

Univerzita Karlova

Přírodovědecká fakulta

Ústav hydrogeologie, inženýrské geologie a užité geofyziky

Studijní program: Aplikovaná geologie



Mgr. Tomáš Mohyla

**Laboratorní výzkum tuhosti nenasycené zeminy v oboru velmi malých a malých
přetvoření**

Laboratory research on stiffness of unsaturated soil in very small and small strain region

Disertační práce

Vedoucí práce: Ing. Jan Boháč, CSc.

Konzultant: prof. RNDr. David Mašín, M.Phil., Ph.D.

Praha, 2023

Prohlášení

Prohlašuji, že jsem disertační práci zpracoval samostatně a že jsem uvedl všechny použité informační zdroje a literaturu. Tato práce, ani její podstatná část, nebyla předložena k získání jiného nebo stejného akademického titulu.

V Kublově, 3. 9. 2023

Tomáš Mohyla

Obsah

1	ÚVOD	1
1.1	MOTIVACE VÝZKUMU	2
1.2	STRUKTURA DISERTAČNÍ PRÁCE	2
2	TUHOST ZEMIN	4
2.1	LABORATORNÍ STANOVENÍ TUHOSTI V OBORU MALÝCH PŘETVOŘENÍ	7
2.1.1	<i>Snímače na principu Hallova jevu</i>	<i>7</i>
2.1.2	<i>LVDT snímače</i>	<i>8</i>
2.2	LABORATORNÍ MĚŘENÍ G_0	9
2.2.1	<i>Přístroj „resonant column“</i>	<i>9</i>
2.2.2	<i>Piezoelektrické snímače „bender elementy“</i>	<i>10</i>
2.3	TUHOST NENASYCENÝCH ZEMIN – REŠERŠE	17
3	SÁNÍ V ZEMINĚ	36
3.1	TOTÁLNÍ SÁNÍ	36
3.2	KAPILÁRNÍ SÁNÍ	36
3.3	OSMOTICKÉ SÁNÍ	37
4	NENASYCENÉ ZEMINY – PRINCIP A LABORATORNÍ TESTOVÁNÍ	38
4.1	STAVOVÉ PROMĚNNÉ	38
4.2	PŘEKONSOLIDACE SÁNÍM A NEDÁVNÁ HISTORIE SÁNÍ	40
4.3	OVLÁDÁNÍ SÁNÍ V LABORATOŘI	41
4.3.1	<i>Technika proporčně zvýšeného napětí</i>	<i>42</i>
4.3.2	<i>Metoda „vapor equilibrium“</i>	<i>43</i>
4.3.3	<i>Osmotická technika</i>	<i>43</i>
4.4	MĚŘENÍ KAPILÁRNÍHO SÁNÍ	43
4.4.1	<i>Snímač tlaku „suction probe“</i>	<i>44</i>
4.4.2	<i>Metoda filtračního papíru</i>	<i>45</i>
4.5	RETENČNÍ KŘIVKA – METODY LABORATORNÍHO STANOVENÍ	46
4.5.1	<i>Přístroj „pressure plate“</i>	<i>49</i>
4.5.2	<i>Metoda „vapour equilibrium“</i>	<i>50</i>
5	NUMERICKÝ MODEL	53
5.1	POPIS HYPOPLASTICKÉHO MODELU	53
5.1.1	<i>Základní hypoplastický model</i>	<i>53</i>
5.1.2	<i>Nenasycený mechanický model</i>	<i>54</i>
5.1.3	<i>Model pro retenční chování</i>	<i>55</i>
5.1.4	<i>Tuhost v oboru velmi malých přetvoření</i>	<i>57</i>
5.1.5	<i>Tuhost v oboru malých přetvoření</i>	<i>58</i>
6	TESTOVANÁ ZEMINA	59
6.1	ODBĚR VZORKŮ	59
6.2	PŘÍRODNÍ POMĚRY LOKALITY	62
6.2.1	<i>Geografické poměry</i>	<i>62</i>
6.2.2	<i>Klimatické poměry</i>	<i>62</i>
6.2.3	<i>Geologické poměry</i>	<i>63</i>
6.2.4	<i>Hydrogeologické poměry</i>	<i>65</i>
6.3	ZÁKLADNÍ INDEXOVÉ VLASTNOSTI	65
6.4	PŘÍPRAVA VZORKŮ	66
7	LABORATORNÍ ZKOUŠKY	68

7.1	RETENČNÍ KŘIVKA	68
7.2	OEDOMETRICKÉ ZKOUŠKY	68
7.3	CID TRIAXIÁLNÍ ZKOUŠKY	70
7.4	TUHOST NASYCENÉ ZEMINY	72
7.4.1	Maximální smyková tuhost	72
7.4.2	Křivky poklesu tuhosti	73
7.5	TUHOST NENASYCENÉ ZEMINY	73
7.5.1	Maximální smyková tuhost	75
7.5.2	Křivky poklesu tuhosti	76
7.5.3	Osazení nenasyceného vzorku do triaxiální komory	79
7.6	KALIBRACE PŘÍSTROJŮ	82
7.6.1	Snímač síly	82
7.6.2	Snímače LVDT	82
7.6.3	Bender elementy	84
7.6.4	Snímač pórového tlaku	85
8	VÝSLEDKY – ZKOUŠKY NA NASYCENÉ ZEMINĚ	86
8.1	OEDOMETRICKÉ ZKOUŠKY	86
8.2	CID TRIAXIÁLNÍ ZKOUŠKY	87
8.3	TUHOST NASYCENÉ ZEMINY	89
8.3.1	Maximální smyková tuhost	89
8.3.2	Křivky poklesu tuhosti	92
9	VÝSLEDKY – ZKOUŠKY NA NENASYCENÉ ZEMINĚ	94
9.1	RETENČNÍ KŘIVKA	95
9.2	MAXIMÁLNÍ SMYKOVÁ TUHOST	98
9.2.1	Vliv redukovaného napětí a sání	100
9.2.2	Vyhodnocení pomocí efektivního napětí	102
9.2.3	Vliv parametru CSR	106
9.3	KŘIVKY POKLESU TUHOSTI	107
9.3.1	Vliv redukovaného napětí a sání	116
9.3.2	Vliv parametru CSR	117
9.3.3	Normalizace dat	118
10	VÝSLEDKY – NUMERICKÉ MODELOVÁNÍ	120
10.1	PROGRAM „TRIAx“	120
10.1.1	Kalibrace základního hypoplastického modelu	121
10.1.2	Kalibrace nenasyceného mechanického modelu	121
10.1.3	Kalibrace modelu pro retenční chování	121
10.1.4	Kalibrace tuhosti v oboru velmi malých přetvoření	122
10.1.5	Kalibrace tuhosti v oboru malých přetvoření	122
10.1.6	Vstupní parametry modelu	122
10.2	VÝSLEDNÉ MODELOVÉ SIMULACE	123
11	ZÁVĚR	125
11.1	VÝSLEDKY VÝZKUMU	125
11.2	APLIKACE ZJIŠTĚNÝCH SKUTEČNOSTÍ	127
11.3	DALŠÍ VÝZKUM	127
12	REFERENCE	131

