti q_b – hloubka dle Masopust (1994) pro $D_p = 0,9m$

Charakteristické hodnoty mezního plášťového tření a napětí na patě lze nalézt také v publikaci *Hulla, Turček (2011)* – Tab. 6-1. Únosnost paty piloty ve skladních horninách autoři rozlišují dle hloubky vetknutí piloty (L_p/D_p) do skalního podloží. Další informace lze nalézt v německé příručce *Recommendations on Piling / EA - Pfähle (2014).* Hodnoty $q_{s,ult}$ a $q_{b,ult}$ (Tab. 6-2) jsou v nesoudržných zeminách kvantifikovány dle odporu na hrotu q_c z CPT zkoušky, v soudržných zeminách dle neodvodněné smykové pevnosti c_u a v skaních/poloskalních horninách dle prosté tlakové pevnosti q_u. U mezilehlých hodnot je umožněna interpolace. Mobilizované napětí na patě piloty je dále závislé na relativním sedání hlavy piloty (s/D_p). Pokud zanedbáme pružné stlačení dříku piloty, které je ve srovnání s posunutími potřebnými pro významnější mobilizaci napětí na patě, malé, lze závislosti v Tab. 6-2 využít jako přenosové funkce pro patu.

Tab. 6-1 Hodnoty $q_{s,ult}$ a $q_{b,ult}$ dle *Hulla, Turček (2011)*

Zemina	Charakteristika	$q_{b,ult}$ [kPa]	$q_{s,ult}$ [kPa]
Horniny R1 až R3	$L_p/D_p = 0 - 1$	4000	200
	$L_p/D_p = 1 - 3$	5000	200
	$L_p/D_p > 3$	7000	200
Horniny R4 až R6	$L_p/D_p = 0 - 1$	2000	200
	$L_p/D_p = 1 - 3$	3000	200
	$L_p/D_p > 3$	4000	200
Štěrky G1 až G5	$I_d > 0{,}67$	5000	150
	$0{,}33 < I_d \leq 0{,}67$	2000	80
	$I_d \leq 0{,}33$	1000	40
Písky S1 až S5	$I_d > 0{,}67$	4000	100
	$0{,}33 < I_d \leq 0{,}67$	1200	60
	$I_d \leq 0{,}33$	600	40
Jemnozrnné zeminy F1 až F8	$I_c > 1{,}0$	3000	100
	$0{,}6 < I_c \leq 1{,}0$	1500	50
	$0{,}25 < I_c \leq 0{,}6$	500	30
	$I_c \leq 0{,}25$	200	10

Tab. 6-2 Hodnoty $q_{s,ult}$ a $q_{b,ult}$ dle *EA – Pfähle (2014)*

Zemina	Charakteristika	Plášť	Pata	
		$q_{s,ult}$ [kPa]	s/D_p	$q_{b,ult}$ [kPa]
Nesoudržné zeminy	$q_c = 7{,}5\ MPa$	55 – 80	0,02	550 – 800
			0,03	700 – 1050
			0,1	1600 – 2300
	$q_c = 15\ MPa$	105 – 140	0,02	1050 – 1400
			0,03	1350 – 1800
			0,1	3000 – 4000
	$q_c \geq 25\ MPa$	130 – 170	0,02	1750 – 2300
			0,03	2250 – 2950
			0,1	4000 – 5300
Soudržné zeminy	$c_u = 60\ kPa$	30 – 40	0,02	300 – 450
			0,03	450 – 550
			0,1	800 – 1000
	$c_u = 150\ kPa$	50 – 65	0,02	600 – 750
			0,03	700 – 900
			0,1	1200 – 1500
	$c_u \geq 250\ kPa$	65 – 85	0,02	950 – 1200
			0,03	1200 – 1450
			0,1	1600 – 2000
Skalní horniny	$q_u = 0{,}5\ MPa$	70 – 250	-	1500 - 2500
	$q_u = 5{,}0\ MPa$	500 – 1000	-	5000 - 10000
	$q_u = 20{,}0\ MPa$	500 – 2000	-	10000 - 20000

7. SESTAVENÍ PŘENOSOVÝCH FUNKCÍ NA ZÁKLADĚ AUTOMATIZOVANÝCH ZPĚTNÝCH ANALÝZ

7.1 *Výpočetní model*

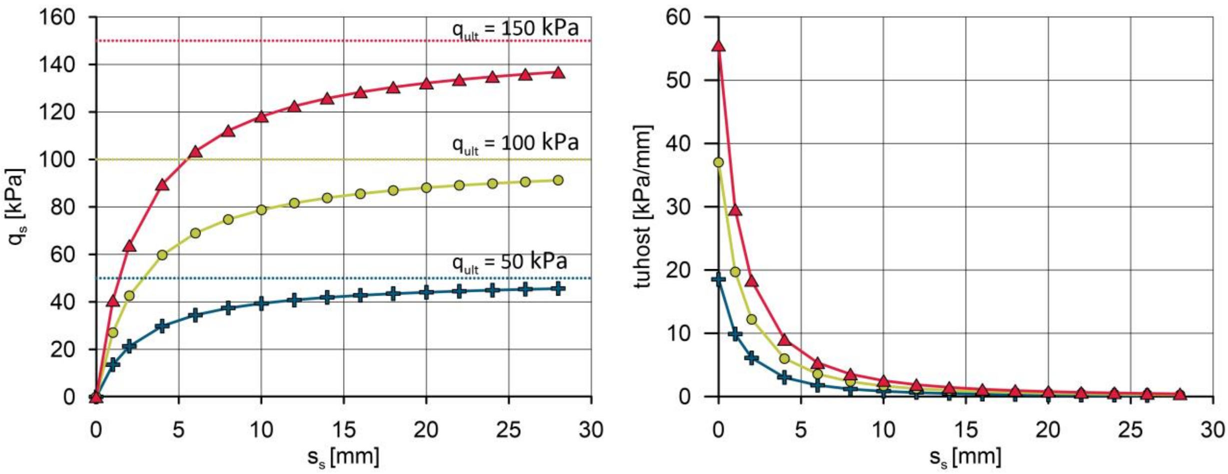
V rámci pilotní aplikace metody přenosových funkcí v podmínkách ČR byla z řady možných přenosových funkcí vybrána hyperbolická přenosová funkce dle *Bohn et al., 2016*. Hyperbolická závislost ve standardních podmínkách dobře vystihuje silově – deformační chování jak vrtaných pilot tak i mikropilot (*Chin, 1972*). Vstupní parametry definující přenosové funkce jsou následující:

- Plášť piloty:
  - deformační parametr M_s řídící počáteční tuhost přenosové funkce,
  - mezní plášťové tření $q_{s,ult}$.
- Pata piloty:
  - deformační parametr M_b řídící počáteční tuhost přenosové funkce,
  - mezní napětí na patě $q_{b,ult}$.

Hyperbolické přenosové funkce jsou popsány vztahy (4-19) pro plášť a (4-20) pro patu, bližší popis těchto funkcí je uveden v kap. 4.3. Vliv změny hodnot vstupních parametrů je ilustrován na přenosové funkci pro plášť pro tři různé hodnoty $q_{s,ult} = 50;\ 100;\ 150\ kPa$ (Obr. 7-1) a tři různé hodnoty parametru $M_s = 0{,}0015; 0{,}003; 0{,}0045$ (Obr. 7-2).

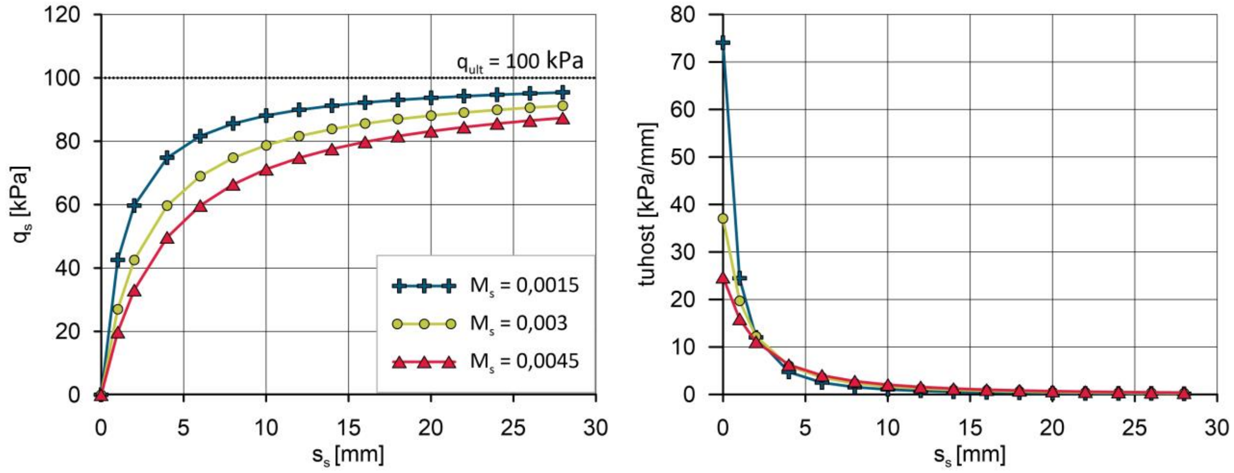
$$q_s(s_s) = \frac{q_{s,ult} s_s}{M_s D_s + s_s} \tag{4-19}$$

$$q_b(s_b) = \frac{q_{b,ult} s_b}{M_b D_b + s_b} \tag{4-20}$$



(a) **(b)**

Obr. 7-1 Vliv změny mezního plášťového tření $q_{s,ult}$: (a) závislost mobilizovaného plášťového tření q_s – posun piloty s_s; (b) závislost tuhosti dq_s/ds_s – posun piloty s_s



(a) **(b)**

Obr. 7-2 Vliv změny počáteční tuhosti M_s: (a) závislost mobilizovaného plášťového tření q_s – posun piloty s_s; (b) závislost tuhosti dq_s/ds_s – posun piloty s_s

Hodnoty deformačních parametrů M_s a M_b byly v zahraničí odvozeny již řadou autorů a je zde tedy dostatečný prostor pro validaci vlastních výsledků. *Flemming (1992)* doporučuje hodnotu M_s v rozsahu 0,001 (překonsolidované soudržné zemin s tuhou až pevnou konzistencí – až 0,004 (soudržné zeminy s měkkou konzistencí). *Bohn et al. (2016)* stanovila průměrnou hodnotu parametru $M_s = 0{,}0038$. Tato hodnota je ale významně ovlivněna společným vyhodnocením ražených a vrtaných pilot. Pouze pro vrtané piloty je hodnota parametru M_s v rozmezí 0,0025 až 0,0030. Tuhost přenosové funkce je výrazně nižší. Zatímco mezní plášťové tření je ve většině případů dosaženo při relativním posunu segmentu piloty do 15mm, pro mobilizaci mezního napětí na patě je obecně nutný svislý posun paty segmentu rovnající se 10 % průměru piloty. Z toho plyne výrazně vyšší hodnota parametru M_b, *Bohn et al. (2016)* doporučuje $M_b = 0{,}01$.

Pro stanovení mezního plášťového tření $q_{s,ult}$ v hloubce středů jednotlivých segmentů byla zvolena β metoda (*Burland, 1973*) blíže popsána v kap. 5.1. Mezní plášťové tření $q_{s,ult}$ je definováno jako β násobek efektivního geostatického napětí (5-5). Parametr β je funkcí koeficientu bočního tlaku K a třecího úhlu δ na rozhraní pilota – plášť.

$$q_{s,ult} = \beta\sigma'_{or} = K_s \tan\delta\, \sigma'_{or} \tag{5-5}$$

Výhodou β metody (ve srovnání např. s α metodou) je možnost jejího využití jak pro soudržné tak pro nesoudržné zeminy. Jednotícím problémem, se kterým se autoři zprávy v průběhu inverzních analýz zatěžovacích zkoušek potýkají je omezený počet laboratorně/in-situ zjištěných hodnot deformačních a pevnostních parametrů v lokalitách prováděných zatěžovacích zkoušek. Z tohoto hlediska je aplikace β metody výhodná, jelikož ze všech tří metod popsaných v kap. 5.1 (metody α, β, λ) vyžaduje nejmenší počet vstupních údajů. Začlenění β metody do metody přenosových funkcí je rozčleněno do třech úrovní (Tab. 7-1) lišících se mírou komplexnosti a tudíž i počtem vstupních parametrů.

Tab. 7-1 Úrovně prováděných analýz

Stupeň analýzy	**Variabilní β**	**Variabilní radiální napětí**	**Vhodnost**	**Vstupy**
I	NE	NE	NC soudržné zeminy	β_{av}/φ_{cv}
II	ANO	NE	OC soudržné zeminy	POP, φ_{cv}
III	ANO	ANO	NC, OC nesoudržné zeminy	$\varphi_{cv}, D_{50}, \psi, G, \gamma_{cv}$

Stupeň analýzy I

V úrovni I je uvažován stejný β faktor pro každý segment piloty, který bude dále označován jako „průměrný“ faktor β_{av}. Lze ho zapsat pomocí vztahu (7-1). Předpokládá se, že zemina v kontaktu s pláštěm piloty je vlivem zhotovení porušená a tudíž je zde relevantní použití kritického úhlu vnitřního tření. Z hlediska principů mechaniky zemin je tento přístup vhodný pro normálně konsolidované soudržné zeminy (NC), ve kterých není součinitel bočního tlaku závislý na hloubce. Vztah (7-1) lze upravit do podoby (7-2). V podmínkách ČR je ale možné tento přístup využít také pro překonsolidované soudržné zeminy terciérního stáří, nad kterými se nachází kvarterní pokryv a změna koeficientu zemního tlaku v klidu již není tak výrazná.

$$\beta_{av} = K_s \tan\delta = K_s tan\varphi_{cv} \tag{7-1}$$

$$\beta_{av} = K \tan\delta = K_0^{nc} tan\varphi_{cs} = (1-\sin\varphi_{cv})\, tan\varphi_{cv} \tag{7-2}$$

V připravované aplikaci je možné při použití úrovně I vložit parametr β_{av} přímo nebo ho odvodit na základě vztahu (7-2) pomocí kritického úhlu vnitřního tření φ_{cv}. Ten lze stanovit např. pomocí kruhové smykové zkoušky nebo triaxiální smykové zkoušky. Lze využít zkoušek na rekonstituovaných vzorcích bez nutnosti zkoušek na neporušených vzorcích. Doporučené hodnoty lze také nalézt v literatuře (např. *Budhu, 2011*). Tabelované hodnoty kritických úhlů vnitřního tření se vyznačují menším rozptylem, protože, na rozdíl od např. soudržnosti, jde o veličinu nezávislou na stavu zeminy.

Stupeň analýzy II

V úrovni II je zohledněna závislost součinitele bočního zemního tlaku na hloubce. Tato závislost je důležitým aspektem chování překonsolidovaných soudržných zemin. Aplikovaný přístup v úrovni II vznikl dalším rozpracováním obdobné metodiky doporučované např. americkým úřadem FHWA (obdoba našeho ŘSD). Pro koeficient β platí vztah (7-3). Stupeň překonsolidace OCR je definován jako poměr maximálního napětí v minulosti σ'_p a efektivního geostatického napětí v současnosti σ'_{or} (7-4).

$$\beta = K_s \tan\delta = K_0^{OC} \tan\varphi_{cv} = (1-\sin\varphi_{cv})(OCR)^{\sin\varphi_{cv}} \tan\varphi_{cv} \tag{7-3}$$

$$OCR = \frac{\sigma'_p}{\sigma'_{or}} \tag{7-4}$$

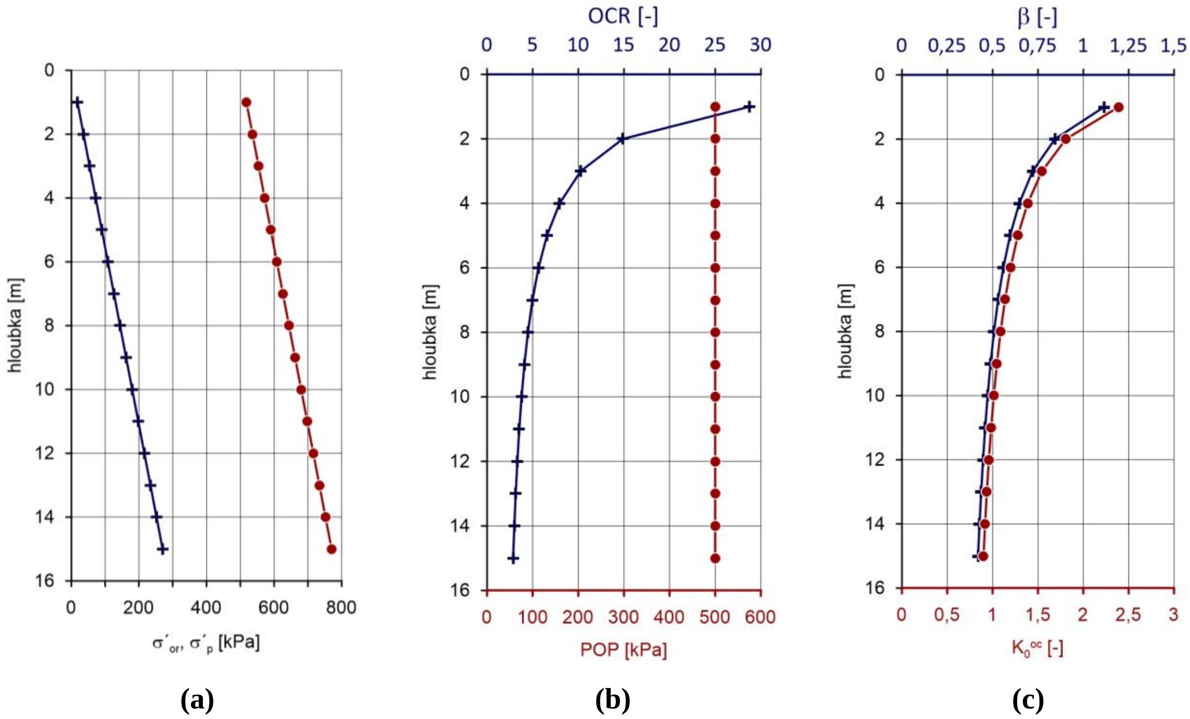
Nevýhodou parametru OCR je jeho závislost na hloubce. Pro každý segment piloty by tedy bylo potřeba definovat samostatnou hodnotu OCR. Vztah (7-3) byl proto přeformulován do podoby s využitím parametru POP (pre-overburden pressure) – rovnice (7-5). POP je definován jako rozdíl mezi σ'_p a σ'_{or} a je tudíž je konstantní s hloubkou.

$$\beta = K \tan\delta = K_0^{OC} \tan\varphi_{cs} = (1 - \sin\varphi_{cv}) \left(\frac{POP}{\sigma'_{or}} + 1\right)^{\sin\varphi_{cv}} \tan\varphi_{cv} \tag{7-5}$$

$$POP = \sigma'_p - \sigma'_{or} \tag{7-6}$$

Vzájemná relace mezi parametry OCR, POP, K_0^{oc} a β je ilustrována na Obr. 7-3 pro $POP = 500kPa$, $\gamma' = 18kN/m^3$ a $\varphi_{cv} = 25°$. V úrovni II je tedy nutné definovat 2 vstupní parametry

- φ_{cv} – kritický úhel vnitřního tření,
- POP – „pre-overburden pressure“. Hodnotu parametru POP lze určit z edometrické zkoušky, ze které se stanoví maximálního napětí v minulosti σ'_p, od kterého se odečte geostatického napětí v současnosti σ'_{or} (7-6). Pro stanovení σ'_p lze také využít korelace s výsledky CPT zkoušek, např. vztahy odvozené v práci *Kulhawy, Mayne (1990)*. Použití korelace odporu na hrotu na napětí σ'_p bude ukázáno v kap. 8.3.