Přílohy

Publikace autora v rámci doktorského studia

- I) Mohyla, T. (2015): Laboratorní výzkum tuhosti nenasycených zemin v oboru velmi malých/malých přetvoření. In: Sborník příspěvků 43. Konference Zakládání staveb Brno – 2015, Brno, Česká republika. *(česky)*
- II) Mohyla T. (2017): Vliv sání a jeho historie na tuhost nenasycené siltovité zeminy. In: Sborník příspěvků 45. Konference Zakládání staveb Brno – 2017, Brno, Česká republika. *(česky)*
- III) Boháč J., Jerman J., Mašín D., Mohyla T. (2018): Pevnost pro analýzu krátkodobé stability hutněné jemnozrnné zeminy. Geotechnika 2/2018, 3-8. *(česky)*
- IV) Mohyla T., Boháč J. (2018). Experimental Study of Small Strain Stiffness of Unsaturated Silty Clay. In: Wu W., Yu HS. (eds.) Proceedings of China-Europe Conference on Geotechnical Engineering. Springer Series in Geomechanics and Geoengineering. Springer, Cham.
- V) Mohyla T., Boháč J. (2018): Tuhost nenasycené zeminy při malých přetvořeních – laboratorní stanovení a numerická simulace. Geotechnika 1/2018, 3–9. *(česky)*
- VI) Mohyla T., Jerman J., Rott J., Boháč J., Mašín D. (2018): Strength and stiffness of silty clay with variable saturation. In Proceedings of the 7th International Conference on Unsaturated Soils (UNSAT2018), Hong-Kong, China, 2018.
- VII) Boháč J., Jerman J., Mohyla T., Mašín D. (2019). Undrained strength of unsaturated fill for stability analysis. In Proceedings of the XVII ECSMGE-2019.
- VIII) Mohyla, T., Boháč, J., Mašín, D. (2021). Small-strain behaviour of unsaturated silty clay: experiments and model interpretation. Acta Geotechnica 16, 2837-2849. – *(preprint verze)*

Seznam obrázků

Obr. 1: Charakteristická křivka poklesu tuhosti zeminy s typickými rozsahy měření přetvoření pomocí laboratorních a polních metod [5].....	4
Obr. 2: Definice oborů přetvoření a tečného a sečného Youngova modulu tuhosti [5]....	5
Obr. 3: Schéma snímače na principu Hallova jevu připevněného na triaxiálním vzorku [24].	8
Obr. 4: Připevnění axiálních a radiálních LVDT snímačů na triaxiální vzorek zeminy...9	
Obr. 5: Schéma přístroje „resonant column“ s pevnou podstavou (vnější komora není znázorněna) [126].....	10
Obr. 6: Schéma měřicího systému s bender elementy pro stanovení G_{vh} na triaxiálním vzorku [3].	10
Obr. 7: Schéma funkce bender elementu [70].....	11
Obr. 8: Schéma umístění bender elementu do podstavby triaxiálního přístroje [95].....	11
Obr. 9: Typy vstupních signálů u bender elementů: (a) čtvercový, (b) sinusový [144]..	12
Obr. 10: Vliv poměru R_d na vznik efektu blízkého pole [62]; poměr $R_d=1,1$ odpovídá vstupní frekvenci 1,8 kHz, poměr $R_d=8,1$ odpovídá vstupní frekvenci 15 kHz.	13
Obr. 11: Záměrná deformace vstupního signálu pro eliminace efektu blízkého pole [62].	14
Obr. 12: Rezonance přijímacího bender elementu [62].	15
Obr. 13: Příklad překmitávání vysílacího bender elementu pro obdélníkový impuls [62].	15
Obr. 14: Princip určení času průchodu smykové vlny: shora 1) „peak to peak“, 2) “first arrival“, 3) „cross correlation“ [153].....	16
Obr. 15: Vstupní a výstupní signál z bender elementů [152].....	17
Obr. 16: Pokles tuhosti: vlevo – Cabarkapa et al. [21], vpravo – Cabarkapa a Cuccovillo [22].	18
Obr. 17: Interpretace výsledků ze zkoušek v přístroji „resonant column“ provedených na zhutněných vzorcích při středním redukováném napětí 400 kPa a při: a) optimální vlhkosti, b) vyšší vlhkosti než optimální [77].	18
Obr. 18: Nárůst tuhosti s klesajícím stupněm nasycení a vliv vlhkosti při zhutnění na vztah Youngův modul vs. kapilární sání [89].	19
Obr. 19: Vliv počáteční hodnoty kapilárního sání a redukováného napětí na křivky poklesu tuhosti [74].	20
Obr. 20: Simulovaný Youngův modul vs. redukováné napětí při různých kapilárních sáních [107].	22
Obr. 21: Znázornění CSR a nedávné historie sání [97].....	22