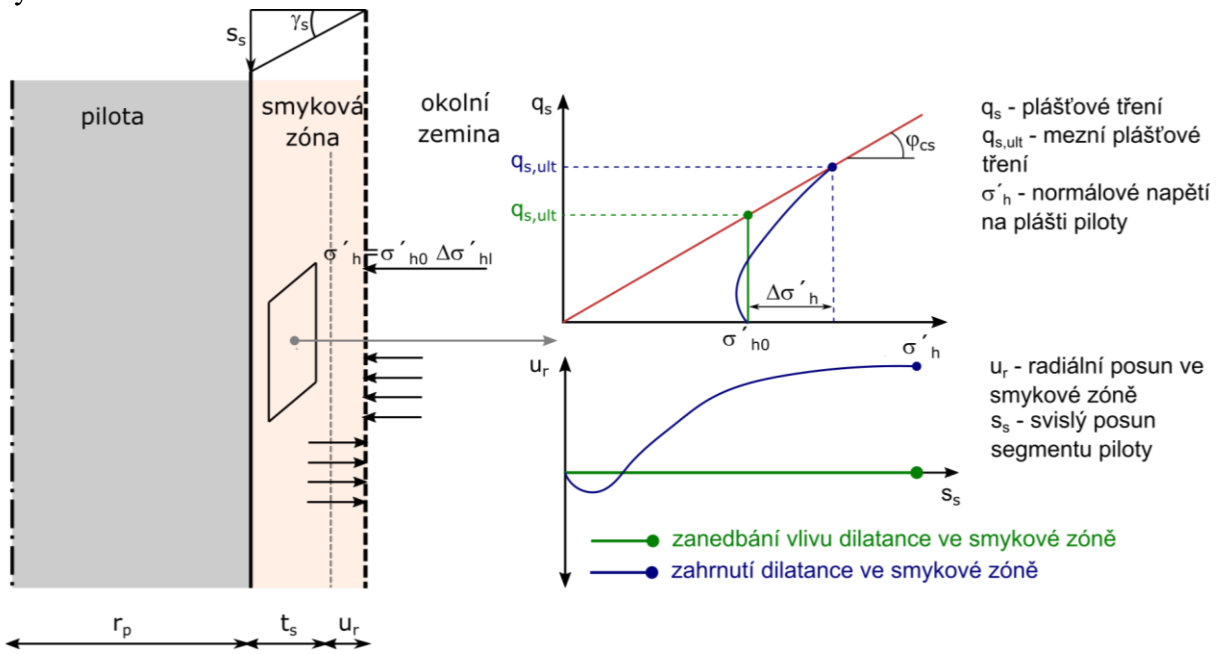


Obr. 7-3 Závislosti (a) σ'_{or}, σ'_p; (b) OCR, POP; (c) β, K_0^{oc} na hloubce

Stupeň analýzy III

V úrovni I a II se předpokládá konstantní radiální napětí v průběhu zatěžování. Při měření napětí v okolí piloty při jejím zatěžováním však bylo zjištěno, že dochází k nárůstu radiálního (horizontálního) napětí v důsledku dilatantního chování zeminy ve smykové zóně. Tento efekt je znám jako zamezená/omezená dilatance („*constrained dilatancy*“), viz kap. 5.1. Při zatěžování piloty (vyvození svislého posunu s_s) má zemina ve smykové zóně na plášti piloty tendenci zvětšit v důsledku dilatance svůj objem a dochází tak ke vzniku radiálního posun u_r (Obr. 7-4). Radiálnímu posunu ale svou tuhostí brání okolní zemina za smykovou zónou, v důsledku čeho narůstá radiální napětí působící na plášť piloty. Nárůst radiálního napětí pak vede k nárůstu mezního plášťového tření $q_{s,ult}$. Je zdokumentováno, že tento efekt má zásadní vliv na mezní plášťové tření jak v nesoudržných zeminách (*Lehane et al., 1993*; *Mascarucci et al. 2015* a další) tak v překonsolidovaných přechodových zeminách charakteru písku jílovitého, siltu a jílu písčitého (*Doan a Lehane, 2019*).

Zahrnutí tohoto jevu je provedeno ve třetím stupni analýz (III). Mezní plášťové tření lze v tomto případě zapsat pomocí vztahu (7-7), kde $\Delta\sigma'_{hl}$ je nárůst radiálního napětí v důsledku zamezené dilatance. První část vztahu (7-7) tedy představuje plášťové tření plynoucí z počátečního stavu napjatosti, druhá část pak jeho nárůst v důsledku dilatance (resp. jejího zamezení) ve smykové zóně.



Obr. 7-4 Efekt zamezené dilatacne („constrained dilatancy) ve smykové zóně na plášti piloty

Nárůst radiálního napětí je definován vztahem (7-8), odvozeném na základě teorie expanze válcové dutiny, kde G je smykový modul zeminy, u_r je radiální posun v důsledku dilatance ve smykové zóně a r_p je poloměr piloty. Normálová tuhost zemního prostředí k_n je tedy přímo úměrná smykovému modulu pružnosti a nepřímo úměrná průměru piloty. *Fioravatnte (2002)* došel na základě zpětné analýzy zkoušek na centrifuze k závěrů, že smykový modul G použitý ve vztahu (7-8) je v rozmezí 5 až 10 % smykového modulu při velmi malých přetvořeních G_0. Taková degradace smykového modulu G_0 je pochopitelná, jelikož ve smykové zóně na rozhraní pilota – zemina dochází k velkým smykovým deformacím.

$$q_{s,ult} = \beta\sigma'_{or} + \Delta\sigma'_{hl} \tan\varphi_{cv} \tag{7-7}$$

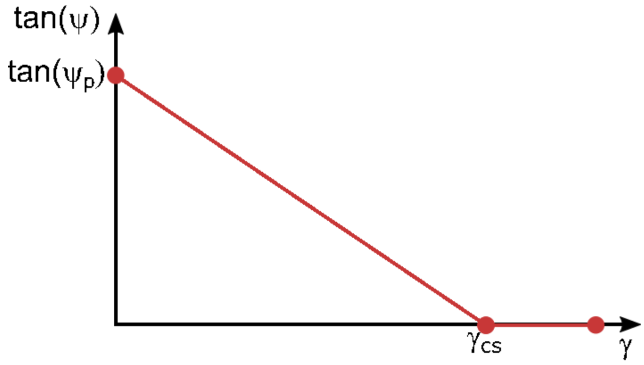
$$\Delta\sigma'_{hl} = 2G\frac{u_r}{r_p} = k_n u_r \tag{7-8}$$

Stanovení radiálního posunu u_r není triviální, jeho hodnota majoritně závisí na úhlu dilatance (ψ) a tudíž na stupni ulehlosti (I_d), tloušťce smykové zóny (t_s) a na radiální tuhosti okolní zeminy (k_n). „Volný" přírůstek radiálního posunu bez omezení okolní zeminou $du_{r,0}$ lze stanovit z definice úhlu dilatance (7-9), kde ds_s je přírůstek vertikálního posunu segmentu piloty. Za předpokladu, že při dosažení vrcholové smykové pevnosti je veškerá smyková deformace koncentrována do smykové zóny s tloušťkou t_s, lze přírůstek smykového poměrného přetvoření $d\gamma$ zapsat vztahem (7-10).

$$du_{r,0} = \tan\psi \, ds_s \tag{7-9}$$

$$d\gamma = \frac{ds_s}{t_s} \tag{7-10}$$

Při uvažování lineárního poklesu úhlu dilatance (*Mascarucci et al. 2015)* po dosažení vrcholového stavu (Obr. 7-5) pak pro celkovou hodnotu radiálního posunu platí vztah (7-11), kde γ_{cs} je poměrné smykové přetvoření potřebné k dosažení kritického stavu.



Obr. 7-5 Předpoklad lineárního poklesu úhlu dilatance po dosažení vrcholového stavu

$$u_{r,0} = \int_0^{\gamma_{cs}} \tan\psi \, t_s d\gamma = t_s \tan\psi_p \frac{\gamma_{cs}}{2} \tag{7-11}$$

Nedostatkem vztahu (7-11), který byl již dříve odvozen např. v práci *Mascarucci et al, (2015*), je skutečnost, že neodráží spolupůsobení zeminy za smykovou zónou, která v důsledku své tuhosti k_n radiálnímu posunu brání. Tento nedostatek je kompenzován s využitím experimentálního měření *Lehane et al., (2005)*, který na modelových testech provedl měření radiálního posunu ve smykové zóně v průběhu zatěžování a to při různých normálových tuhostech (včetně nulové) okolní zeminy. Vliv tuhosti okolní zeminy je definován vztahem (7-12), který umožňuje stanovit radiální posunutí u_r pro zvolenou normálovou tuhost zeminy za smykovou zónou. Vztah je ozřejměn formou parametrické studie v grafu na Obr. 7-6, který představuje závislost radiálního posunu u_r ve smykové zóně na normálové tuhosti okolní zeminy k_n, Výpočet je proveden pro 3 různé hodnoty $u_{r,0} = 1, 2\ a\ 4\ mm.$

$$u_r = \frac{u_{r,0}}{1 + \left(\frac{k_n}{500\,kPa/mm}\right)^{0,75}} \tag{7-12}$$

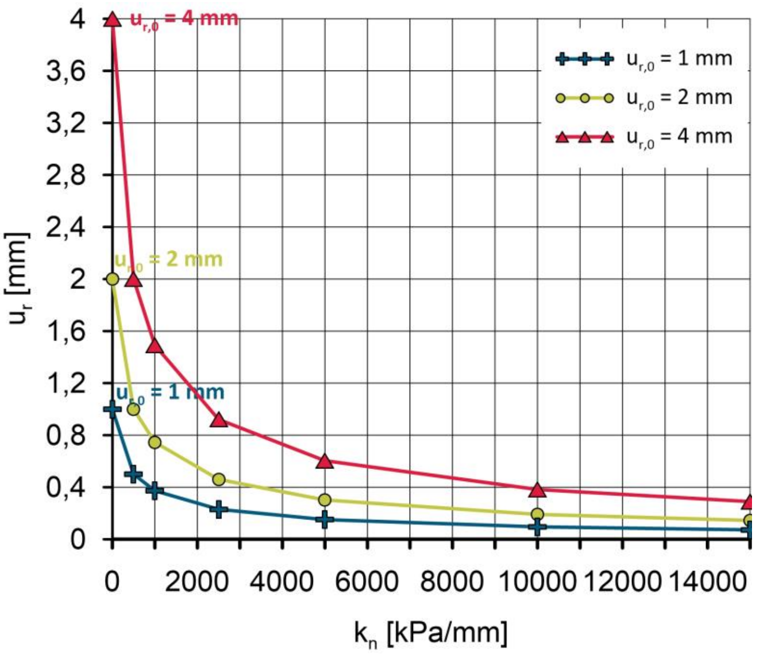
V úrovni analýzy III je tedy potřeba definovat 4 dodatečné parametry:

- D_{50} – průměr zrna při 50% propadu, na základě kterého je odhadnuta tloušťka smykové zóny t_s na rozhraní plášť – pilota, která se dle dostupných zdrojů pohybuje v rozsahu $5D_{50}$ až $20D_{50}$. Efekt dilatance ve smykové zóně je tedy významnější pro nesoudržné zeminy s větší hodnotou D_{50} a tudíž větší šířkou smykové zóny a následně větší hodnotu radiálního posunu a přírůstku radiálního napětí. Z praktického hlediska je tedy nutné samostatně rozlišovat mezní plášťové tření v píscích a štěrcích. Sdružení těchto typů zemin do jedné kategorie nesoudržných zemin není z hlediska hodnot mezního plášťového tření optimální.
- ψ_p – úhel dilatance. Maximální úhel dilatance ψ_p lze vztáhnout ke stupni ulehlosti I_d a aktuálnímu stavu napjatosti p' s využitím vztahu (7-13) z práce *Bolton (1986)*. V tomto vztahu je parametr $A = 5$ pro rovinně deformační podmínky a $R = 1$. Hodnota parametru Q závisí na typu zrna, pohybuje se v rozmezí 5,5 až 10. Pro počáteční odhad lze uvažovat

střed intervalu $Q = 7{,}75$. Vztah (7-13) zohledňuje dva důležité aspekty chování nesoudržných zemin: (a) míra dilatance nesoudržných zemin roste se stupněm ulehlosti I_d, (b) míra dilatance klesá s narůstajícím efektivním napětím.

$$\psi_p = A[I_d(Q - lnp') - R] \quad (7\text{-}13)$$

- G – smykový modul zeminy.
- γ_{cs} – poměrné smykové přetvoření pro dosažení kritického stavu zeminy. Hodnotu γ_{cs} lze odvodit ze smykových zkoušek s konstantní normálovou tuhostí (CNS – „*constant normal stiffness*“). *Tabucanon et al. (1995)* realizoval CNS zkoušky na píscích, hodnota smykového přetvoření γ_{cs} se pohybovala v rozmezí 35 až 40%. V CNS zkouškách provedených na ulehlých píscích publikovaných v *Porcino a Ghionna (2003)* bylo γ_{cs} dosaženo v rozmezí 50% ($k_n = 1000\ kPa/mm$) až 67% ($k_n = 100\ kPa/mm$). Ze zkoušek vyplývá, že hodnota γ_{cs} klesá s narůstající normálovou tuhostí.

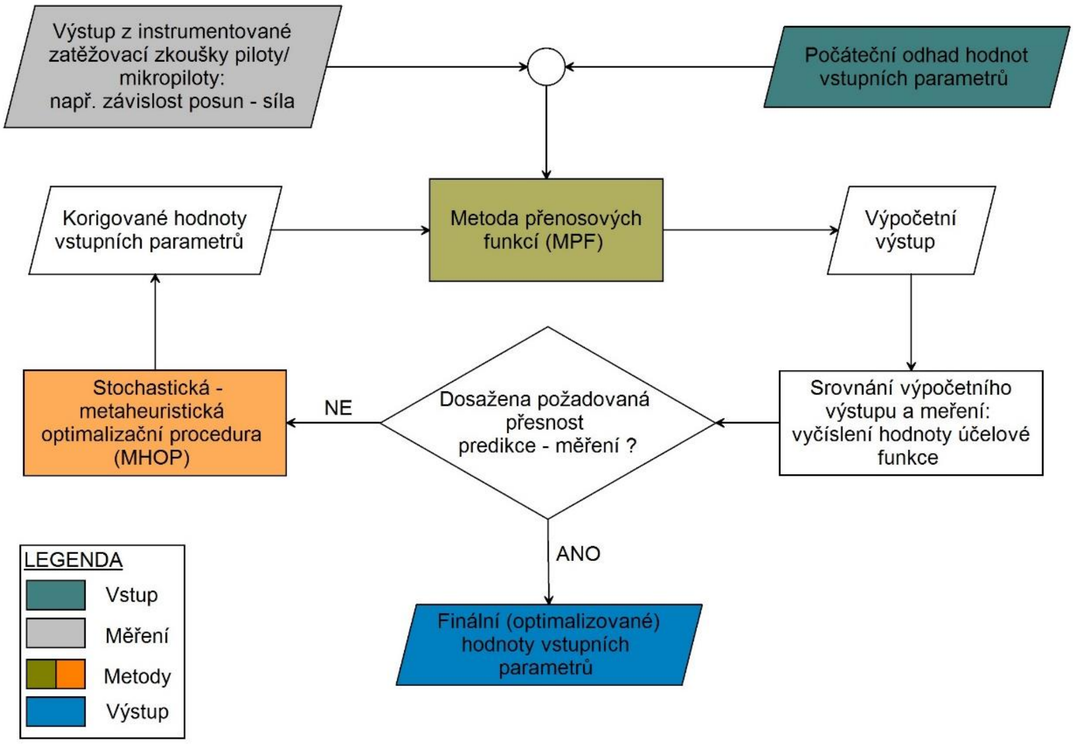


Obr. 7-6 Vliv normálové tuhosti okolní zeminy k_n na velikost radiálního posunutí ve smykové zóně

7.2 *Optimalizační model*

Popis modelu a propojení s výpočetním modelem

Míra přesnosti predikce výpočetní modelu, závisí na přesnosti hodnot vstupních parametrů řídících tvar přenosových funkcí. Z tohoto důvodu byla provedena řada zpětných (inverzních) analýz archivních i nově realizovaných zatěžovacích zkoušek. Provádění inverzních výpočtů metodou „pokus-omyl“, kdy jsou ručně upravovány hodnoty vstupních parametrů je časově neefektivní a nemusí vést k takovým hodnotám vstupů, při kterých je dosažena nejlepší shoda měření – výpočet. Problematickým se tento způsob inverzních analýz stává také v situaci, když je predikce srovnávána současně s různými zdroji měření: např. měření síly a posunu v hlavě piloty a současně tenzometrické měření podél piloty. Z těchto důvodů bylo v rámci řešení výzkumného úkolu přistoupeno k propojení výpočetního modelu (MPF) s optimalizačním modelem. Úkolem optimalizačního modelu je, z počáteční množiny hodnot vstupních parametrů automaticky řídit jejich změnu tak, aby byla v závěru optimalizačního cyklu nalezena kombinace hodnot vstupních parametrů, při které je dosažena požadována shoda predikce s měřením. Současně nesmí být získané hodnoty v rozporu s doporučeními z domácí a zahraniční literatury. Interakce výpočetního a optimalizačního modelu je znázorněna ve vývojovém diagramu na Obr. 7-7.



Obr. 7-7 Propojení výpočetní a optimalizační metody

Jako optimalizační metoda byl vybrán genetický algoritmus (GA), který patří do skupiny stochastických optimalizačních postupů. Vývoj této metody byl motivován omezeními standardních optimalizačních postupů, a to:

- Konvergence může být ovlivněna počátečním řešením, a je citlivá na přítomnost lokálních minim.
- Je nutné stanovit hodnoty parciálních derivací účelové funkce, která tak musí být předem známa.
- Nemůže být využito paralelních výpočtů.

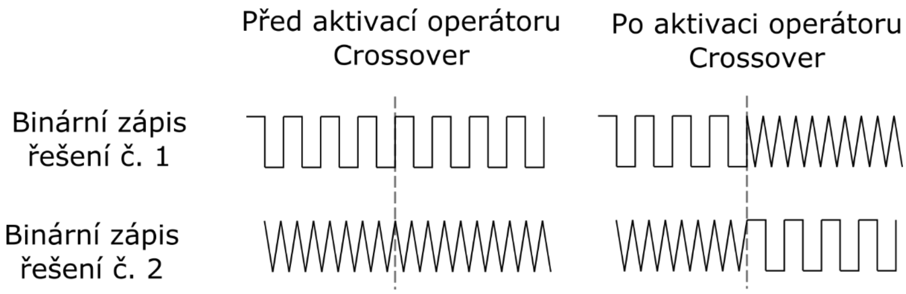
Posloupnost kroků v rámci GA je znázorněna na Obr. 7-9. V prvním kroku je dané řešení (v našem případě hodnoty vstupních parametrů řídících tvar mobilizační funkce) převedeno do binárního zápisu (kódu). Každý binární zápis se skládá s předdefinovaného počtu bitů dle požadovaného počtu úrovní každého parametru a počtu parametrů. Binární kódování je možné demonstrovat na jednoduchém příkladu (*Deb, 1999*): možné řešení se skládá ze dvou vstupních parametrů, první má hodnotu 8 a druhý 10. Oba vstupní parametry můžou nabývat pouze celých čísel v rozmezí [0,31]. Převod do binárního zápisu je uveden v Tab. 7-2.

Tab. 7-2 Binární zápis možného řešení skládajícího se ze dvou parametrů

<table>
<tr><th>Hodnota</th><th colspan="5">Binární zápis hodnoty parametru</th><th colspan="10">Binární zápis možného řešení</th></tr>
<tr><td>8</td><td>0</td><td>1</td><td>0</td><td>0</td><td>0</td><td rowspan="2">0</td><td rowspan="2">1</td><td rowspan="2">0</td><td rowspan="2">0</td><td rowspan="2">0</td><td rowspan="2">0</td><td rowspan="2">1</td><td rowspan="2">0</td><td rowspan="2">1</td><td rowspan="2">0</td></tr>
<tr><td>10</td><td>0</td><td>1</td><td>0</td><td>1</td><td>0</td></tr>
</table>

První skupina (populace) možných řešení je zvolena náhodně a pro každé řešení je vyhodnocena hodnota účelové funkce, která udává míru shody predikce algoritmu MPF a měření. Následně dochází ke třem po sobě jdoucím operacím:

- „Reproduction" – pro tento účel je použit tzv. „binary selection" operátor, kde je z náhodně zvolených možných řešení vybráno řešení s menší hodnotou účelové funkce.
- „Crossover" – zde dochází k manipulaci s binárním zápisem možného řešení. Podstatou tohoto operátoru je výměna části binárního kódu mezi dvěma možnými řešeními. Ve vyvíjeném algoritmu byl použit tzv. „single-point crossover" operátor, jehož podstata je znázorněna na Obr. 7-8. Tento krok je důležitý z toho důvodu, že při něm můžou vznikat nová (originální) řešení (kombinace hodnot vstupních parametrů).



Obr. 7-8 Princip operátoru „single-point crossover"

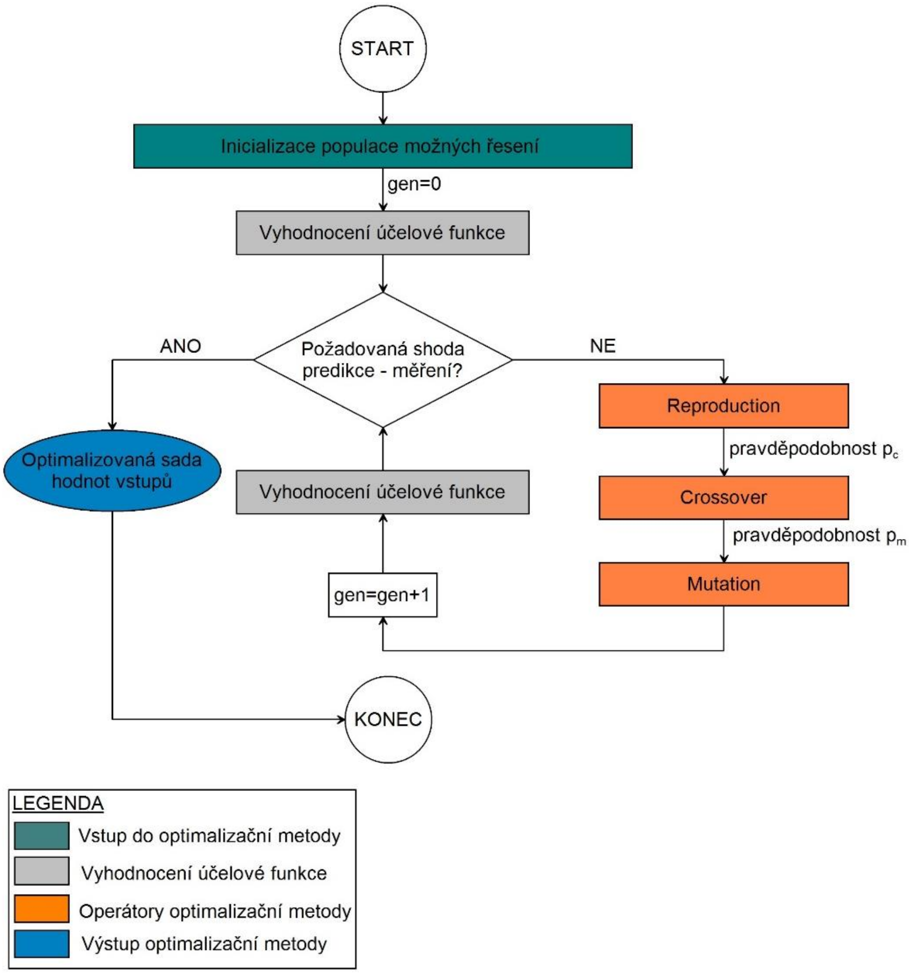
- „Mutation" – opět zde dochází k manipulaci s binárním zápisem možného řešení, avšak v mnohem menším rozsahu ve srovnání s předcházejícím operátorem. Principem tohoto operátoru je změna hodnoty jednoho bitu (z 1 na 0 a obráceně) s pravděpodobností p_m.

Po provedení těchto tří operací je k dispozici nová populace/skupina možných řešení, která obsahuje jak nejlepší možná řešení z předcházející populace (výsledek operátoru „Reproduction"), tak originální/nová řešení (výsledek manipulací s binárním zápisem při operacích „Crossover" a „Mutation").

Z teoretického hlediska je GA založený na tzv. „Schema Theorem" (*Goldberg, 1989*). Schéma je sekvence bitů, která se opakuje v několika možných řešeních. Pokud řešením, ve kterém je dané schéma zahrnuto, se dosahují nadprůměrné výsledky (v našem případě malé odchylky predikce od měření), potom počet těchto schémat v následujících populacích narůstá. Matematicky je možné tento jev zapsat pomocí vztahu (7-14):

$$m(H,t+1) \geq m(H,t)\frac{f(H)}{\bar{f}}\left[1 - p_c\frac{\delta(H)}{l-1} - o(H)p_m\right] \tag{7-14}$$

kde $m(H,t+1)$ je počet schémat H v populaci $t+1$, $m(H,t)$ je počet schémat H v předcházející populaci, $f(H)$ je míra shody predikce s měřením v řešeních obsahujících schéma H, $\bar{f}$ je průměrná míra shody, p_c je pravděpodobnost aktivace operátoru „Crossover", p_m je pravděpodobnost aktivace operátoru „Mutation“, l je délka schématu H, $\delta(H)$ a $o(H)$ jsou definiční délka a řád schématu H.



Obr. 7-9 Vývojové schéma metaheuristické optimalizační procedury (MHOP) – genetický algoritmus (GA)

Úloha optimalizace predikce silově – deformační odezvy hlubinného základu představuje problém tzv. podmíněné minimalizace („constrained optimization“), který je transformován na nepodmíněnou minimalizaci („unconstrained optimization“ s využitím penalizačního postupu („static penalty approach“), který bude nyní ozřejmen. Rozšířená účelová funkce $\emptyset(X)$, která se v průběhu optimalizačního procesu minimalizuje má tvar (7-15), kde $f(X)$ je základní účelová funkce kvantifikující rozdíl mezi predikcí a měřením a p(X) je penalizační funkce .

$$\emptyset(X) = f(X) + p(X) \tag{7-15}$$

Základní účelová funkce $f(X)$ se skládá ze dvou komponent (7-16):

- Rozdíl mezi měřenou a predikovanou mezní zatěžovací křivkou je kvantifikován členem $f_{mzk}(X)$. Celkový vliv tohoto členu je řízen váhovým koeficientem k_{mzk}.
- Rozdíl mezi měřenými a predikovanými průběhy osových sil z tenzometrických měření je kvantifikován členem $f_{tens}(X)$ a v účelové funkci je jeho vliv řízen faktorem k_{tens}.

$$f(X) = k_{mzk} f_{mzk}(X) + k_{tens} f_{tens}(X) \tag{7-16}$$

První člen $f_{mzk}(X)$ je kvantifikován jako poměr residuální plochy $A_{res}(X)$ mezi měřenou a predikovanou mezní zatěžovací křivkou a plochy pod predikovanou mezní zatěžovací křivkou $A_p(X)$ (7-17). Residuální plocha je vypočtena s využitím lichoběžníkového pravidla (7-18), kde $u_{p,i}$ a $u_{p,i-1}$ jsou predikované posuny v hlavě piloty v zatěžovacích krocích i a $i-1$, F_p a F_m jsou predikované a měřené síly v hlavě piloty.

$$f_{MZK}(X) = \frac{A_{res}(X)}{A_p(X)} \tag{7-17}$$

$$A_{res}(X) = \sum_{i=1}^{n} \frac{u_{p,i} - u_{p,i-1}}{2} \left[\left(F_{p,i} - F_{m,i}\right) + \left(F_{p,i-1} - F_{m,i-1}\right) \right] \tag{7-18}$$

Druhý člen rozšířené účelové funkce ($f_{tens}(X)$) se pro daný zatěžovací stav stanoví jako průměr z relativních rozdílů tenzometricky měřených osových sil T_m a predikovaných osových sil T_p, kde n_{str} je počet bodů podél pilot, ve kterých je prováděno tenzometrické měření.

$$f_{tens}(X) = \frac{1}{n_{str}} \sum_{j=1}^{n_{str}} \frac{T_{p,j} - T_{m,j}}{T_{p,j}} \tag{7-19}$$

Účelem penalizační funkce $p(X)$ je zvýšit hodnotu účelové funkce pro ta řešení, která v řešeném oboru posunutí predikují vyšší než měřenou svislou únosnost piloty (7-20). $F_{p,ult}$ a $F_{m,ult}$ jsou predikovaná resp. měřená mezní síla, R_k je penalizační koeficient a $g(X)$ je omezující funkce.

$$p(X) = \begin{cases} 0 & F_{p,ult}(X) < F_{m,ult} \\ R_k max[0, g(X)]^2 & F_{p,ult}(X) \geq F_{m,ult} \end{cases} \tag{7-20}$$

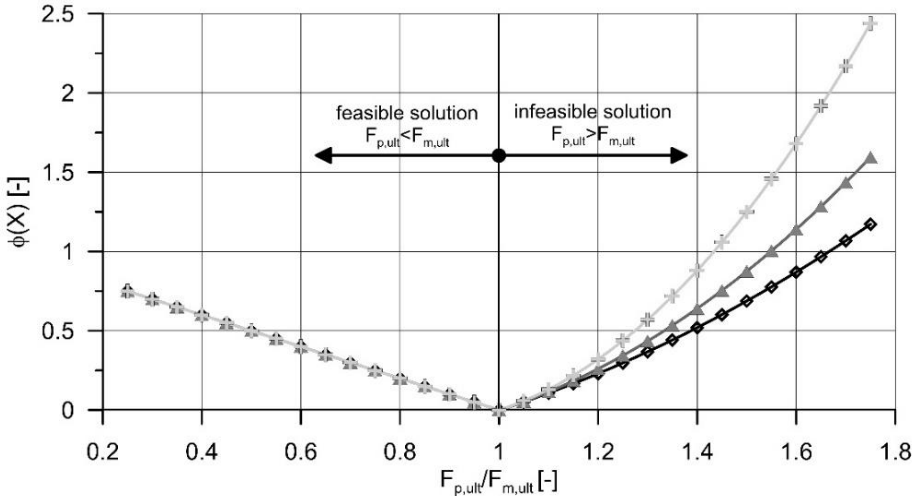
Funkce $g(X)$ zohledňuje míru nadhodnocení mezní síly a platí pro ní vztah (7-21), hodnota funkce je tedy přímo úměrná podílu predikované a měřené svislé únosnosti v řešeném oboru posunutí v hlavě piloty. Funkce nemůže dosahovat záporných hodnot, její nejmenší hodnota je 0 ve stavu, kdy $F_{p,ult}(X) = F_{m,ult}$.

$$g(X) = \frac{F_{p,ult}(X)}{F_{m,ult}} - 1 \tag{7-21}$$

Pro penalizační faktor R_k platí vztah (7-22), kde n_s je koeficient řídící rychlost změny (nárůstu) penalizační funkce při změně poměru $F_{p,ult}(X)/F_{m,ult}$.

$$R_k = n_s \, max(f(X)) \tag{7-22}$$

Princip fungování penalizační funkce je znázorněn v grafu na Obr. 7-10. Je zde znázorněna závislost mezi rozšířenou účelovou funkcí $\emptyset(X)$ a poměrem predikované a mezní únosnosti $F_{p,ult}(X)/F_{m,ult}$ pro tři různé hodnoty faktoru n_s. Pokud je poměr únosností menší než 1, jsou křivky totožné, protože penalizační funkce $g(X)$ je nulová. Hodnota účelové funkce se redukuje se zmenšujícím se rozdílem mezi měřením a predikcí. Jakmile je predikovaná mezní síla vyšší než měřená ($F_{p,ult}(X)/F_{m,ult} > 1$) aktivuje se penalizační funkce $g(X)$ a tím dojde k dodatečnému navýšení hodnoty rozšířené účelové funkce. Rychlost nárůstu hodnoty penalizační funkce je pak řízena faktorem n_s. Popsaná formulace penalizačního přístupu zajišťuje, že i ta řešení, které predikují mírně vyšší než měřenou únosnost, mají dostatečně nízkou hodnotu penalizační funkce a tudíž nejsou eliminovány z vyhledávacího prostoru optimalizační metody. Jiným slovy, řešení nadhodnocující skutečnou únosnost o 5 % je blíž optimu než řešení predikující únosnost na úrovni 50% měřené hodnoty.



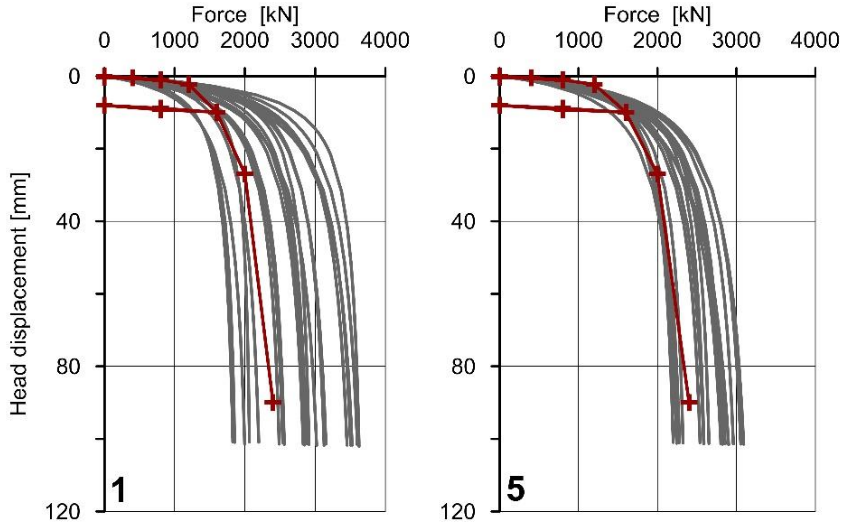
Obr. 7-10 Rozšířená účelová funkce při různých hodnotách parametru n_s

Optimalizační proces založený na principu genetického algoritmu je tedy řízen následujícími parametry:

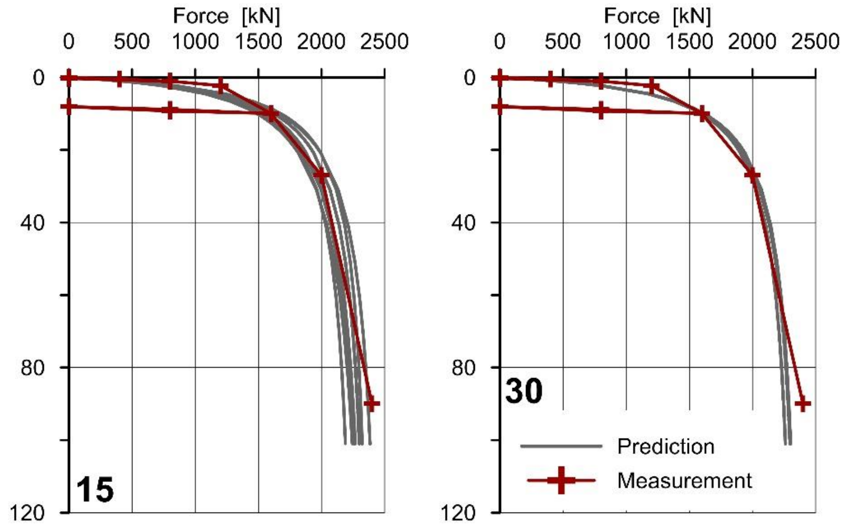
- n_{gen} – počet generací (iterací) v průběhu optimalizačního cyklu
- n_{alt} – počet možných úrovní každého parametru
- n_{pop} – počet řešení (kombinací hodnot vstupních parametrů) v každé generaci
- p_c – pravděpodobnosti aktivace operátoru „Crossover"
- p_m – pravděpodobnost aktivace operátoru „Mutation"
- n_s – faktor řídící rychlost nárůstu penalizační funkce (Obr. 7-10)
- k_{mzk}, k_{tens} – váhové faktory kvantifikující vliv měření síly, posunutí v hlavě piloty a vliv tenzometrických měření podél piloty na celkovou hodnotu základní účelové funkce $f(X)$.