Obr. 22: Výsledky studie Nga a Xua [97]: maximální smykový modul vs. kapilární sání.	23
Obr. 23: Výsledky studie Nga a Xua [97]: vlevo – vliv sání, vpravo – vliv CSR.....	24
Obr. 24: Výsledky studie Nga a Xua [97]: vliv směru nedávné dráhy sání.	25
Obr. 25: Výsledky studie Nga a Xua [97]: vlevo – vliv velikosti nedávné dráhy sání při $\theta=90^\circ$, vpravo – vliv velikosti nedávné dráhy sání při $\theta=-90^\circ$	26
Obr. 26: Porovnání hodnot $G_{\max}$ stanovených v přístroji „resonant column“ (osa y) a bender elementy (osa x) [57].	27
Obr. 27: Vliv sání a teploty na tuhost nenasycené zeminy [155]; vlevo – vliv sání, vpravo – vliv teploty.	28
Obr. 28: Studie Hasana a Wheelera [51] – dráhy napětí.	29
Obr. 29: Studie Hasana a Wheelera [51] - výsledky.....	30
Obr. 30: Posun křivek tuhosti do nižších přetvoření vlivem kapilárního sání [99]: „R“ = rekonstituovaný, „C“ = zhutněný; „i“ = počáteční stav; „1.2“ a „1.3“ jsou suché objemové hmotnosti; „40“ je cílové sání po vysušení (MPa).....	32
Obr. 31: Sečný smykový modul pro neporušené a hutněné vzorky při různých sáních: „CS“ - zhutněný vzorek, „IS“ - neporušený vzorek; sání 1 kPa a 50 kPa [100]. ...	32
Obr. 32: Rozdílné rozložení jílovitých částic: a) zhutněný vzorek, b) neporušený vzorek [100]......	33
Obr. 33: Vliv redukovaného napětí a kapilárního sání na tuhost neporušeného vzorku jílovitého písku z hloubky 3 m (zvětralý pískovec v tropickém klimatu) [38].....	34
Obr. 34: Závislost mezi parametrem efektivního napětí χ a vstupní hodnotou vzduchu [66]......	40
Obr. 35: Vliv nedávné historie napětí na aktuální tuhost zeminy [6].	41
Obr. 36: Schématický řez snímačem "suction probe" [110].	44
Obr. 37: Stanovení totálního a kapilárního sání pomocí filtračního papíru [4].	45
Obr. 38: Schématická retenční křivka [102].	46
Obr. 39: Části retenční křivky (vysušovací větve) [41].	47
Obr. 40: Porovnání retenčních křivek (vysušovací větve) zemin s různou zrnitostí [137].	48
Obr. 41: Porovnání několika metod stanovení retenční křivky pro jílovitou zeminu [39].	48
Obr. 42: Přístroj „pressure plate“ [116].	49
Obr. 43: Schéma přístroje "pressure plate" [41].	50
Obr. 44: Schéma vakuového desikátoru se solným roztokem [131].	51
Obr. 45: Vliv teploty na retenční křivku [131].	52
Obr. 46: Hysterezní retenční křivka použitá v hypoplastickém modelu [149].	57

Obr. 50: Typický vzhled vzorku přirozeně uložené spraše ze zemníku u obce Horky nad Jizerou.	61
Obr. 51: Výřez geologické mapy nejbližšího okolí lokality (https://mapy.geology.cz/geocr50/ ; 06. 07. 2023, upraveno).....	63
Obr. 52: Legenda geologické mapy (https://mapy.geology.cz/geocr50/ ; 06. 07. 2023, upraveno).....	63
Obr. 54: Konsolidace rekonstituované zeminy v konsolidometru.	67
Obr. 55: Oedometrický přístroj pro jednoosé stlačení nasycené zeminy.	69
Obr. 56: Měření úhlu přirozené sklonitosti písku.	70
Obr. 57: Vstupní a výstupní signál bender elementů a čas příchodu vlny - tzv. „reversal point“ (z testu snímačů před naplněním triaxiální komory vodou).	72
Obr. 58: Schéma použitého triaxiálního přístroje pro nenasycené zeminy s dvojitou komorou, HAEV diskem, bender elementy a snímači LVDT [93].	74
Obr. 59: Typický průběh axiální sondy [43].	75
Obr. 60: Schéma uchycení LVDT snímače na triaxiální vzorek pomocí špendlíků [29].	76
Obr. 61: Přichycení LVDT snímačů na triaxiální vzorek nenasycené zeminy; vlevo – držáky LVDT snímačů, vpravo – osazené LVDT snímače.	77
Obr. 62: Detail osazení LVDT snímačů po obvodu vzorku.	77
Obr. 63: Nejběžnější typy kontaktu mezi snímačem síly a horním čepcem vzorku (upraveno z [44]): a) pevný, b) kuliček, c) „suction cap“ s půlkou koule, d) pouze půlka koule, e) pevná koule.	78
Obr. 64: Detail kontaktu mezi snímačem síly a horním čepcem triaxiálního vzorku [93].	79
Obr. 65: Triaxiální systém pro zkoušky nenasycené zeminy, použitý v rámci prezentovaného výzkumu – triaxiální komora VJ Tech, zatěžovací lis VJ Tech (Triscan 50), úchylkoměr Mahr, 3 kontroléry tlaku VJ Tech, externí měřidlo změny objemu vzorku s úchylkoměrem Mahr, tlaková lahev se stlačeným vzduchem, snímače LVDT (RDP Electronics), bender elementy, počítačový systém.	80
Obr. 66: Osazení nenasyceného vzorku do triaxiálního přístroje: a – umístění vzorku na podstavu; b – umístění porézní keramické destičky na horní podstavu vzorku; c – osazení vnitřní latexové membrány a spodních O-kroužků; d – osazení hliníkové fólie na vnitřní latexovou membránu; e – osazení vnější latexové membrány, horního čepce a zbývajících O-kroužků; f – přilepení držáků LVDT snímačů; g – umístění LVDT snímačů do držáků; h – osazení dvojité triaxiální komory.	81
Obr. 67: Kalibrace snímače síly (loadcell).	82
Obr. 68: Držák na kalibraci snímače LVDT pomocí mikrometru.	83
Obr. 69: Kalibrace snímače LVDT: vlevo – profil celým feromagnetickým jádrem; vpravo – lineární část feromagnetického jádra.	83

Obr. 70: Zpoždění měřicího systému [71].	84
Obr. 71: Kalibrace snímače pórového tlaku.	85
Obr. 72: Výsledky oedometrických zkoušek nasycených vzorků.	86
Obr. 73: Třístupňová konsolidace; $\Delta\sigma_r = 50$ kPa pro každý stupeň.	87
Obr. 74: Dráhy napětí CID triaxiálních zkoušek při $\sigma'_r = 100, 200$ a 400 kPa.	88
Obr. 75: CID triaxiální zkoušky – q vs. ε_s .	88
Obr. 76: Porovnání času příchodu smykové vlny při středních efektivních napětích $p' = 10$ kPa a $p' = 100$ kPa.	89
Obr. 77: Tuhost nasyceného rekonstituovaného vzorku při různých středních efektivních napětích.	90
Obr. 78: Tuhost nasyceného rekonstituovaného vzorku při různých p' - porovnání naměřených hodnot a spočítaných hodnot s vlivem čísla pórovitosti a středního efektivního napětí.	91
Obr. 79: Křivky poklesu tuhosti nasycených vzorků spráše při $p' = 100 / 200 / 400$ kPa.	92
Obr. 80: Pokles tuhosti nasyceného vzorku při $p' = 100$ kPa.	92
Obr. 81: Pokles tuhosti nasyceného vzorku při $p' = 200$ kPa.	93
Obr. 82: Pokles tuhosti nasyceného vzorku při $p' = 400$ kPa.	93
Obr. 83: Dráhy napětí dvou nenasyčených rekonstituovaných vzorků [93].	95
Obr. 84: Retenční křivka rekonstituovaného vzorku spráše [93].	95
Obr. 85: Porovnání křivek zrnitosti různých jemnozrnných zemin.	96
Obr. 86: Porovnání retenčních křivek čtyř různých zemin.	97
Obr. 87: Vliv konsolidačního napětí na retenční křivku Barcelonského siltu [132].	98
Obr. 88: Nárůst G_0 se zvyšujícím se redukováným napětím a sáním [93].	101
Obr. 89: Porovnání vlivu redukováného napětí a sání na smykový modul G_0 .	101
Obr. 90: Změřené a spočítané hodnoty G_0 při různých hodnotách středního efektivního napětí [93].	102
Tab. 9: Tuhost zeminy ve vztahu k efektivnímu napětí.	103
Obr. 91: Závislost G_0 na středním efektivním napětí p' (bez vlivu překonsolidace) – naměřené hodnoty; č. testů: SM1_P10S50C1L50, SM1_P100S50C1L0, SM1_P100S100C1L50, SM1_P100S300C1L200, SM2_P10S100C1L100, SM2_P100S100C1L0, SM2_P200S100C1L0, SM2_P200S300C1L200.	104
Obr. 92: Závislost G_0 na středním efektivním napětí p' (bez vlivu překonsolidace) – spočítané hodnoty; č. testů: SM1_P10S50C1L50, SM1_P100S50C1L0, SM1_P100S100C1L50, SM1_P100S300C1L200, SM2_P10S100C1L100, SM2_P100S100C1L0, SM2_P200S100C1L0, SM2_P200S300C1L200.	105

Obr. 93: Vliv překonsolidace sáním (CSR) na maximální tuhost nenasycené zeminy – vzorek SM1.	106
Obr. 94: Vliv překonsolidace sáním (CSR) na maximální tuhost nenasycené zeminy – vzorek SM2.	106
Obr. 95: Výsledky smykové sondy testu SM2_P10S100C1L100: a) napětí vs. smykové přetvoření, b) křivka poklesu tuhosti.....	108
Obr. 96: Výsledky smykové sondy testu SM2_P100S100C1L0: a) napětí vs. smykové přetvoření, b) křivka poklesu tuhosti.....	109
Obr. 97: Výsledky smykové sondy testu SM2_P200S100C1L0: a) napětí vs. smykové přetvoření, b) křivka poklesu tuhosti.....	110
Obr. 98: Výsledky smykové sondy testu SM2_P200S300C1L200: a) napětí vs. smykové přetvoření, b) křivka poklesu tuhosti.....	111
Obr. 99: Výsledky smykové sondy testu SM2_P200S200C1.5L100: a) napětí vs. smykové přetvoření, b) křivka poklesu tuhosti.	112
Obr. 100: Výsledky smykové sondy testu SM2_P100S200C1.5L0: a) napětí vs. smykové přetvoření, b) křivka poklesu tuhosti.....	113
Obr. 101: Výsledky smykové sondy testu SM2_P100S300C1L100: a) napětí vs. smykové přetvoření, b) křivka poklesu tuhosti.....	114
Obr. 102: Výsledky smykové sondy testu SM2_P100S100C3L200: a) napětí vs. smykové přetvoření, b) křivka poklesu tuhosti.....	115
Obr. 103: Vliv sání na křivku poklesu tuhosti vzorku SM2.....	116
Obr. 104: Vliv redukovaného napětí na křivku poklesu tuhosti vzorku SM2.....	117
Obr. 105: Vliv překonsolidace na tuhost vzorku nenasycené zeminy SM2.....	118
Obr. 106: Normalizované křivky poklesu tuhosti pro jednotlivé testy.	119
Obr. 107: Pokles tuhosti při testu SM2_P10S100C1L100.....	123
Obr. 108: Pokles tuhosti vzorku SM2 při $p_n = 100$ kPa a různé úrovni a historii sání.	123
Obr. 109: Pokles tuhosti vzorku SM2 při $p_n = 200$ kPa a různé úrovni a historii sání.	124
Obr. 110: Vliv indexu plasticity na tuhost zeminy [145].	126
Obr. 111: Horizontální bender element umožňující vysílání smykové vlny s horizontální i vertikální polarizací [96].	128
Obr. 112: Kolísání během typického dne: a) teploty; b) pórového tlaku vody; c) lokálních přetvoření [43].	130

Seznam tabulek

Tab. 1: Základní indexové parametry zemin s různou zrnitostí [137].	47
Tab. 2: Nasycené solné roztoky a odpovídající sání při 20 °C [154]	51
Tab. 3: Geomorfologické jednotky.	62
Tab. 4: Základní indexové vlastnosti přirozeně uložené spraše.	66
Tab. 5: Hodnoty faktoru F pro výpočet rychlosti zatěžování (převzato z ČSN EN ISO TS 17892-9 [33]).	71
Tab. 6: Porovnání změřených a spočítaných hodnot smykového modulu nasyceného triaxiálního vzorku.	91
Tab. 7: Základní indexové vlastnosti zemin pro srovnání retenčních křivek.	96
Tab. 8: Vstupní podmínky testů a stanovené hodnoty maximálního smykového modulu.	99
Tab. 9: Tuhost zeminy ve vztahu k efektivnímu napětí.	103
Tab. 10: Souhrn vstupních parametrů modelu.	122