Demonstrační příklad

Princip fungování kombinace výpočetního modelu (metoda přenosových funkcí) a optimalizačního modelu (genetický algoritmus) je demonstrován na následujícím příkladu. Cílem tohoto demonstračního příkladu není odvození reálných hodnot parametrů přenosových funkcí pro různé typy zemin, to bude předmětem následující kapitoly. Na Obr. 7-11 jsou vykresleny mezní zatěžovací křivky ve čtyřech různých iteracích (1, 5, 15, 30) v průběhu optimalizačního cyklu. Červenou barvou je znázorněno měření, šedé křivky představují predikce pro různé kombinace hodnot vstupních parametrů. V první iteraci jsou hodnoty vstupních parametrů pro každé řešení generovány náhodně na základe zvolených minimálních a maximálních hodnot jednotlivých parametrů. V dalších krocích je již změna jejich hodnot řízena optimalizační procedurou. Z grafů je patrná postupná konvergence možných řešení a redukce rozptylu dosahovaných výsledků. V každé iteraci je zachováván počet řešení, je tedy zřejmé že ve třicáté iteraci jsou řešení téměř totožná. Obr. 7-12 znázorňuje postupnou redukci hodnot rozšířené účelové funkce $\phi(X)$ a jejich dvou komponent $f_{MZK}(X)$ a $f_{tens}(X)$. Od třicáté iterace je hodnota účelové funkce téměř konstantní.

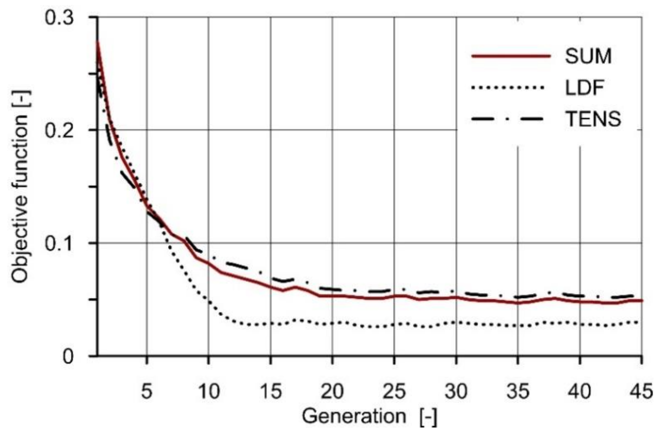


(a) iterace č. 1 **(b) iterace č. 5**



(c) iterace č. 15 **(d) iterace č. 30**

Obr. 7-11 Predikované mezní zatěžovací křivky (20 řešení) v průběhu optimalizačního cyklu (iterace č. 1, 5, 15 a 30)



Obr. 7-12 Průběh účelové funkce během optimalizačního cyklu

8. PŘÍPADOVÉ STUDIE INVERZNÍCH ANALÝZ

V této kapitole jsou prezentovány vybrané inverzní analýzy zatěžovacích zkoušek pilot s cílem odvodit hodnoty vstupních parametrů řídících tvar přenosových funkcí. Metodicky je postupováno od případů s nižším počtem neznámých vstupních parametrů – např. tahová zatěžovací zkouška v homogenním zemním prostředí až po tlakové zatěžovací zkoušky ve vrstevnatém podloží s kombinací monitoringu v hlavě piloty a tenzometrického měření síly podél piloty. Výběr analýz prezentovaných v této zprávě obsahuje všechny tři stupně analýz navržené v Tab. 7-1.

8.1 *D1 Přerov – Lipník*

Tahová zatěžovací zkouška

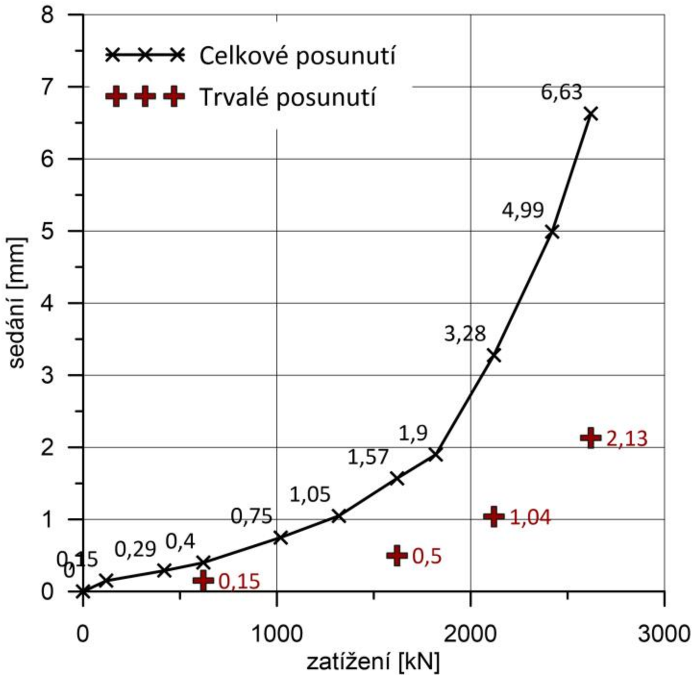
V rámci této stavby byla realizována tahová zkouška velkoprůměrové vrtané piloty. Dle dostupných záznamů byla celá pilota realizována v prostředí kvarterních písčitých až prachovitých sprašových hlín měkké konzistence, s hloubkou přecházejících do tuhé konzistence. Byla aplikována úroveň analýzy I dle Tab. 7-1. β faktor je tedy konstantní (β_{av}) v celé vrstvě. Z hlediska použití optimalizační techniky jde o jednoduší úlohu, kdy jsou optimalizovány pouze dva parametry řídící tvar přenosových funkcí pláště v jedné vrstvě (8-1). Parametry zkušební piloty, charakteristika inženýrsko – geologických podmínek a parametry provedené zkoušky jsou uvedeny v Tab. 8-1. Měřená MZK je znázorněna na Obr. 8-1.

$$X = (\beta_{av}, M_s) \tag{8-1}$$

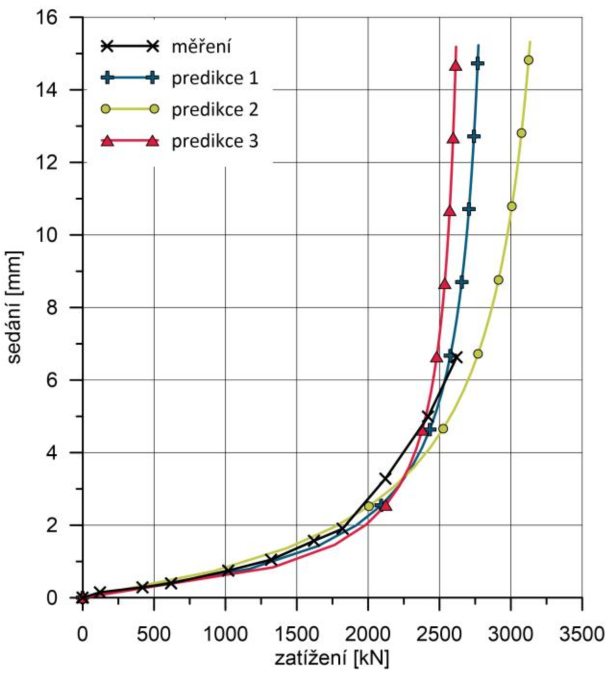
Tab. 8-1 Vlastnosti piloty, inženýrsko-geologické poměry, charakteristika zatěžovací zkoušky: D1 Přerov – Lipník, tahová zatěžovací zkouška

<table>
<tr><td rowspan="4">Charakteristika piloty</td><td colspan="3">Délka piloty</td><td>14,0</td></tr>
<tr><td colspan="3">Průměr piloty</td><td>1200mm</td></tr>
<tr><td colspan="3">Beton piloty</td><td>C 25/30 XA1</td></tr>
<tr><td colspan="3">Technologie zhotovení</td><td>Vrtaná pilota pažená v celé délce</td></tr>
<tr><td rowspan="3">Inženýrsko-geologické poměry</td><td>ID vrstvy</td><td>Od [m]</td><td>Do [m]</td><td>Popis</td></tr>
<tr><td>1</td><td>0</td><td>14</td><td>Hlína písčitá až prachovitá, sprašová, měkká až tuhá konzistence, kvartér</td></tr>
<tr><td colspan="3">HPV</td><td>ANO; 11,2 m pod UT</td></tr>
<tr><td rowspan="4">Charakteristika zatěžovací zkoušky</td><td colspan="3">Typ zkoušky</td><td>Tahová</td></tr>
<tr><td colspan="3">Způsob zatěžování</td><td>Silově řízené, po krocích s udržováním zatížení</td></tr>
<tr><td colspan="3">Instrumentace</td><td>Síla, posun v hlavě piloty</td></tr>
<tr><td colspan="3">Zatěžovací kroky [kN]</td><td>500; 800; 1000; 0;
500; 1000; 0; 500; 1000; 0;
1400; 1700; 2000; 0;
2200; 2500; 0; 2800; 3000; 0</td></tr>
</table>

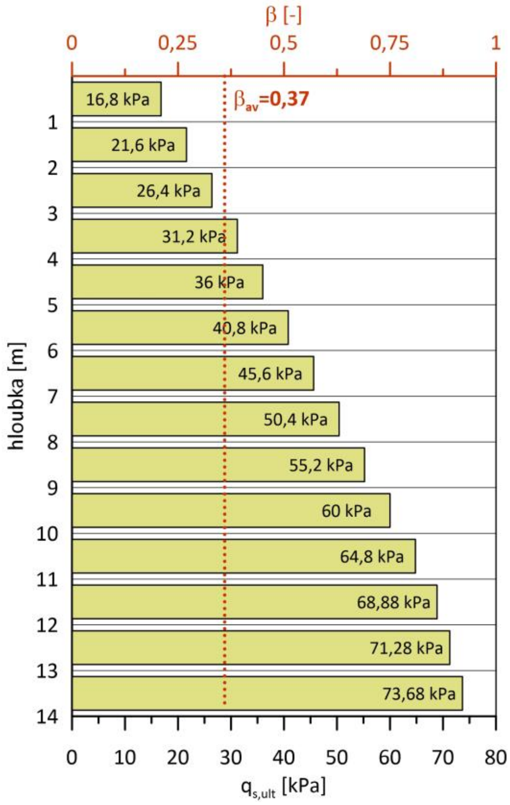
Porovnání měřené a predikované MZK pro tři opakování inverzní analýzy je provedeno na Obr. 8-2. Vypočtené hodnoty β_{av} faktoru nevybočují z intervalu 0,25 až 0,40, který je v zahraničí obecně akceptován pro normálně konsolidované zeminy. Předpokládaný průběh plášťového tření pro $\beta_{av} = 0{,}37$ je znázorněn na obr. Obr. 8-3.



Obr. 8-1 Měřená mezní zatěžovací křivka – celkové a trvalé posuny: D1 Přerov – Lipník, tahová zatěžovací zkouška



Obr. 8-2 Mezní zatěžovací křivky, měření versus predikce: D1 Přerov – Lipník, tahová zatěžovací zkouška



Obr. 8-3 Predikované hodnoty mezních plášťových tření: D1 Přerov – Lipník, tahová zatěžovací zkouška

Tab. 8-2 Optimalizované hodnoty vstupních parametrům: D1 Přerov – Lipník, tahová zatěžovací zkouška

Opakování	β_{av} [-]	M_s [-]	$\phi(X)$ [-]
1	0,35	0,001	0,041
2	0,42	0,0013	0,058
3	0,33	0,001	0,059

Tlaková zatěžovací zkouška

Parametry zkušební piloty, charakteristika inženýrsko – geologických podmínek a parametry provedené zkoušky jsou uvedeny v Tab. 8-3.

Tab. 8-3Maximální dosažený posun v hlavě piloty byl 19,5 mm a lze tedy předpokládat, že došlo k plné mobilizaci mezního plášťového tření. Měřená MZK je vynesena na Obr. 8-4. Pro řešení byla využita úroveň analýzy I dle Tab. 7-1, je tedy hledán průměrný faktor β_{av}.

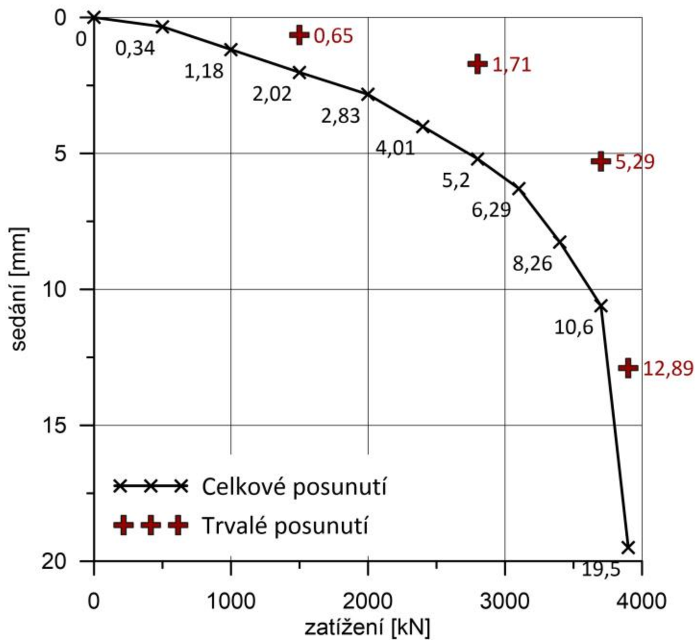
Tab. 8-3 Vlastnosti piloty, inženýrsko-geologické poměry, charakteristika zatěžovací zkoušky: D1 Přerov – Lipník, tlaková zatěžovací zkouška

<table>
<tr><td rowspan="4">Charakteristika piloty</td><td colspan="3">Délka piloty</td><td>19,0 m</td></tr>
<tr><td colspan="3">Průměr piloty</td><td>900mm/770mm</td></tr>
<tr><td colspan="3">Beton piloty</td><td>C 25/30 XA1</td></tr>
<tr><td colspan="3">Technologie zhotovení</td><td>Vrtaná pilota pažená v horní části v délce 8 m</td></tr>
<tr><td rowspan="4">Inženýrsko-geologické poměry</td><td>ID vrstvy</td><td>Od [m]</td><td>Do [m]</td><td>Popis</td></tr>
<tr><td>1</td><td>0</td><td>5</td><td>Jíl písčitý až jíl s vysokou plasticitou, měkká až tuhá konzistence, kvartér</td></tr>
<tr><td>2</td><td>5</td><td>19</td><td>Jíl s tuhou až pevnou konzistencí, neogén</td></tr>
<tr><td colspan="3">HPV</td><td>ANO; 0,3 m pod UT</td></tr>
<tr><td rowspan="4">Charakteristika zatěžovací zkoušky</td><td colspan="3">Typ zkoušky</td><td>Tlaková</td></tr>
<tr><td colspan="3">Způsob zatěžování</td><td>Silově řízené, po krocích s udržováním zatížení</td></tr>
<tr><td colspan="3">Instrumentace</td><td>Síla, posun v hlavě piloty</td></tr>
<tr><td colspan="3">Zatěžovací kroky</td><td>500; 1000; 1500; 0; 2000; 2400; 2800; 0; 3100; 3400; 3700; 0; 3900; 0</td></tr>
</table>

Pilota nebyla osazena tenzometrickými snímači pro stanovení průběhů osových sil v pilotě. V případech, kdy je k dispozici pouze měřená mezní zatěžovací křivka, je možné při zvolené variantě MPF a tvaru přenosové funkce stanovovat hodnoty max. 4 parametrů: 2 parametry pro plášť (jedna vrstva) a 2 parametry pro patu. Z tohoto důvodu bylo uvažováno s homogenním geologickým profilem a vektor hledaných vstupních parametrů se tedy skládá z následujících členů:

- Faktor β_{av} determinující závislost mezního plášťového tření na hloubce.
- Parametr počáteční tuhosti přenosové funkce pro plášť (M_s).
- Mezní napětí na patě $q_{b,ult}$.
- Parametr počáteční tuhosti přenosové funkce pro patu (M_b).

$$X = \left(\beta_{av}, M_s, q_{b,ult}, M_b\right) \tag{8-2}$$



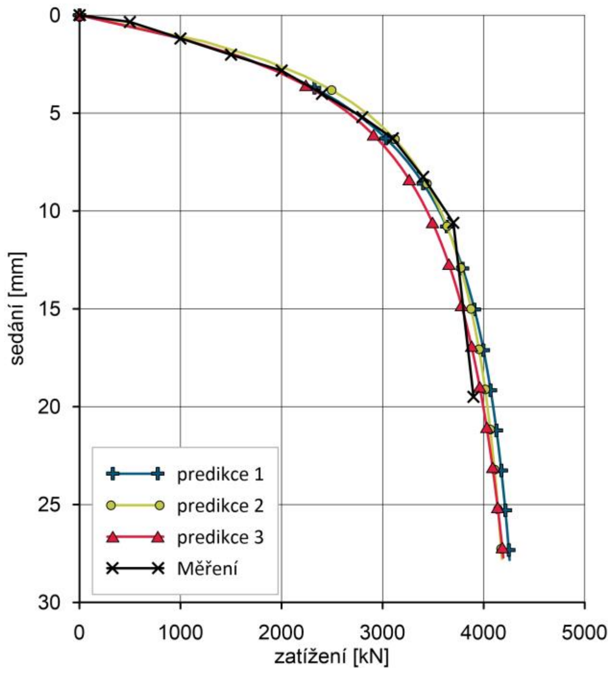
Obr. 8-4 Měřená mezní zatěžovací křivka – celkové a trvalé posuny: D1 Přerov – Lipník, tahová zatěžovací zkouška

Získané hodnoty vstupních parametrů pro tři nezávislé opakování optimalizačního postupu jsou uvedeny v Tab. 8-4. Výběrové směrodatné odchylky parametrů β_{av} a M_s řídících tvar mobilizačních křivek pro plášť jsou nízké. Je to dáno tím, že dosažený posun v hlavě piloty (19,5 mm) je dostatečný pro mobilizaci plného plášťového tření. Naopak, deformační parametr M_b pro patu vykazuje velmi vysokou hodnotu směrodatné odchylky. Pro dosažení většího stupně mobilizace paty piloty by bylo nutné vyvodit větší posun v hlavě piloty, v takovém případě by došlo k upřesnění přenosové funkce pro patu.