Seznam zkratek a symbolů

A_g, A	parametr hypoplastického modelu, uvádí hodnotu maximálního smykového modulu pro referenční napětí 1 kPa
a_e	parametr hypoplastického modelu, poměr výstupní („air expulsion“) a vstupní („air entry“) hodnoty vzduchu daného sání
AEV	vstupní hodnota vzduchu (air-entry value)
B	Skemptonův parametr pro kontrolu nasycenosti triaxiálního vzorku
$CID\ test$	izotropně konsolidovaná odvodněná triaxiální zkouška (Consolidated Isotropically Drained)
$CIUP\ test$	izotropně konsolidovaná neodvodněná triaxiální zkouška s měřením pórového tlaku (Consolidated Isotropically Undrained Pore-pressure)
CSL	čára kritických stavů (critical state line)
CSR	stupeň překonsolidace kapilárním sáním (current suction ratio)
D_i	počáteční průměr vzorku
e	číslo pórovitosti
e_0	počáteční číslo pórovitosti
E	Youngův modul pružnosti
E_{sec}	sečný Youngův modul
E_{tan}	tečný Youngův modul
f	frekvence
F	faktor závislý na typu triaxiální zkoušky a podmínkách drénování
G	smykový modul
G_{norm}	normalizovaný smykový modul
G_{sec}	sečný smykový modul
G_{tan}	tečný smykový modul
G_0, G_{max}	maximální/počáteční smykový modul
G_{0vh}	počáteční smykový modul ve vertikální rovině s horizontální polarizací
G_{0hv}	počáteční smykový modul v horizontální rovině s vertikální polarizací
G_{90}	smykový modul po 90° změně směru přetvoření
$G_{0,005}$	smykový modul při smykovém přetvoření 0,005 %
$HAEV$	vysoká vstupní hodnota vzduchu (high air-entry value)

H_i	počáteční výška vzorku před konsolidací
H_c	změna výšky vzorku v průběhu konsolidace
I_p	index plasticity
k_g	parametr hypoplastického modelu, určuje závislost G_{0vh} na S_r
L	dráha průchodu smykové vlny prostředím
l	velikost změny kapilárního sání podél aktuální dráhy sání
l_s	parametr hypoplastického modelu, určuje závislost sklonu čáry normálního stlačení na stupni nasycení v prostoru $\ln p$ vs. $\ln (1+e)$
LVDT	ponorný lokální snímač deformace (linear variable differential transformer)
m	parametr hypoplastického modelu, určuje závislost zvlhčením vyvolaného kolapsu struktury zeminy na překonsolidaci
m_g, m	parametr hypoplastického modelu, určuje závislost G_{0vh} v nasyceném stavu na e
m_{rat}	parametr hypoplastického modelu, poměr G_{90}/G_0 , kde G_{90} je počáteční smykový modul po 90° změně směru dráhy přetvoření
n_g, n	parametr hypoplastického modelu, určuje závislost G_0 nasycené zeminy na středním efektivním napětí
n_s	parametr hypoplastického modelu, určuje závislost pozice čáry normálního stlačení na stupni nasycení v prostoru $\ln p$ vs. $\ln (1+e)$
N	parametr hypoplastického modelu, určuje pozici čáry normálního stlačení v rovině $\ln p$ vs. $\ln (1+e)$ pro nasycenou zeminu, tj. hodnotu $\ln (1+e)$ pro $p=p_r$
$N(s)$	parametr hypoplastického modelu, určuje pozici čáry normálního stlačení v rovině $\ln p$ vs. $\ln (1+e)$ pro nenasycenou zeminu, tj. hodnotu $\ln (1+e)$ pro $p=p_r$
NCL	čára normálního stlačení (normal compression line)
OCR	stupeň překonsolidace (overconsolidation ratio)
OCRp_n	stupeň překonsolidace způsobený redukováným napětím
p	střední napětí
p'	střední efektivní napětí
p_n, p_{net}	redukované napětí, $p_{net} = p_{tot} - u_a$
p_r	referenční napětí, $p_r = 1 \text{ kPa}$
q	deviátorové napětí
R	parametr hypoplastického modelu, reprezentuje velikost elastické oblasti velmi malých přetvoření nasycené zeminy
R_d	poměr dráhy a vlnové délky

$R(s)$	parametr hypoplastického modelu, reprezentuje velikost elastické oblasti velmi malých přetvoření nenasycené zeminy
r_m	parametr hypoplastického modelu, kontroluje závislost R na S_r
s	kapilární sání, $s = u_a - u_w$
s_{cur}	aktuální hodnota kapilárního sání
s_e, s_{en}	vstupní hodnota vzduchu
s_{e0}	parametr hypoplastického modelu, vstupní hodnota vzduchu pro referenční číslo pórovitosti
s_{max}	maximální úroveň sání, které zemina v historii prodělala
S_r	stupeň nasycení
$SWCC$	retenční křivka (soil-water characteristic curve)
T, t	čas průchodu smykové vlny prostředím
t_{50}	čas potřebný pro 50 % konsolidaci vzorku
u_a	pórový tlak vzduchu
u_w, u	pórový tlak vody
v_{max}	maximální rychlost smykání dle ČSN CEN ISO/TS 17892-9
v_s	rychlost šíření smykové vlny
w	vlhkost
w_L	vlhkost na mezi tekutosti
w_p	vlhkost na mezi plasticity
α_G	parametr hypoplastického modelu, poměr G_{hh}/G_{vh}
β_r	parametr hypoplastického modelu, z konceptu mezičásticového přetvoření (intergranular strain concept), kontroluje degradaci tuhosti v oboru malých přetvoření
γ	parametr hypoplastického modelu, výchozí hodnota 0,55 [66]
θ	úhel rotace od předposlední dráhy kapilárního sání k současné dráze napětí
κ^*	parametr základního hypoplastického modelu pro jíly, sklon čáry odlehčení za normálně konsolidovaného stavu v rovině $\ln p$ vs. $\ln (1+e)$
λ	vlnová délka
λ^*	parametr základního hypoplastického modelu pro jíly, sklon čáry normálního stlačení v rovině $\ln p$ vs. $\ln (1+e)$
$\lambda^*(s)$	parametr hypoplastického modelu, sklon čáry normálního stlačení v rovině $\ln p$ vs. $\ln (1+e)$ pro nenasycenou zeminu

λ_p	sklon retenční křivky
λ_{p0}	parametr hypoplastického modelu, sklon hlavní vysušovací větve retenční křivky
v_{pp}, v	parametr základního hypoplastického modelu pro jíly, určuje tuhost ve smyku
ρ	objemová hmotnost zeminy
σ, σ_{tot}	totální normálové napětí
σ'	efektivní normálové napětí
σ_n, σ_{net}	redukované napětí, $\sigma_{net} = \sigma_{tot} - u_a$
φ_c	kritický úhel vnitřního tření
χ	parametr rovnice efektivního napětí pro nenasycené zeminy vztažený k S_r [11]
χ_g	parametr hypoplastického modelu, z konceptu mezičásticového přetvoření (intergranular strain concept), kontroluje degradaci tuhosti v oboru malých přetvoření
ε	přetvoření
ε_a	axiální přetvoření
ε_r	radiální přetvoření
ε_s	smykové přetvoření
ε_v	objemové přetvoření
ε_{If}	očekávané poměrné osově přetvoření (absolutní hodnota) při porušení
ψ	totální sání
π	osmotické sání
$\dot{T}$	rychlost napětí
D	Eulerův tenzor protažení
$\mathcal{L}$	tenzor čtvrtého řádu
$\mathcal{A}$	tenzor čtvrtého řádu
f_d	skalární veličina vyjadřující vliv pyknotropie
f_s	skalární veličina vyjadřující vliv barotropie

Poděkování

V první řadě bych chtěl poděkovat Ing. Janu Boháčovi, bez kterého by tato práce nevznikla. Jeho postřehy a návrhy jak v rámci laboratorního výzkumu, tak během vyhodnocování naměřených dat a jejich publikaci byly cenné a velmi si jich vážím. Profesoru Davidu Mašínovi bych rád poděkoval za konzultace v souvislosti s hypoplastickým modelem a dále za připomínky a úpravy k publikačním výstupům.

Moje poděkování patří také všem kolegům z Laboratoře mechaniky zemin Přírodovědecké fakulty Univerzity Karlovy, kteří mi byli nápomocni během laboratorních prací a vytvořili přátelskou atmosféru, v níž bylo radost pracovat.

V neposlední řadě děkuji své matce, která mě vždy podporovala a věřila mi.

Projekt byl finančně podpořen výzkumnými granty Grantové agentury České republiky č. 14-32105S a č. 17-21903S (GAČR) a Grantové agentury Univerzity Karlovy č. 1160217 (GAUK).

Abstrakt

Nenasycené zeminy se v posledních dekádách dostaly do popředí zájmu geotechnické veřejnosti. Setkáváme se s nimi při interakcích staveb s geologickým podložím.

Laboratorní zkoušky jsou důležité pro získání informací o chování nenasyčených zemin a jako podklad pro návrh stavebních konstrukcí. Na základě laboratorních zkoušek lze také navrhnout a kalibrovat numerické modely popisující chování nenasyčených zemin. Jedním z důležitých vstupních parametrů takových modelů je počáteční tuhost zeminy a její pokles s rostoucím přetvořením.

Tato práce se zabývá laboratorním výzkumem tuhosti nenasyčené zeminy v oboru velmi malých a malých přetvoření. Zkoušenou zeminou byla sprašová hlína ze zemníku u obce Horky nad Jizerou, která představuje typickou zeminu vyskytující se v inženýrské praxi. Pro účely laboratorních zkoušek byla zemina rekonstituována. Maximální (počáteční) tuhost zeminy byla stanovena z měření pomocí piezoelektrických snímačů, tzv. „bender elementů“, a pokles tuhosti byl měřen pomocí lokálních snímačů deformace (LVDT). Laboratorní zkoušky probíhaly ve dvojité triaxiální komoře pro nenasyčené zeminy osazené keramickým diskem s vysokou vstupní hodnotou pro vzduch (HAEV). Triaxiální zkoušky byly řízeny metodou proporčně zvýšeného napětí (axis translation technique). Byly testovány 2 vzorky zeminy při různých úrovních kapilárního sání a redukovaného napětí, kdy byly aplikovány různé přímkové dráhy napětí. Po ustálení rovnováhy v každém napěťovém stavu byla provedena měření maximální smykové tuhosti, následovaná krátkými odvođenými smykovými sondami, ze kterých byly stanoveny poklesové křivky tuhosti.

V rámci laboratorního výzkumu byly provedeny i zkoušky na nasycené rekonstituované sprašové zemině. Byly provedeny 3 CID triaxiální zkoušky, při kterých byla stanovena pevnost a křivky poklesu tuhosti s rostoucím přetvořením. Maximální smykový modul byl stanoven na triaxiálním vzorku pomocí bender elementů. V neposlední řadě byla stanovena stlačitelnost testované zeminy v oedometru.

Při interpretaci vlivu úrovně kapilárního sání, velikosti redukovaného napětí a historie sání na počáteční smykový modul a na jeho pokles s rostoucí deformací byl použit princip tzv. efektivního napětí pro nenasyčené zeminy. Zvyšování redukovaného napětí i sání, respektive efektivního napětí, vede ke zvyšování tuhosti, což bylo pozorováno jak při měření maximálního smykového modulu, tak z křivek poklesu tuhosti s rostoucím přetvořením. Zvýšení tuhosti bylo pozorováno i v souvislosti s překonsolidací sáním.

Experimentální data jak z měření nenasyčené zeminy, tak ze zkoušek zeminy nasycené následně sloužila ke kalibraci vstupních parametrů a k ověření funkčnosti pokročilého hypoplastického modelu pro nenasyčené zeminy [149]. Model je založen na principu efektivního napětí. Předpovědi modelu jsou v souladu s laboratorními měřeními a model dokáže poměrně dobře zachytit nárůst tuhosti v závislosti na nárůstu kapilárního sání a redukovaného napětí. Model je navíc schopen předpovědět nárůst tuhosti v důsledku "překonsolidace" sáním.

Abstract

Unsaturated soils have come into focus of the geotechnical community in recent decades. They are commonly found in the interaction of structures with the geological environment.

Laboratory tests are important to provide information on the behaviour of unsaturated soils and as a fundamental input for the design of engineering structures. Laboratory tests can also be used to design and calibrate numerical models describing the behaviour of unsaturated soils. One of the important input parameters of such models is the initial stiffness of the soil and its decrease with increasing strain.

This thesis deals with a laboratory investigation of the stiffness of unsaturated soil in the regions of very small and small strains. The tested soil was a loess from the quarry near the village of Horký nad Jizerou, Central Bohemia, which represents a typical soil found in engineering practice. The soil was reconstituted for the purpose of laboratory tests. The maximum (initial) stiffness of the soil was determined from measurements using piezoelectric bender elements and the stiffness decay curves were measured using local strain transducers (LVDTs). The laboratory tests were carried out in a double-walled triaxial cell for unsaturated soils, mounted with a high air-entry value ceramic disc (HAEV). The triaxial tests were controlled by the axis translation technique. Two soil specimens were tested at different levels of matric suction and net mean stress by applying different linear stress paths. After equilibrium was established in each stress state, measurements of maximum shear stiffness were made, followed by short drained shear probes to determine the stiffness decay curves.