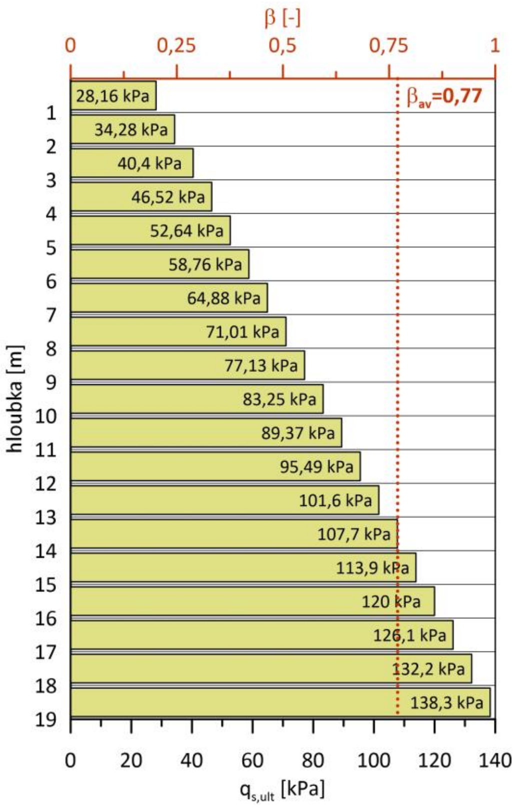
Tab. 8-4 Optimalizované hodnoty vstupních parametrům: D1 Přerov – Lipník, tlaková zatěžovací zkouška

Opakování	β_{av} [-]	M_s [-]	$q_{b,ult}$ [kPa]	M_b [-]	$\phi(X)$ [-]
1	0,78	0,0027	1460	0,010	0,023
2	0,73	0,0020	1870	0,014	0,026
3	0,78	0,0026	1840	0,036	0,028

Predikované mezní zatěžovací křivky spolu s měřením jsou znázorněny v grafu na Obr. 8-5. Predikovaný průběh mezních hodnot plášťových tření pro průměrnou hodnotu $\beta_{av} = 0,77$ v závislosti na hloubce je znázorněn na Obr. 8-6. Predikovaná hodnota koeficientu β_{av} odpovídá skutečnosti, že větší část piloty je zhotovena v prostředí překonsolidovaných soudržných zemin.



Obr. 8-5 Mezní zatěžovací křivky, měření versus predikce: D1 Přerov – Lipník, tlaková zatěžovací zkouška



Obr. 8-6 Predikované hodnoty mezních plášťových tření: D1 Přerov – Lipník, tlaková zatěžovací zkouška

8.2 *D47 Lipník nad Bečvou – Bělotín*

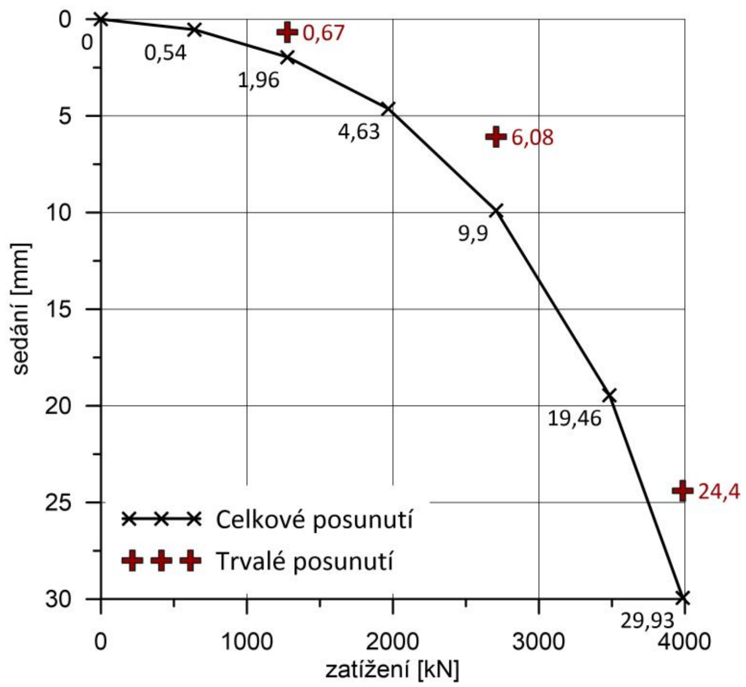
V rámci této stavby je prezentována inverzní analýza zatěžovací zkoušky piloty, na které bylo kromě standardního monitoringu realizováno také tenzometrické měření poměrných přetvoření podél piloty. Základní údaje o pilotě, inženýrsko-geologických podmínkách a provedené zatěžovací zkoušce jsou shrnuty v Tab. 8-5. Realizace tenzometrického měření umožnila provést podrobnější inverzní analýzu, která byla rozčleněna do tří kroků:

a. Stupeň analýzy I dle Tab. 7-1: odvození průměrného koeficientu β_{av}, je uvažováno s jednou vrstvou.
b. stupeň analýzy I dle Tab. 7-1: odvození průměrného koeficientu β_{av}, je uvažováno se dvěma vrstvami (kvartér, neogén).
c. stupeň analýzy II dle Tab. 7-1: ve vrstvě neogenního jílu je zahrnuta proměnná hodnota koeficientu β v závislosti na hloubce a zvoleném stupni překonsolidace, který je kvantifikován parametrem POP.

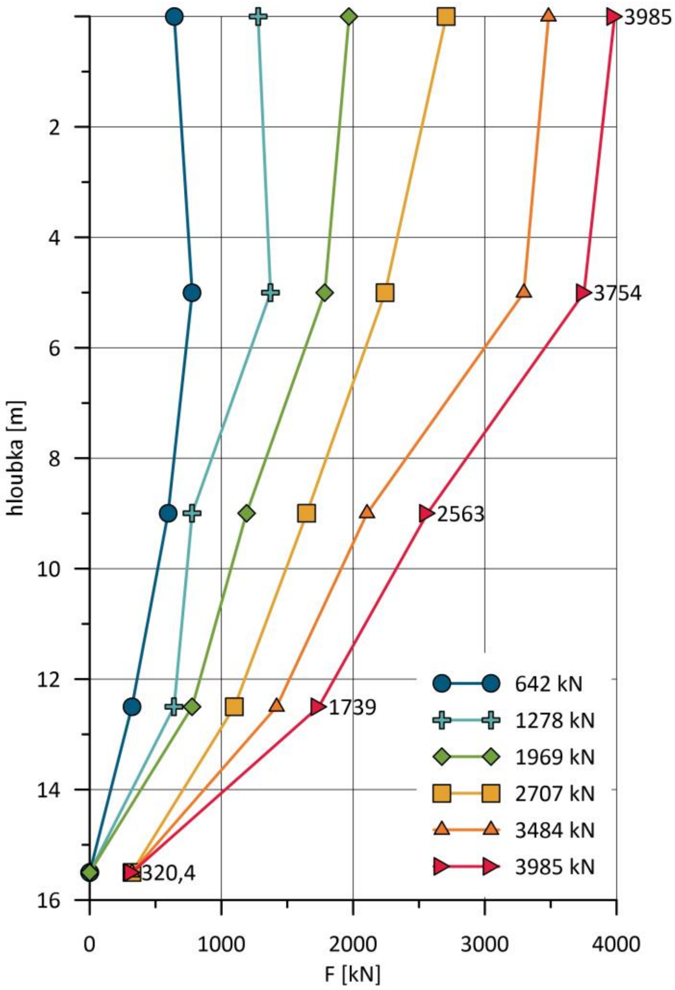
Měřená MZK je znázorněna na Obr. 8-7, průběhy sil z tenzometrických měření pro 6 zatěžovacích stupňů pak na Obr. 8-8. Z průběhu osových sil je patrná malá mobilizace napětí na patě piloty v průběhu celé zkoušky. Z tohoto důvodu nejsou v následujících analýzách optimalizovány parametry mobilizační funkce pro patu.

Tab. 8-5 Vlastnosti piloty, inženýrsko-geologické poměry, charakteristika zatěžovací zkoušky: D 47 Lipník nad Bečvou – Bělotín

<table>
<tr><td rowspan="4">Charakteristika piloty</td><td colspan="3">Délka piloty</td><td>15,0 m</td></tr>
<tr><td colspan="3">Průměr piloty</td><td>1200 mm</td></tr>
<tr><td colspan="3">Beton piloty</td><td>C 30/37</td></tr>
<tr><td colspan="3">Technologie zhotovení</td><td>Vrtaná pilota pažená po celé délce</td></tr>
<tr><td rowspan="4">Inženýrsko-geologické poměry</td><td>ID vrstvy</td><td>Od [m]</td><td>Do [m]</td><td>Popis</td></tr>
<tr><td>1</td><td>0</td><td>5</td><td>Jíl písčitý měkký až tuhý, kvartér</td></tr>
<tr><td>2</td><td>5</td><td>19</td><td>Jíl se střední až vysokou plasticitou tuhé až pevné konzistence, neogén</td></tr>
<tr><td colspan="3">HPV</td><td>ANO; 1,5 m pod UT</td></tr>
<tr><td rowspan="4">Charakteristika zatěžovací zkoušky</td><td colspan="3">Typ zkoušky</td><td>Tlaková</td></tr>
<tr><td colspan="3">Způsob zatěžování</td><td>Silově řízené, po krocích s udržováním zatížení</td></tr>
<tr><td colspan="3">Instrumentace</td><td>Síla, posun v hlavě piloty
Tenzometrické měření</td></tr>
<tr><td colspan="3">Zatěžovací kroky [kN]</td><td>642; 1278; 0; 1969; 2707; 0; 3484; 3985; 0</td></tr>
</table>



Obr. 8-7 Měřená mezní zatěžovací křivka – celkové a trvalé posuny: D 47 Lipník nad Bečvou – Bělotín



Obr. 8-8 Měřené průběhy osových sil z tenzometrických měření: D 47 Lipník nad Bečvou – Bělotín

a) Stupeň analýzy I dle Tab. 7-1: odvození průměrného koeficientu β_{av}, jedna vrstva

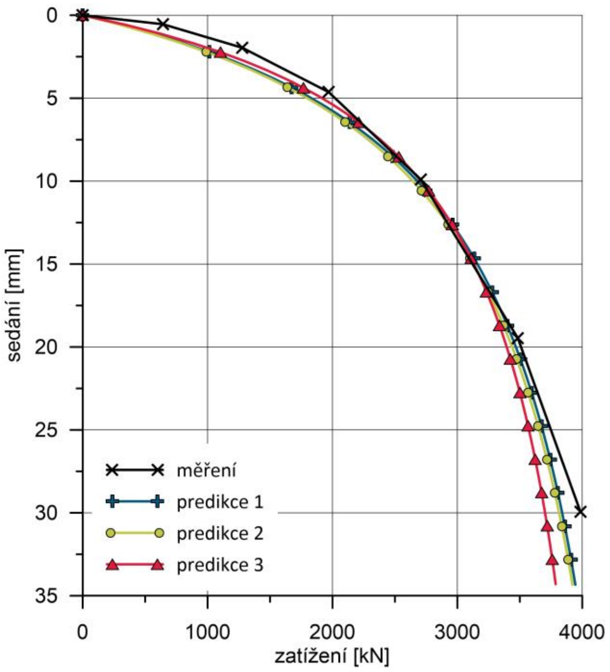
Je uvažováno s homogenním geologickým profilem (1 vrstva), koeficient β je konstantní hodnota pro celou vrstvu. Vektor optimalizovaných parametrů má tvar:

$$X = (\beta_{av}, M_s) \tag{8-3}$$

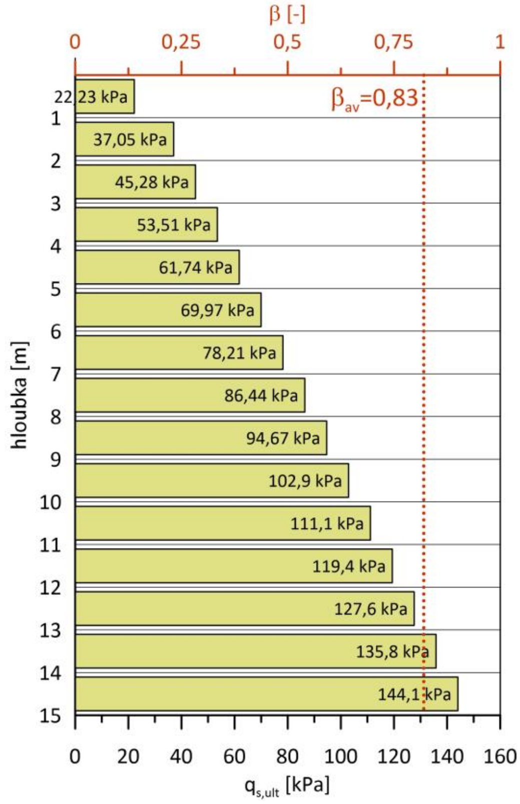
Srovnání predikovaných a měřených MZK pro tři opakování optimalizačního cyklu je uvedeno na Obr. 8-9. Porovnání průběhů sil pro poslední zatěžovací stupeň je znázorněno na Obr. 8-10. Dohledané hodnoty vstupních parametrů jsou uvedeny v
Tab. 8-6.

Tab. 8-6 Optimalizované hodnoty vstupních parametrů, krok a): D 47 Lipník nad Bečvou – Bělotín

Opakování	β_{av} [-]	M_s [-]	$\phi(X)$ [-]
1	0,84	0,0065	0,031
2	0,84	0,0068	0,038
3	0,77	0,0054	0,038



Obr. 8-9 Mezní zatěžovací křivky: měření versus predikce, krok a): D 47 Lipník nad Bečvou – Bělotín



Obr. 8-10 Predikované hodnoty mezních plášťových tření, krok a): D 47 Lipník nad Bečvou – Bělotín

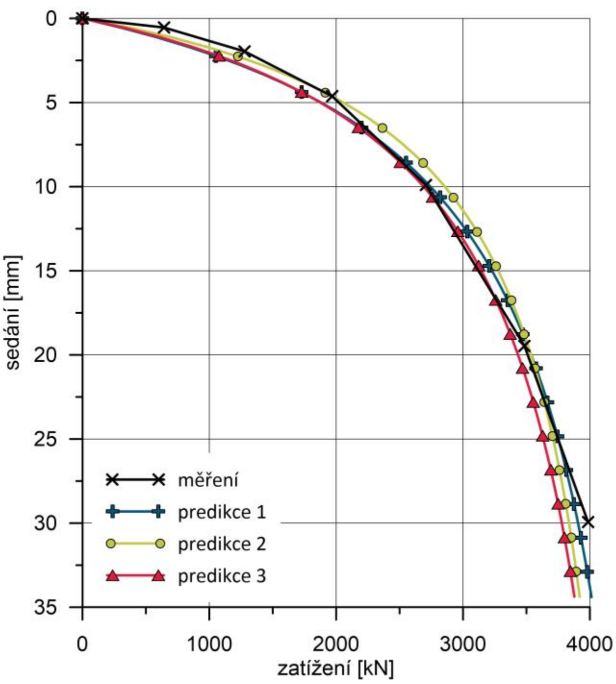
b) stupeň analýzy I dle Tab. 7-1: odvození průměrného koeficientu β_{av}, dvě vrstvy

V tomto stupni jsou uvažovány dvě vrstvy: první odpovídající kvarterním pokryvným útvarům s mocností 5m, druhá odpovídající terciérnímu podloží. V každé vrstvě je opět uvažováno s konstantní (průměrnou) hodnotou koeficientu β_{av}. Vektor neznámých parametrů (8-4) má tedy 4 členy, horní index vyjadřuje pořadové číslo vrstvy. Srovnání měřené a predikovaných mezních zatěžovacích křivek je znázorněno na Obr. 8-11 a předpokládaný průběh plášťového tření pak na Obr. 8-12. Optimalizované hodnoty vstupních parametrů jsou uvedeny v Tab. 8-7.

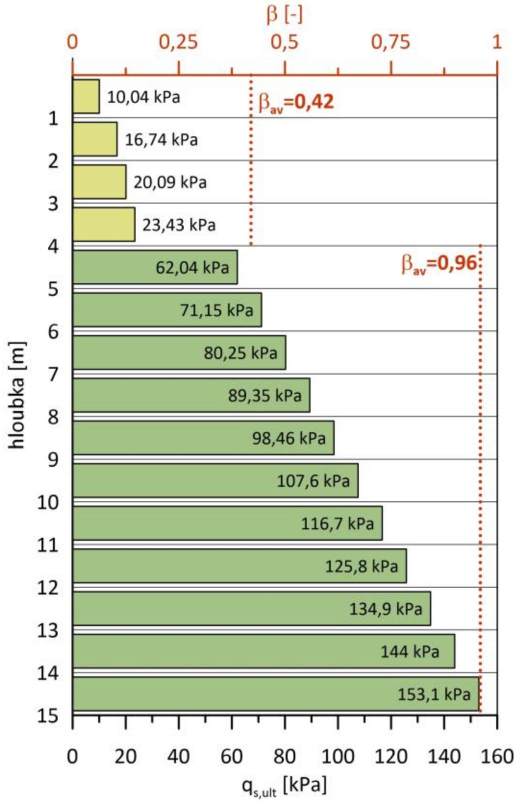
$$X = (\beta_{av}^1, M_s^1, \beta_{av}^2, M_s^2,) \quad (8\text{-}4)$$

Tab. 8-7 Optimalizované hodnoty vstupních parametrů, krok b): D 47 Lipník nad Bečvou – Bělotín

Opakování	β_{av}^1 [-]	M_s^1 [-]	β_{av}^2 [-]	M_s^2 [-]	$\phi(X)$ [-]
1	0,41	0,0060	1,02	0,0064	0,018
2	0,39	0,0017	0,95	0,0052	0,021
3	0,33	0,0015	0,98	0,0064	0,021



Obr. 8-11 Mezní zatěžovací křivky: měření versus predikce, krok b): D 47 Lipník nad Bečvou – Bělotín



Obr. 8-12 Predikované hodnoty mezních plášťových tření, krok b): D 47 Lipník nad Bečvou – Bělotín