As part of the laboratory research, tests were also carried out on saturated reconstituted loess. Three CID triaxial tests were carried out to determine the strength and stiffness decay curves. The maximum shear modulus was determined on the triaxial specimen using bender elements. Finally, the compressibility of the tested soil in the oedometer was determined.

In interpreting the influence of the matric suction magnitude, the net mean stress magnitude and the suction history on the initial shear modulus and on its decrease with increasing strain, the principle of the so-called effective stress for unsaturated soils is used. Increasing the net mean stress and suction, or effective stress, leads to an increase in stiffness, which was observed both from the maximum shear modulus measurements and from the stiffness decay curves. Increases in stiffness were also observed in relation to suction overconsolidation.

Experimental data from both the unsaturated soil measurements and the saturated soil tests were subsequently used to calibrate the input parameters and to verify the functionality of the advanced hypoplastic model for unsaturated soils [149]. The model is based on the principle of effective stress. The predictions of the model are in agreement with laboratory measurements. The model can capture the increase in stiffness as a function of the increase in matric suction and net mean stress reasonably well. In addition, the model is able to predict the increase in stiffness due to suction "overconsolidation".

1 ÚVOD

V geotechnické praxi se běžně provádějí polní a laboratorní zkoušky z pohledu mechaniky nasycených zemin. Chování takových zemin je relativně dobře prozkoumané a popsané a během 20. století byly stanoveny postupy a navrženy přístroje pro jejich testování. Komplexní problémy můžeme studovat pomocí matematických modelů, kterých bylo publikováno velké množství, od relativně jednoduchých jako např. Mohr-Coloumbův model, přes složitější modely jako např. Modifikovaný Cam-Clay model až po v současnosti stále více používané hypoplastické modely. Mechanika nasycených zemin se tak stala jedním z nejdůležitějších oborů při navrhování a výstavbě lidských obydlí, infrastruktury a dalších navazujících lidských činností, které souvisejí se zásahem do horninového podloží. Ne všechny zeminy jsou však v přírodě nasycené. Nenasycené zeminy jsou už z principu takové, které najdeme v hloubkách blízko povrchu, nad hladinou podzemní vody. Dále se s nimi setkáváme v zásypech inženýrských sítí, opěrných zdí, na svazích hor apod.

Pro pochopení mechaniky nasycených zemin hrálo jejich laboratorní testování důležitou roli. Chování nasycených zemin bylo v posledních dekadách rozsáhle studováno mnoha laboratorními metodami. Od jednoduchého smykového krabicového přístroje až po složitější přístroje jako např. triaxiální přístroj osazený ponornými snímači malých přetvoření. S využitím takových testů bylo získáno množství potřebných informací pro vývoj a kalibraci různých numerických modelů. Tyto modely umožňují popsat problémy a navrhnout řešení rozličných geotechnických problémů v praxi. Mechanika nenasycených zemin nicméně stála v první polovině 20. století, v porovnání s mechanikou nasycených zemin, na okraji zájmu. Ve své době pionýrská práce Bishopa [11] z roku 1959 však přinesla nový pohled na problematiku mechaniky nenasycených zemin a její roli v geotechnické praxi. Touto prací tak vstoupila mechanika nenasycených zemin více do popředí zájmu odborné veřejnosti, a to jak v problematice laboratorního zkoušení, tak při vývoji a aplikaci numerických modelů.

Tato práce se zabývá tuhostí nenasyceného prachovitého jílu (spraše) v oboru velmi malých (10^{-5}) a malých (10^{-3}) přetvoření. Hlavním cílem práce bylo studium vlivu úrovně kapilárního sání (suction), úrovně redukovaného napětí (net stress) a historie prodělaného kapilárního sání (recent suction history) [97] na tuhost nenasycené zeminy. Těžiště disertační práce bylo v samostatném laboratorním výzkumu v Laboratoři mechaniky zeminy na Přírodovědecké fakultě Univerzity Karlovy. V rámci tohoto výzkumu jsem provedl řadu laboratorních zkoušek zemin od standardních, jako jsou oedometrické zkoušky, až po pokročilé triaxiální zkoušky nenasycené zeminy. Druhá část disertační práce sestávala z využití výsledků laboratorních zkoušek pro kalibraci a ověření

funkčnosti hypoplastického modelu pro nenasycené zeminy, který je schopen predikovat tuhost v oboru velmi malých a malých přetvoření [149].

1.1 Motivace výzkumu

Nenasycené zeminy se dostávají v posledních dekáдах do popředí zájmu v odborných kruzích. V geotechnické praxi se s nimi běžně setkáváme a pochopení jejich chování je důležité pro návrh geotechnických konstrukcí.

Pro běžné inženýrské aplikace u staveb rodinných domů a dalších objektů malého rozsahu (malým přitížením základové zeminy) je standardní mechanika nasycených zemin dostatečným nástrojem. Jsou ovšem situace, kdy je třeba využít i poznatky mechaniky zemin nenasycených. Z hlediska stavitelství mluvíme především o konstrukcích, které jsou prováděny na svazích, nebo v jejich blízkém okolí, jako jsou např. základy a zásypy opěrných zdí, stabilita svahů včetně jejich odřezů a zářezů. Dále se pak jedná o konstrukce ze zemin, které jsou již z principu nenasycené, jako např. násypy.

V neposlední řadě se jedná o všechny zeminy v nenasycené zóně, tj. v „dosahu“ hladiny podzemní vody. V rámci těchto zemin jsou nejvýznamnějšími jílovité zeminy, v nichž je kapilární vztlakovost často v řádu desítek metrů. Druhou možností jsou potom zeminy v připovrchové zóně, kde je obsah vody v pórech ovlivňován atmosférickými srážkami.

Z výše uvedeného je zřejmé, že v inženýrské praxi je mnoho zemin už z principu nenasycených, protože k interakci stavby s podložím dochází většinou nad hladinou podzemní vody v blízkosti povrchu. Z tohoto důvodu je studium nenasycených zemin přínosné pro další rozvoj inženýrské geologie, geotechniky, potažmo stavitelství.

1.2 Struktura disertační práce

- Kapitola 2 – TUHOST ZEMIN
V druhé kapitole je stručně popsána problematika tuhosti zemin, metody jejího stanovení a provedena rešerše o měření tuhosti u nenasycených zemin.
- Kapitola 3 – SÁNÍ V ZEMINĚ
Ve třetí kapitole jsou popsány typy sání, které se u zemin rozlišují.
- Kapitola 4 – NENASYCENÉ ZEMINY – Princip a laboratorní testování
Čtvrtá kapitola je věnována nenasyceným zeminám. Jsou v ní vysvětleny stavové proměnné a parametry, které jsou v rámci této disertační práce studovány. Dále je popsáno, jakým způsobem je možné v laboratorním prostředí ovládat a měřit sání.