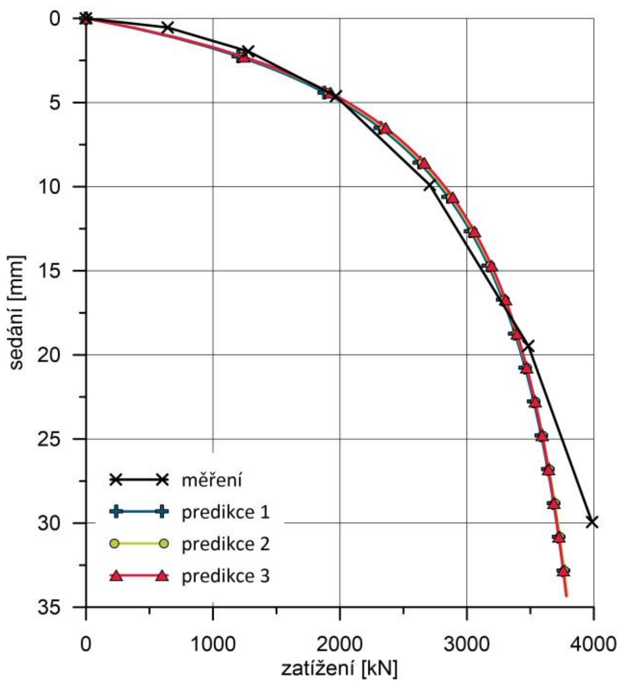
c) stupeň analýzy II dle Tab. 7-1: proměnná hodnota koeficientu β

V první vrstvě skládající kvarterních normálně konsolidovaných soudržných zemin je uvažován jednotný součinitel $\beta_{av} = 0,28$. Jeho hodnota byla stanovena dle vztahu (7-2) za předpokladu kritického úhlu vnitřního tření $\varphi_{cs} = 27°$. β_{av} v první vrstvé má fixní hodnotu a nevstupuje do optimalizačního cyklu. V překonsolidované vrstvě neogenních jílů je uvažováno s proměnnou hodnotou β faktoru dle vztahu (7-3), vstupním parametrem je tedy veličina POP vyjadřující rozdíl mezi maximálním svislým efektivním napětím v minulosti a efektivním napětím v přítomnosti. Vektor neznámých parametrů má tedy tvar:

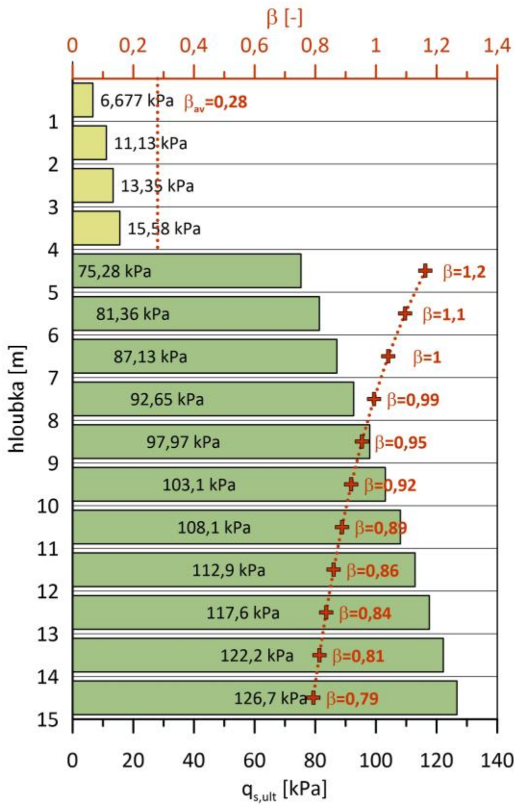
$$X = (M_s^1, POP^2, M_s^2) \tag{8-5}$$

Tab. 8-8 Optimalizované hodnoty vstupních parametrů, krok c): D 47 Lipník nad Bečvou – Bělotín

Opakování	M_s^1 [-]	POP^2, [-]	M_s^2 [-]	$\phi(X)$ [-]
1	0,0039	1472	0,0045	0,052
2	0,0034	1480	0,0049	0,052
3	0,0031	1438	0,0043	0,053



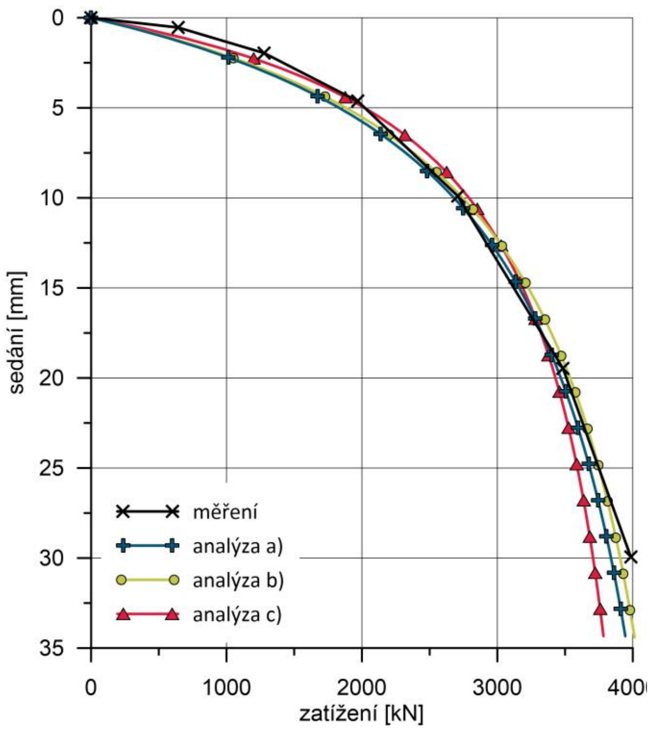
Obr. 8-13 Mezní zatěžovací křivky: měření versus predikce, krok c): D 47 Lipník nad Bečvou – Bělotín



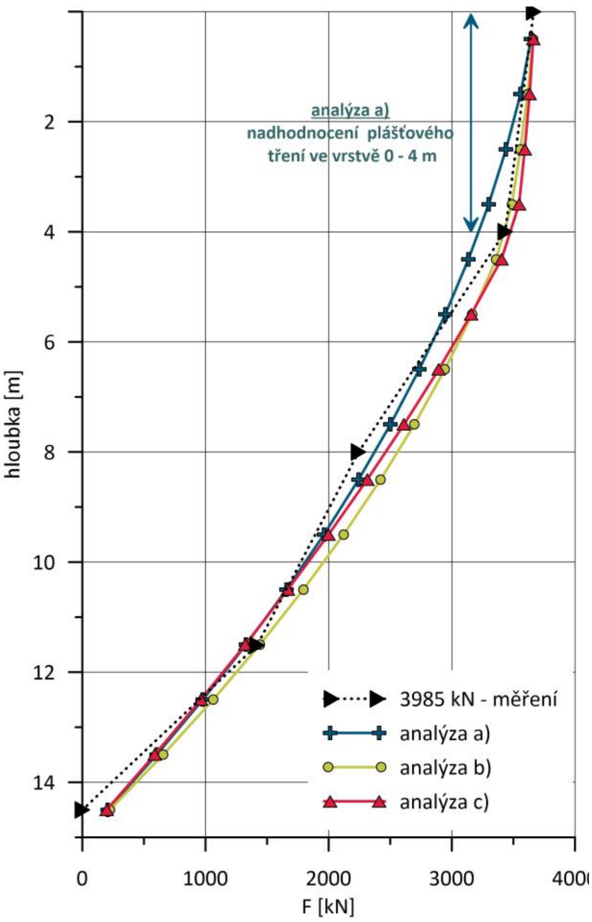
Obr. 8-14 Predikované hodnoty mezních plášťových tření, krok c): D 47 Lipník nad Bečvou – Bělotín

Porovnání analýz

Vypočtené mezní zatěžovací křivky z prvního opakování v každé analýze jsou porovnány s měřením v grafu na Obr. 8-15. Obdobně jsou srovnány průběhy sil pro poslední zatěžovací stav (Obr. 8-16). Z průběhu osových sil je zřejmé, že predikce v kroku a) výrazně nadhodnocuje plášťové tření v první vrstvě. Nejlepší shody s měřením je dosaženo v kroku b), ve kterém jsou uvažovány dvě vrstvy. V kvarterní vrstvé normálně konsolidovaných zemin je predikována výrazně nižší hodnota koeficientu $\beta_{av} = 0{,}42$ ve srovnání s neogenním podložím ($\beta_{av} = 0{,}96$). Vyšší hodnota faktoru β_{av} v neogenní vrstvě je dána překonsolidací zeminy a tudíž vyšší hodnotou koeficientu zemního tlaku v klidu. V kroku c) je do analýz zahrnuta proměnná hodnota faktoru β závislá na stupni překonsolidace (POP) a hloubce. Optimalizované hodnoty POP (1438 kPa – 1480 kPa) jsou v relaci s výsledky edometrických zkoušek na neporušených vzorcích brněnských neogenních (miocenních) jílů (*Krupička, 2012*). Skutečnost že β faktor klesá v kroku c) s hloubkou způsobuje, že i ve větších hloubkách jsou predikovány reálné hodnoty mezního plášťového tření (pro poslední segment $q_{s,ult} = 126{,}67\ kPa$. Naopak, v kroku b) s konstantní β_{av} hodnotou jsou ve větších hloubkách predikovány výrazně vyšší hodnoty plášťového tření (poslední segment $q_{s,ult} = 153{,}1\ kPa$), které jsou již nad doporučovanými hodnotami.



Obr. 8-15 Porovnání predikovaných MZK z kroků a) – c): D 47 Lipník nad Bečvou – Bělotín



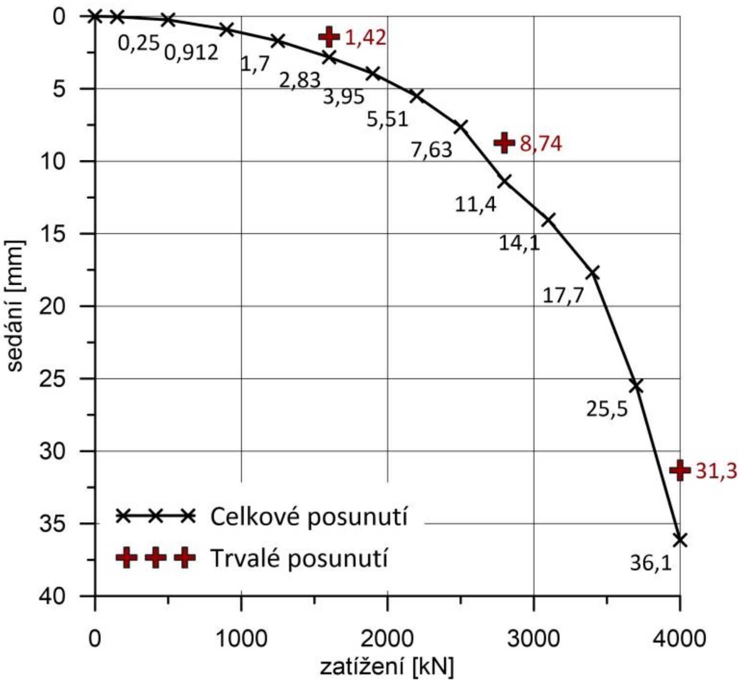
Obr. 8-16 Porovnání predikovaných průběhů sil podél piloty v posledním zatěžovacím kroku: D 47 Lipník nad Bečvou – Bělotín

8.3 *Ostrava – průmyslová zóna*

V průběhu řešení výzkumného záměru se řešitelský kolektiv podílel na realizaci zatěžovacích zkoušek pilot a mikropilot v jedné z průmyslových zón v Ostravě. S přihlédnutím k omezením dostupných archivních zkoušek byla jedna ze zkoušek zatěžována do stavu, kdy bylo dosaženo posunutí v hlavě pilot 36 mm. Tuhost přenosové funkce paty, kterou lze interpretovat jako přírůstek napětí na patě při jednotkovém svislém posunu paty, je výrazně (řádově) nižší ve srovnání s přenosovou funkcí pro plášť. Dosažení větších posunů v průběhu zatěžovacích zkoušek je tedy důležité z hlediska optimalizace přenosové funkce pro patu. Vlastnosti analyzované piloty, IGP poměry a parametry realizované zkoušky jsou uvedeny v Tab. 8-9. Měřená mezní zatěžovací křivka je znázorněna v grafu na Obr. 8-17.

Tab. 8-9 Vlastnosti piloty, inženýrsko-geologické poměry, charakteristika zatěžovací zkoušky: pilota TP 1 Ostrava průmyslová zóna

<table>
<tr><td rowspan="4">Charakteristika piloty</td><td colspan="3">Délka piloty</td><td>17,0 m</td></tr>
<tr><td colspan="3">Průměr piloty</td><td>780/880 mm</td></tr>
<tr><td colspan="3">Beton piloty</td><td>C 25/30, XA1</td></tr>
<tr><td colspan="3">Technologie zhotovení</td><td>Vrtaná pilota pažená do 12 m</td></tr>
<tr><td rowspan="5">Inženýrsko-geologické poměry</td><td>ID vrstvy</td><td>Od [m]</td><td>Do [m]</td><td>Popis</td></tr>
<tr><td>1</td><td>0</td><td>9,5</td><td>Jíl se střední plasticitou až jíl prachovitý, kvartér</td></tr>
<tr><td>2</td><td>9,5</td><td>10,5</td><td>Štěrk jílovitý, jíl štěrkovitý zvodnělý, kvartér</td></tr>
<tr><td>3</td><td>10,5</td><td>17</td><td>Jíl s laminami písku, tuhý až pevný, neogén</td></tr>
<tr><td colspan="3">HPV</td><td>ANO; 4,0 m pod UT</td></tr>
<tr><td rowspan="4">Charakteristika zatěžovací zkoušky</td><td colspan="3">Typ zkoušky</td><td>Tlaková</td></tr>
<tr><td colspan="3">Způsob zatěžování</td><td>Silově řízené, po krocích s udržováním zatížení</td></tr>
<tr><td colspan="3">Instrumentace</td><td>Síla, posun v hlavě piloty</td></tr>
<tr><td colspan="3">Zatěžovací kroky</td><td>150; 500; 900; 1250; 1600; 900; 150; 500; 900; 1250; 1600; 1900; 2200; 2500; 2800; 2200; 1600; 900; 150</td></tr>
</table>



Obr. 8-17 Měřená mezní zatěžovací křivka – celkové a trvalé posuny: pilota TP 1, Ostrava - průmyslová zóna

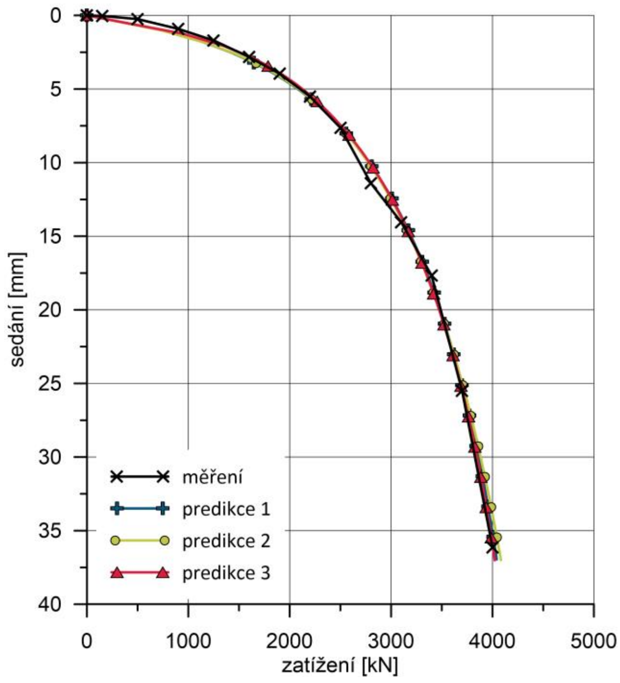
Provedené CPT zkoušky jasně indikovaly přechod mezi normálně konsolidovanými fluviálními soudržnými zeminami kvarterního stáří (odpor na hrotu q_c max. 2 MPa pro jíly s příměsí písčité frakce, bez příměsi písčité frakce pak $q_c < 1\ MPa$) a prekonsolidovanými marinními jíly neogenního stáří ($q_c = 6 - 10\ MPa$). Z tohoto důvodu byla realizována analýza s úrovní II dle Tab. 7-1. Pro vrstvu kvarterního stáří byla uvažována konstantní hodnota faktoru $\beta_{av} = 0{,}27$ odvozena dle vztahu (7-1) pro $\varphi_{cs} = 27°$. Tato hodnota je relevantní pro jíl písčitý, ve vrstvě jílu štěrkovitého v hloubce od 9,5 do 10,5 m by byla hodnota kritického úhlu vnitřního tření vyšší. Neznámou (optimalizovanou) veličinou pro přenosové funkce pláště v první vrstvě tak byl pouze deformační parametr M_s řídící počáteční tuhost. V případě druhé vrstvy byla hodnota β faktoru závislá na hloubce na základě zvoleného stupně překonsolidace POP dle vztahu (7-3). Pro druhou vrstvu byl také optimalizována hodnota parametru M_s. Pro přenosovou funkci paty byly optimalizovány hodnoty mezního napětí na patě $q_{b,ult}$ a deformačního parametru M_b. Vektor parametrů, jejich hodnoty byly optimalizační procedurou dohledávány má tedy 5 členů (8-6), horní index udává pořadové číslo geologické vrstvy.

$$X = (M_s^1, POP^2, M_s^2, q_{b,ult}, M_b) \tag{8-6}$$

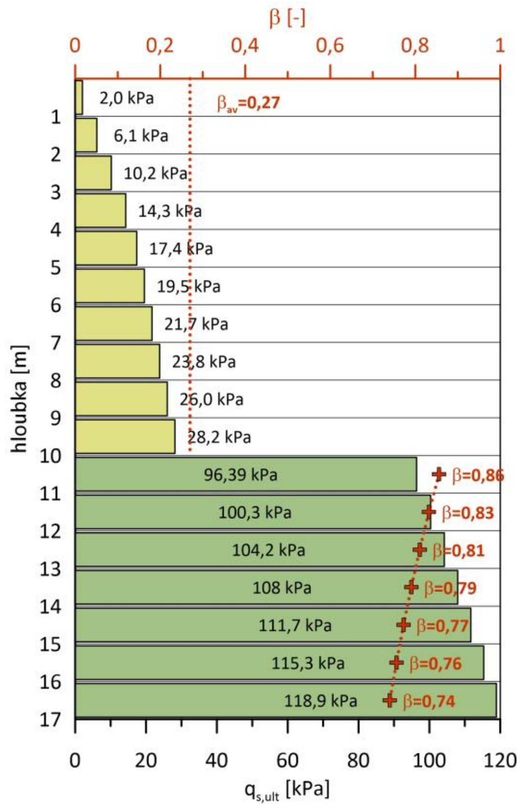
Získané hodnoty vstupních parametrů jsou uvedeny v Tab. 8-10. Predikované MZK a průběhy plášťových tření spolu s hodnotami β faktorů jsou znázorněny v grafech na Obr. 8-18 a Obr. 8-19. Je zřejmé, že hodnoty parametrů přenosové funkce paty ($q_{b,ult}$, M_b) jsou zatíženy menší variabilitou než např. v případě zatěžovací zkoušky prezentované v kap. 8.1, kde bylo dosaženo maximální posunutí v hlavě piloty 19,5 mm. Výrazně vyšší maximální svislé posunutí dosažené v této zkoušce (36,5 mm) znamená, že pro optimalizační proceduru je k dispozici větší segment mezní zatěžovací křivky, ve kterém je pro celkové chování piloty rozhodující mobilizace normálového napětí na patě piloty. Dále byl pro validaci získaných výsledků využit postup vyhodnocení zatěžovací zkoušky dle *Chin (1972)*. Pokud má mezní zatěžovací křivka (síla v hlavě piloty F – posun v hlavě piloty u) hyperbolický tvar, pak transformací v zobrazení $u/F - u$ vzniká přímka a její směrnice odpovídá mezní síle (únosnosti) piloty. Schematicky je tento postup znázorněn na Obr. 8-20. Pro věrohodné použití tohoto postupu je opět nutné dosažení dostatečného posunu v hlavě piloty. Transformace měřené MZK (Obr. 8-17) je znázorněna v grafu na Obr. 8-21 a odpovídá jí únosnost $F_{ult,měření} = 4930\ kN$. Predikovaná únosnost pláště piloty je $F_{ult,plášť,MPF} = 2379\ kN$, paty je $F_{ult,pata,MPF} = 2832\ kN$, celkem je tedy únosnost predikovaná metodou přenosových funkcí $F_{ult,MPF} = 5211 kN$. Rozdíl mezi měřením a predikcí tedy činí 6%.

Tab. 8-10 Optimalizované hodnoty vstupních parametrů: pilota TP 1, Ostrava -průmyslová zóna

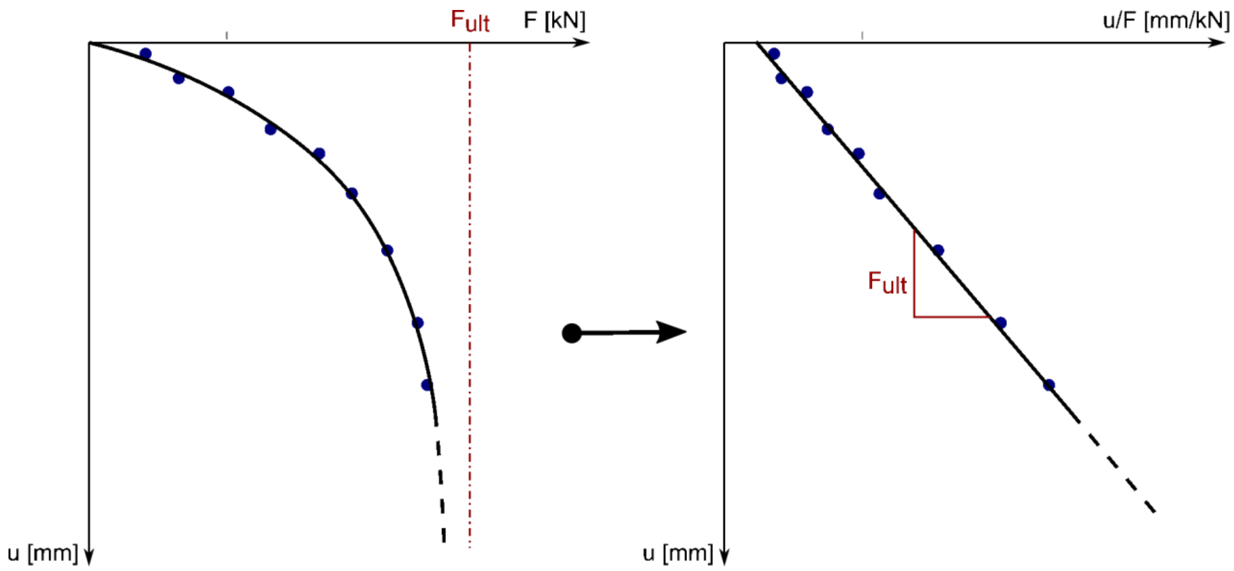
Opakování	M_s^1 [-]	POP^2, [-]	M_s^2 [-]	$q_{b,ult}$ [kPa]	M_b [-]	$\phi(X)$ [-]
1	0,004	1148	0,001	6112	0,028	0,010
2	0,0036	1481	0,001	5667	0,028	0,013
3	0,0014	1504	0,0021	6001	0,031	0,015



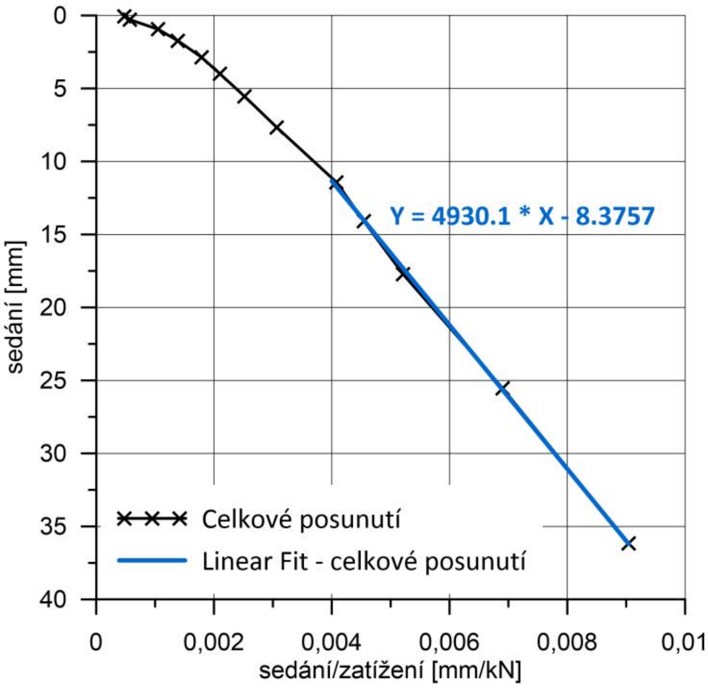
Obr. 8-18: Mezní zatěžovací křivky: měření versus predikce: pilota TP 1, Ostrava - průmyslová zóna



Obr. 8-19: Predikované hodnoty mezních plášťových tření: pilota TP 1, Ostrava - průmyslová zóna

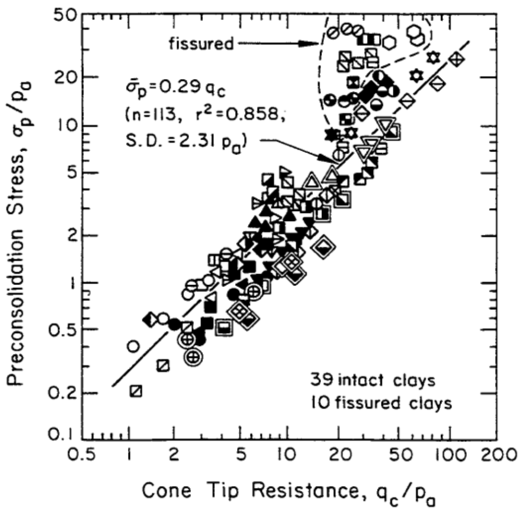


Obr. 8-20 Hyperbolická transformace mezní zatěžovací křivky



Obr. 8-21 Transformace měřené mezní zatěžovací křivky: pilota TP 1, Ostrava-průmyslová zóna

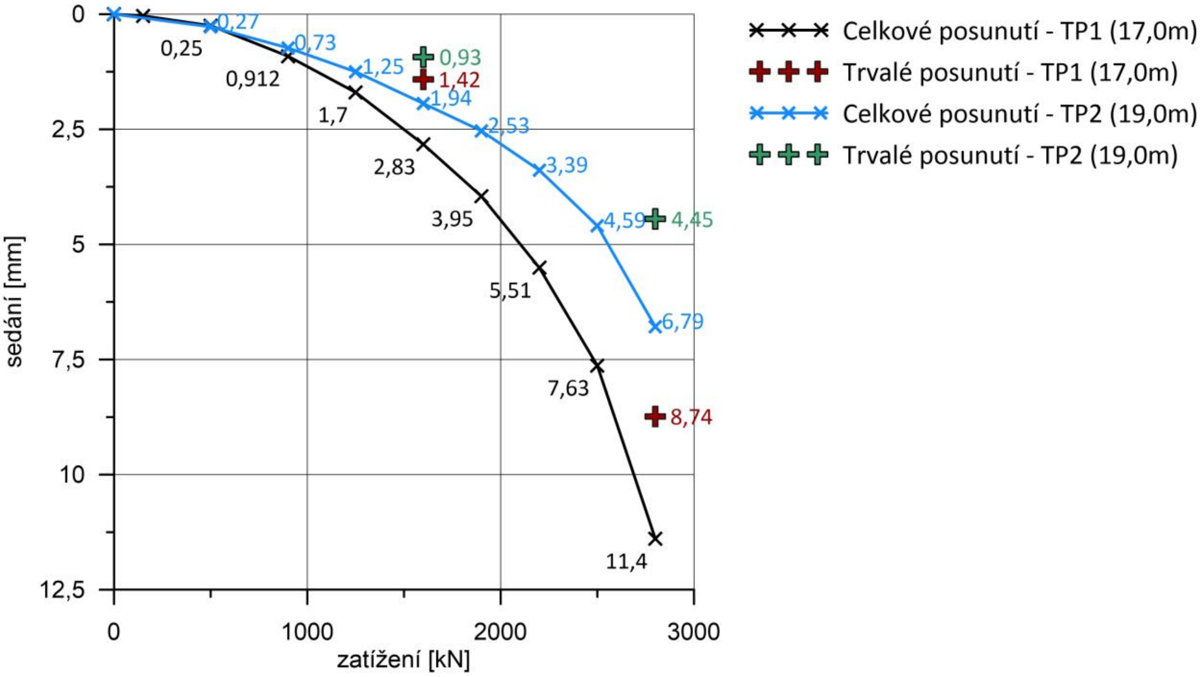
Získanou hodnotu parametru POP lze orientačně zkontrolovat s využitím korelací mezi odporem na hrotu q_c a maximálním napětím v geologické historii dané zeminy σ_p. *Kulhawy, Mayne (1990)* doporučují vztah $\sigma_p = 0{,}29q_c$, stanovený na základě výsledků zkoušek 49 vzorků jílů (Obr. 8-22). Pokud uvážíme minimální hodnotu $q_c = 6\ MPa$ zaznamenanou v neogenním jílu, zmíněný korelační vztah vede k hodnotě $\sigma_p = 1{,}74\ MPa$. Průměrná hodnota parametru POP získaná optimalizační procedurou na základě výsledku zatěžovací zkoušky je $\overline{POP} = 1{,}38\ MPa$. Parametr POP je definován jako rozdíl mezi maximálním napětím v minulosti σ_p a σ'_{or} a tudíž platí $\sigma_p = POP + \sigma'_{or}$. Pokud uvažujeme geostatické napětí $\sigma'_{or} = 0{,}13MPa$ odpovídající hloubce se zjištěnou hodnotou $q_c = 6\ MPa$ získáváme hodnotu $\sigma_p = 1{,}38 + 0{,}13 = 1{,}51\ MPa$



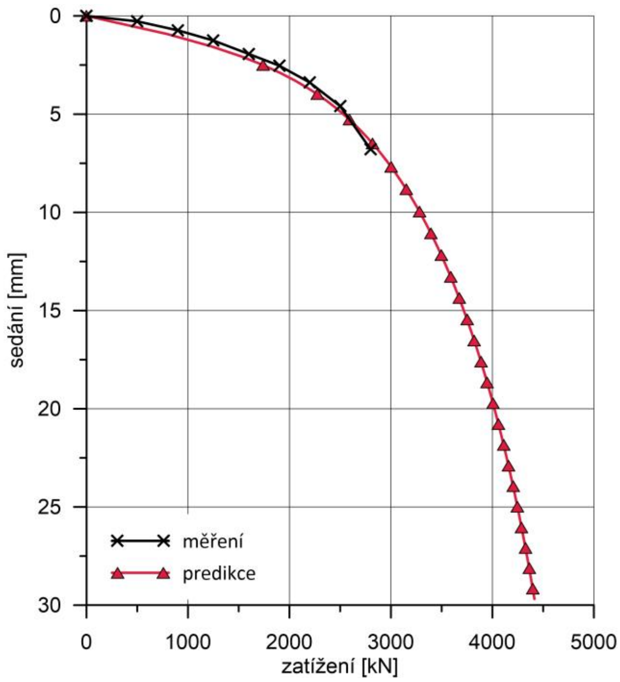
Korelace $q_c - \sigma_p$	$\sigma_p = 0{,}29q_c$
	$q_c = 6\ MPa$
	$\boldsymbol{\sigma_p = 1,73\ MPa}$
Inverzní analýza zatěžovací zkoušky piloty	$\sigma_p = POP + \sigma'_{or}$
	$\overline{POP} = 1{,}38\ MPa$
	$\sigma'_{or} = 0{,}13\ MPa$
	$\boldsymbol{\sigma_p = 1,51\ MPa}$

Obr. 8-22 Korelace statické penetrační zkoušky a překonsolidačního napětí σ_p dle *Kulhawy, Mayne (1990)*

V dalším kroku byla s optimalizovanými hodnotami parametrů přenosových funkcí z Tab. 8-10 provedena predikce mezní zatěžovací sousední piloty s délkou $L_p = 19{,}0\ m$, na které byla rovněž provedena zatěžovací zkouška, v rámci které bylo ale dosaženo menší celkové posunutí (6,79 mm). Srovnání obou změřených mezních zatěžovacích křivek je provedeno v grafu na Obr. 8-23. Srovnání predikce a měření je provedeno na Obr. 8-24



Obr. 8-23 Srovnání měřených mezních zatěžovacích křivek pilot s délkou 17,0 a 19,0 m: Ostrava - průmyslová zóna



Obr. 8-24 Porovnání predikované MZK a měření: Ostrava - průmyslová zóna

8.4 ***Lokalita Vídeň – zatěžovací zkouška v nesoudržných zeminách***

Na této lokalitě byla provedena zatěžovací zkouška vrtané piloty zhotovené v prostředí písčitých středně ulehlých štěrků kvarterního stáří. Základní údaje o zkoušce jsou uvedeny v Tab. 8-11. Pilota měla délku $L_p = 6{,}0\ m$, první dva metry ale byly od okolního zemního prostředí separovány. Analýza je provedena ve stupni III dle Tab. 7-1 se zohledněním vlivu zamezení dilatance při zatěžování dle postupu popsaném v kap. 7.1. Mezní plášťové tření je stanoveno dle vztahu (7-7). První člen tohoto vztahu vyjadřuje příspěvek počátečního stavu napjatosti, druhý pak nárůst mezního plášťového tření v důsledku zamezené dilatance ve smykové zóně. Ve výpočtech byl uvažován kritický úhel vnitřního tření $\varphi_{cv} = 39°$. Ten byl použit pro stanovení teoretické hodnoty faktoru β dle vztahu (7-2). Z hlediska stanovení mezního plášťového tření je tedy jedinou hledanou neznámu přírůstek radiálního napětí $\Delta\sigma'_{hl}$. Pro účely vyhodnocení je dále stanoven celková faktor β_{total} dle vztahu (8-8), který v sobě zahrnuje jak příspěvek počáteční napjatosti tak dilatance.

$$q_{s,ult} = \beta\sigma'_{or} + \Delta\sigma'_{hl} \tan\varphi_{cv} \tag{7-7}$$

$$\beta = K \tan\delta = K_0^{nc} tan\varphi_{cv} = (1 - \sin\varphi_{cv})\, tan\varphi_{cv} \tag{7-2}$$

$$\beta_{total} = q_{s,ult}/\sigma'_{or} \tag{8-7}$$

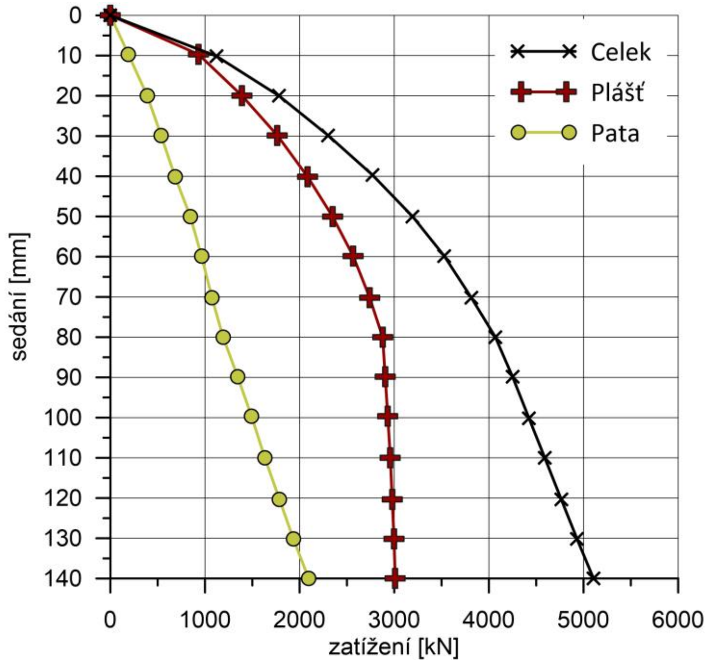
Vektor neznámých, inverzní analýzou hledaných, parametrů přenosových funkcí se v případě tlakem zatížené zkoušky skládá ze čtyř členů (8-8).

$$X = (\Delta\sigma'_{hl}, M_s, q_{b,ult}, M_b) \tag{8-8}$$

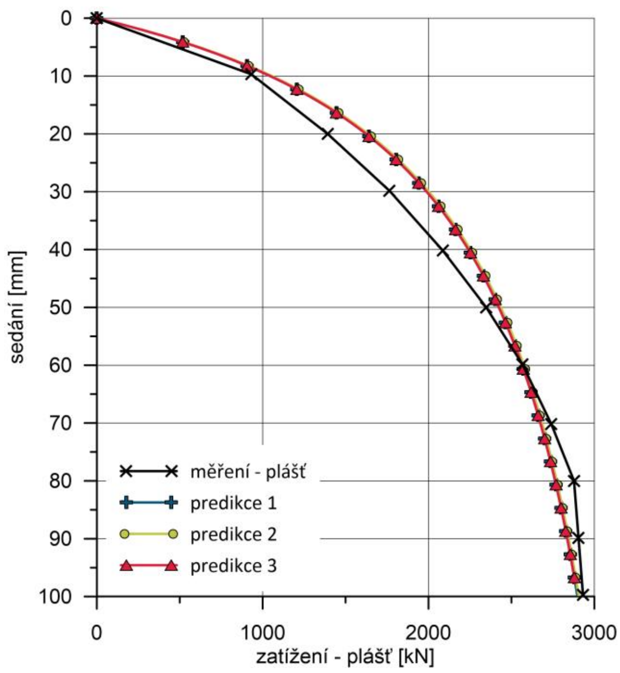
Tab. 8-11 Vlastnosti piloty, inženýrsko-geologické poměry, charakteristika zatěžovací zkoušky: Vídeň

<table>
<tr><td rowspan="4">Charakteristika piloty</td><td colspan="3">Délka piloty</td><td>6,0 m</td></tr>
<tr><td colspan="3">Průměr piloty</td><td>600 mm</td></tr>
<tr><td colspan="3">Beton piloty</td><td>C 25/30</td></tr>
<tr><td colspan="3">Technologie zhotovení</td><td>Vrtaná pilota pažená po celé délce</td></tr>
<tr><td rowspan="3">Inženýrsko-geologické poměry</td><td>ID vrstvy</td><td>Od [m]</td><td>Do [m]</td><td>Popis</td></tr>
<tr><td>1</td><td>2</td><td>6</td><td>Písčitý štěrk, středně ulehlý, kvartér, $N_{10} = 4 - 8$</td></tr>
<tr><td colspan="3">HPV</td><td>ANO; v UT</td></tr>
<tr><td rowspan="4">Charakteristika zatěžovací zkoušky</td><td colspan="3">Typ zkoušky</td><td>Tlaková</td></tr>
<tr><td colspan="3">Způsob zatěžování</td><td>Silově řízené, po krocích s udržováním zatížení</td></tr>
<tr><td colspan="3">Instrumentace</td><td>Síla, posun v hlavě piloty, tenzometrické měření</td></tr>
<tr><td colspan="3">Zatěžovací kroky</td><td>50; 240; 425; 613; 800; 1125; 1450; 1775; 2100; 2750; 3400; 4050; 4700; 5350</td></tr>
</table>

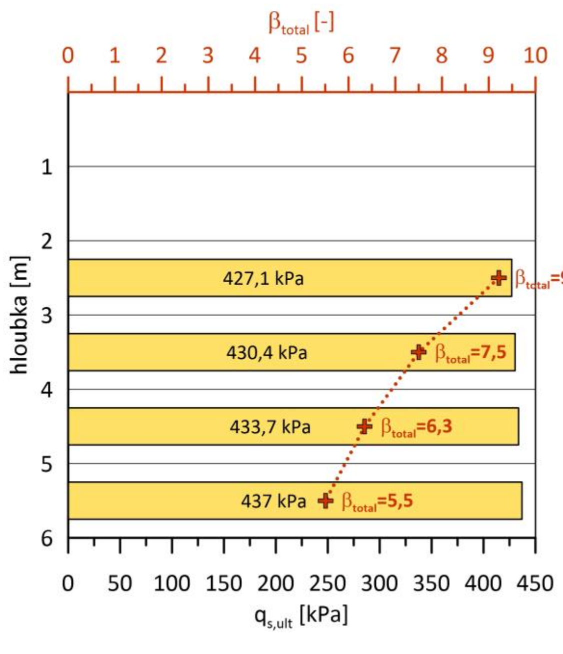
Rozbor výsledků zatěžovací zkoušky ukázal, že v dosaženém oboru posunutí má mobilizace napětí na patě téměř lineární průběh a není tedy možné získat hodnoty mezního napětí na patě $q_{b,ult}$ a deformačního parametru M_b. V prezentované analýze je tedy z měření převzata MZK pláště piloty, ve MPF není uvažováno s působením paty piloty a optimalizovány jsou parametry přenosových funkcí pláště $\Delta\sigma'_{hl}$ a M_s. Měřené mezní zatěžovací křivky pro plášť, patu a celou pilotu jsou znázorněny na Obr. 8-25. Optimalizované hodnoty vstupních parametrů a predikce mezních zatěžovacích křivek pro tři opakování jsou uvedena v Tab. 8-12 resp. v grafu na Obr. 8-26. Predikované hodnoty $q_{s,ult}$ a β_{total} jsou uvedeny na Obr. 8-27.



Obr. 8-25 Měřená mezní zatěžovací křivka – celek, pata, plášť: Vídeň



Obr. 8-26 Mezní zatěžovací křivky: měření versus predikce: Vídeň



Obr. 8-27 Predikované hodnoty mezních plášťových tření: Vídeň

Tab. 8-12 Optimalizované hodnoty vstupních parametrů: Vídeň

Opakování	$\Delta\sigma'_{hl}$[-]	M_s [-]	$\phi(X)$ [-]
1	563	0,0394	0,061
2	566	0,0389	0,065
3	566	0,0382	0,065

Vliv zvýšení radiálního napětí vlivem dilatance je velice významný. Dosažené hodnoty faktoru β_{total} nicméně korespondují s daty ze zahraniční literatury. *Rollins et al. (2005)* stanovil na základě 28 tahových zkoušek závislosti β_{total} – hloubka pro štěrky (obsah štěrkové frakce $> 50\%$) a písčité štěrky (obsah štěrkové frakce $25\% - 50\%$). V hloubkách do 5 m byly zaznamenány maximální hodnoty $\beta_{total} = 6$ v případě štěrků a $\beta_{total} = 5$ v případě písčitých štěrků. *Rollins et al. (2005)* dále doporučuje návrhové křivky pro stanovení parametrů β_{total} pro písčité štěrky (8-9) a štěrky (8-10). Konzervativně, ale v rozporu s měřeními prezentovanými v předmětné práci, však omezuje horní hranci faktorů.

$$\beta_{total} = 2{,}0 - 0{,}15z^{0{,}75} \quad 0{,}25 \leq \beta \leq 1{,}8 \tag{8-9}$$

$$\beta_{total} = 3{,}4e^{-0{,}085z} \quad 0{,}25 \leq \beta \leq 3{,}0 \tag{8-10}$$

Mascarucci et al. (2014) stanovil pro zatěžovací zkoušku v píscích přírůstek radiálního napětí v důsledku zamezení dilatance 300 kPa. Určitou daní za vysoké hodnoty plášťového tření je malá tuhost přenosové funkce - hodnoty parametru počáteční tuhosti M_s jsou řádové vyšší ve srovnání s daty ze soudržných zemin. Je zajímavé, že ke stejnému závěru došel řešitel projektu při zpětných analýzách mikropilot. Tento závěr je ale logický, jelikož k nárůstu radiálního napětí v důsledku zamezení dilatance, a tudíž mezního plášťového tření dochází při mnohem větších přetvořeních, a to až do dosažení kritického stavu zeminy. Mechanizmus mobilizace mezního plášťového tření je tak v soudržných a nesoudržných zeminách do značné míry odlišný. MPF je tuto skutečnost ale schopna postihnout, jelikož pro každý typ zeminy je možné definovat nezávislý soubor přenosových funkcí (stupeň analýzy dle Tab. 7-1) a současně je využít v jednom výpočtu.

Do tohoto bodu bylo k nárůstu radiálního napětí přistupováno jako k neznámé veličině stanovené inverzní analýzou zatěžovací zkoušky. V následujícím textu (Tab. 8-13) je hodnota $\Delta\sigma'_{hl}$ vypočtena s využitím postupu založeném na teorii expanze válcové dutiny popsaném v kap. 7.1.

Tab. 8-13 Stanovení přírůstku radiálního napětí $\Delta\sigma'_{hl}$ výpočtem

1	Stanovení úhlu dilatance ψ_p: $I_d = 0{,}5$; $p' = 22{,}2\ kPa$ (uvažováno s vodorovným napětím v hloubce 4 m, tedy v polovině účinné délky piloty), konstanty A, Q a R dle doporučení	$\psi_p = A[I_d(Q - lnp') - R] = 5[0{,}5(7{,}75 - ln22{,}4) - 1] = 6{,}6°$
2	Stanovení „volného“ radiálního posunu $u_{r,0}$ bez působení okolní zeminy: $t_s = 15D_{50} = 150\ mm$ při $D_{50} = 10mm$; $\gamma_{cs} = 80\%$	$u_{r,0} = t_s \tan\psi_p \frac{\gamma_{cs}}{2} = 150\tan 6{,}6 \frac{0{,}8}{2} = 6{,}94mm$
3	Stanovení radiální tuhosti zeminy za smykovou zónu k_n: $G = 18\ MPa$	$k_n = \frac{2G}{r_p} = \frac{36000}{300} = 120\ kPa/mm$

4	Stanovení radiálního posunu u_r s vlivem působící okolní zeminy	$u_r = \frac{u_{r,0}}{1+\left(\frac{k_n}{500\,kPa/mm}\right)^{0,75}} = \frac{6,94}{1+\left(\frac{120}{500}\right)^{0,75}} = 5,17mm$
5	Stanovení přírůstku radiálního napětí $\Delta\sigma'_{hl}$	$\boldsymbol{\Delta\sigma'_{hl}} = 2G\frac{u_r}{r_p} = 36000\frac{3,45}{300} = \mathbf{620\ kPa}$
	Hodnota přírůstku radiálního napětí $\Delta\sigma'_{hl}$ stanovena zpětnou analýzou	$\boldsymbol{\Delta\sigma'_{hl} = 565\ kPa}$

Vypočtená hodnota $\boldsymbol{\Delta\sigma'_{hl}}$ je mírně vyšší než hodnota stanovena inverzní analýzou. Jedním z možných důvodů tohoto rozdílu je možné nadhodnocení radiálního posunu $u_{r,0}$. Smykové poměrné přetvoření nutné k dosažení kritického stavu lze vyjádřit pomocí vztahu $\gamma_{cs} = s_{s,cs}/t_s$, kde $s_{s,cs}$ je posun segmentu piloty potřebný pro dosažení kritického stavu ve smykové zóně. Analyzovaná pilota má relativně krátkou délku, vliv elastického stlačení je malý a zjednodušeně lze uvažovat posun podél piloty totožný s posunem v hlavě piloty. Dle MZK pláště (Obr. 8-25) je kritický stav na plášti, kdy již nedochází k významnějšímu nárůstu plášťového tření dosažen při posunu $s_{s,cs} = 80$ mm. Vztah v kroku 2 z Tab. 8-13 lze pak upravit do podoby (8-11) a lze tak eliminovat předpoklad o tloušťce smykové zóny. Použití vztahu (8-11) vede k hodnotám $u_{r,0} = 4,62\ mm$ a následně pak k $u_r = 3,44\ mm\ a\ \Delta\sigma'_{hl} = 412\ kPa$, co je míň než inverzní analýzou odvozena hodnota. Pokud považujeme hodnotu $u_{r,0} = 4,62\ mm$ odvozenou z reálného měření za správnou, je jediným dalším možným zdrojem nepřesnosti odhad smykového modulu G. Hodnotě $\boldsymbol{\Delta\sigma'_{hl} = 565\ kPa}$ **při** $u_{r,0} = 4,62\ mm$ odpovídá hodnota smykového modulu $G = 26,8\ MPa$.

$$u_{r,0} = t_s \tan\psi_p \frac{\gamma_{cs}}{2} = t_s \tan\psi_p \frac{s_{s,cs}}{2t_s} = \tan\psi_p \frac{s_{s,cs}}{2} = \tan 6,6\frac{80}{2} = 4,62\ mm \qquad (8\text{-}11)$$

9. ZÁVĚR

Ve výzkumné zprávě byly prezentovány možnosti využití metody přenosových funkcí pro predikci chování hlubinných základů v podmínkách České Republiky. MPF spadá do kategorie komplexních výpočetních metod. Z inženýrského hlediska je ale založena na jasném principu postupné mobilizace plášťového tření a napětí na patě v závislosti na relativním pohybu pilota – okolní zemní prostředí. Tím, že řešení je prováděno postupně pro jednotlivé segmenty (prvky) piloty, MPF explicitně zohledňuje vliv osové tuhosti piloty, délky (štíhlosti) piloty a tuhosti okolní zeminy na rovnoměrnost mobilizace plášťového tření. Přenosové funkce jsou pro jednotlivé segmenty nezávislé – lze tedy zohlednit heterogenitu zemního prostředí a nárůst tuhosti a mezního plášťového tření s hloubkou. Změna průřezových charakteristik jednotlivých segmentů dovoluje modelovat změnu průměru piloty, rozšíření paty apod. Výpočtem pomocí MPF lze současně posoudit pilotu na první i druhý mezní stav – do definice přenosových funkcí vždy vstupují mezní hodnoty plášťového tření a napětí na patě, únosnost paty a pláště je tedy vždy součástí řešení. Kromě mezní zatěžovací křivky a únosnosti paty a pláště, poskytuje MPF řadu dalších výstupů: průběhy mobilizovaného plášťového tření, stupně využití pláště, osové síly, svislého posunu podél piloty pro vybraná zatížení.

Na základě rozboru dostupných zdrojů byla pro vytvoření programové aplikace zvolena tzv. β metoda, která mezní plášťové tření vztahuje k efektivnímu geostatickému napětí. Použití β metody je rozčleněno do třech úrovní. V první úrovni je hodnota β součinitele nezávislá na hloubce. Využití této úrovně je vhodné především pro normálně konsolidované zeminy (v našich podmínkách obvykle svrchní geologické vrstvy kvarterního stáří). V druhé úrovni je hodnota β součinitele proměnná s hloubkou. Tento přístup je opodstatněný v případě pilot v překonsolidovaných zeminách (v našich podmínkách často soudržné zeminy neogenního-miocenního stáří). Hodnota β faktoru v těchto typech zemin s hloubkou klesá. Pokud je nad těmito vrstvami kvartérní pokryv, lze podmíněné využít také první úroveň, protože ve větších hloubkách je již změna β faktoru malá. Pro piloty v zeminách charakteru štěrku a písčitého štěrku je k dispozici třetí úroveň aplikace. V ní je zahrnut nárůst radiálního napětí a tudíž mezního plášťového tření v průběhu zatěžování, ke kterému dochází v důsledku tzv. zamezené dilatance. Tento efekt má ve zmíněných typech zemin zásadní vliv na silově-deformační odezvu základu. Jednotící vlastností všech tří přístupů je skutečnost že jsou v souladu s principy moderní mechaniky zemin. Všechny vstupní parametry mají jasný fyzikální význam a lze je stanovit ze standardních zkoušek mechaniky zemin, k dispozici jsou také hodnoty z literatury.

V rámci souhrnné výzkumné zprávy jsou uvedené tři přístupy validovány formou inverzních analýz 6 zatěžovacích zkoušek hlubinných základů – pěti tlakových a jedné tahové. MPF byla propojena s metaheuristickou optimalizační metodou (genetický algoritmus), co umožnilo částečnou automatizaci inverzních analýz. Geologická skladba analyzovaných lokalit byla tvořena kvarterními soudržnými zeminami, kombinaci kvarterních a neogenních soudržných zemin a kvarterními nesoudržnými zeminami charakteru písčitého štěrku. Všechny získané hodnoty vstupních parametrů byly validovány s dostupnými daty z literatury.

SEZNAM ZÁKLADNÍCH ZKRATEK A SYMBOLŮ

MKP	metoda konečných prvků
MPF	metoda přenosových funkcí
MZK	mezní zatěžovací křivka

A_p	průřezová plocha piloty
D_b	průměr paty
D_p	průměr piloty
D_s	průměr segmentu (pláště)
E_b	modul pružnosti zeminy pod patou
E_M	Ménardův presiometrický modul
E_p	modul pružnosti materiálu piloty
E_{ur}	modul při odtížení – opětovném přitížení
G_p	smykový modul zeminy pod patou
G_s	smykový modul zeminy podél pláště
K_0^{oc}	součinitel zemního tlaku v klidu pro překonsolidovanou zeminu
K_0^{nc}	součinitel zemního tlaku v klidu pro normálně konsolidovanou zeminu
K_s	součinitel bočního tlaku
L_p	délka piloty
M_b	parametr ovlivňující počáteční tuhost přenosové funkce paty
M_s	parametr ovlivňující počáteční tuhost přenosové funkce pláště
N_c, N_q	součinitele únosnosti
OCR	poměr mezi maximálním napětím v minulosti a efektivním geostatickým napětím
P_b, P_c, P_t	osová síla v úrovni spodní hrany, ve středu a v úrovni horní hrany segmentu
POP	rozdíl mezi maximálním napětím v minulosti a efektivním geostatickým napětím
R_f	třecí poměr

$f(X)$	základní účelová funkce
k_{mzk}, k_{tens}	váhové faktory kvantifikující vliv měření síly, posunutí v hlavě piloty a vliv tenzometrických měření podél piloty na celkovou hodnotu základní účelové funkce
k_n	tuhost zeminy v radiálním směru
n_{alt}	počet možných úrovní každého parametru
n_{gen}	počet generací (iterací) v průběhu optimalizačního cyklu
n_{pop}	počet řešení (kombinací hodnot vstupních parametrů) v každé generaci
n_s	faktor řídící rychlost nárůstu penalizační funkce
p_c	pravděpodobnosti aktivace operátoru „Crossover“
p_m	pravděpodobnost aktivace operátoru „Mutation“
$p(X)$	penalizační funkce
q_b	mobilizované napětí na patě
$q_{b,ult}$	mezní napětí na patě
q_s	mobilizované napětí na plášti
$q_{s,ult}$	mezní plášťové tření
q_u	prostá tlaková pevnost

r_m	poloměr zóny ovlivněné zatěžováním
s_b, s_c, s_t	posun v úrovni spodní hrany, ve středu a v úrovni horní hrany segmentu
s_s	posun segment (pláště) piloty
s_u	neodvodněná smyková pevnost
t_s	tloušťka smykové zóny
u_r	radiální posun
w_{el}	elastická deformace segmentu piloty
α	faktor vztahující mezní plášťové tření k neodvodněné smykové pevnosti
α_b	faktor vztahující mezní napětí na patě k odporu na hrotu z CPT
α_c	faktor vztahující mezní napětí na plášti k odporu na hrotu z CPT
α_s	faktor vztahující mezní napětí na plášti k lokálnímu plášťovému tření z CPT
β	faktor vztahující mezní plášťové tření k efektivnímu geostatickému napětí
β_s	poměr residuální a vrcholové hodnoty plášťového tření
γ_c	objemová tíha betonu
δ	úhel vnitřního tření na plášti piloty
λ	faktor vztahující mezní plášťové tření k efektivnímu geostatickému napětí a nedovoněné smykové pevnosti
σ'_{or}	efektivní geostatické napětí
σ'_p	maximální napětí v minulosti
σ'_{h0}	radiální (in-situ) napětí
$\Delta\sigma'_{hc}$	změna radiálního napětí v důsledku zhotovení piloty
$\Delta\sigma'_{hl}$	přírůstek radiálního napětí v průběhu zatěžování
φ_{cv}	úhel vnitřního tření v kritickém stavu
$\phi(X)$	rozšířená účelová funkce
ψ	úhel dilatance