1 ÚVOD

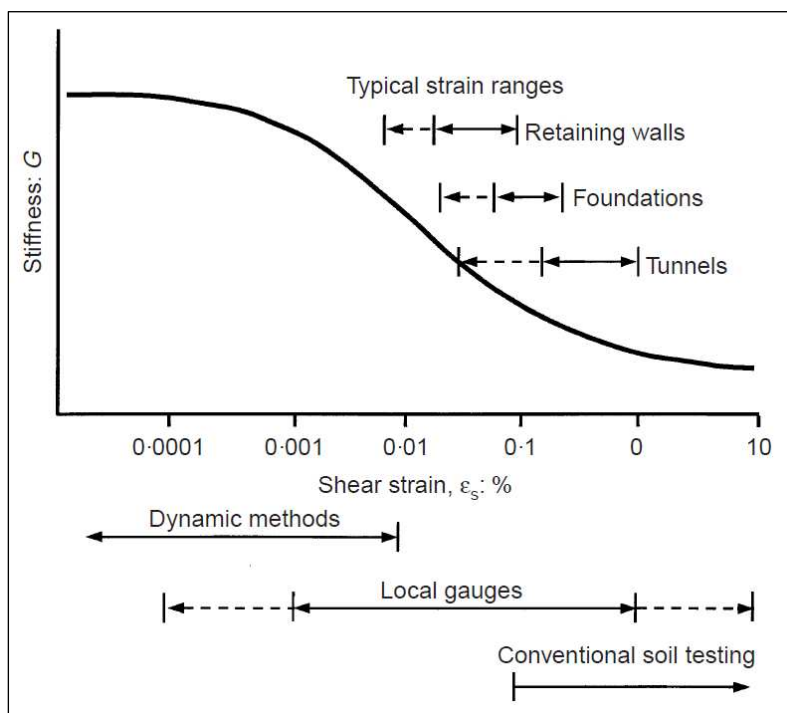
Poslední část této kapitoly se zabývá retenční křivkou, jejími vlastnostmi a metodami jejího stanovení.

- Kapitola 5 – NUMERICKÝ MODEL
V páté kapitole je stručně popsán hypoplastický model pro nenasycené zeminy, který byl použit pro simulaci výsledků laboratorních zkoušek.
- Kapitola 6 – TESTOVANÁ ZEMINA
Tato kapitola je zaměřena na zkoušenou zeminu. Jsou v ní uvedeny základní indexové vlastnosti sprašové zeminy a detailně popsána příprava rekonstituovaných vzorků pro všechny laboratorní zkoušky.
- Kapitola 7 – LABORATORNÍ ZKOUŠKY
V sedmé kapitole jsou popsány všechny provedené laboratorní zkoušky, a to včetně kalibrace použitých přístrojů.
- Kapitola 8 – VÝSLEDKY – Zkoušky na nasycené zemině
V této kapitole jsou popsány výsledky provedených oedometrických a odvodněných triaxiálních zkoušek, a to včetně křivek poklesu tuhosti s rostoucím přetvořením. Dále jsou uvedeny výsledky měření maximální smykové tuhosti na triaxiálním vzorku zeminy.
- Kapitola 9 – VÝSLEDKY – Zkoušky na nenasycené zemině
V této kapitole jsou prezentovány výsledky laboratorních zkoušek na nenasycené zemině. Jsou uvedeny jak výsledné hodnoty maximálního smykového modulu, tak křivky poklesu tuhosti s rostoucím přetvořením. Je popsán vliv úrovně kapilárního sání a redukovaného napětí na tuhost zeminy a vliv překonsolidace sáním.
- Kapitola 10 – VÝSLEDKY – Numerické modelování
Tato kapitola je věnována numerickému modelu. Je zde popsána jeho kalibrace pomocí parametrů získaných z laboratorních zkoušek. Následně jsou prezentovány výsledné modelové simulace a diskutována jejich přesnost v porovnání s laboratorními měřeními.
- Kapitola 11 – ZÁVĚRY
V závěrečné kapitole jsou shrnuty výsledky práce a navržen další možný výzkum v této oblasti, který by doplnil a rozšířil zjištěné skutečnosti.
- Kapitola 12 – REFERENCE

2 TUHOST ZEMIN

Tuhost je obecně popisována jako schopnost zeminy odolávat deformaci v reakci na působící napětí. Může být definována buď pomocí Youngova modulu (E) nebo pomocí smykového modulu (G). Smykový modul je parametr definovaný jako poměr smykového napětí a smykového přetvoření. Tuhost zeminy byla v rámci této práce studována právě pomocí smykového modulu.

Běžně přijímaná definice oborů přetvoření je následující: velmi malá přetvoření ($\leq 10^{-3} \%$), malá přetvoření ($10^{-3} - 10^{-1} \%$) a velká přetvoření (větší než $10^{-1} \%$) – viz Obr. 2. Na Obr. 1 jsou znázorněny typické obory přetvoření, které jsou schopné měřit laboratorní snímače a přístroje používané v terénu. Obrázek dále ukazuje typické obory přetvoření, se kterými se můžeme setkat v rámci řešení praktických geotechnických úloh a také schématickou křivku poklesu tuhosti s rostoucím přetvořením.



Obr. 1: Charakteristická křivka poklesu tuhosti zeminy s typickými rozsahy měření přetvoření pomocí laboratorních a polních metod [5].

V minulosti byla tuhost zemin měřena při přetvořeních větších než 0,1 %, což vedlo k nepřesným předpovědím chování zemin v rámci inženýrské praxe. U běžných inženýrských staveb jako např. opěrné zdi, tunely apod. se však stanovená přetvoření pohybují v regionech menších než 0,1 %. S rozvojem laboratorních přístrojů a příchodem numerických modelů došlo k výraznému zlepšení znalostí o tuhosti zemin v oborech

malých a velmi malých přetvoření. Burland [19] upozornil na potřebu přesného měření tuhosti při malých přetvořeních, kdy je tuhost násobně větší v porovnání s tuhostí při velkých přetvořeních. Takové podhodnocení tuhosti následně vede k nepřesným interpretacím pomocí numerického modelování.

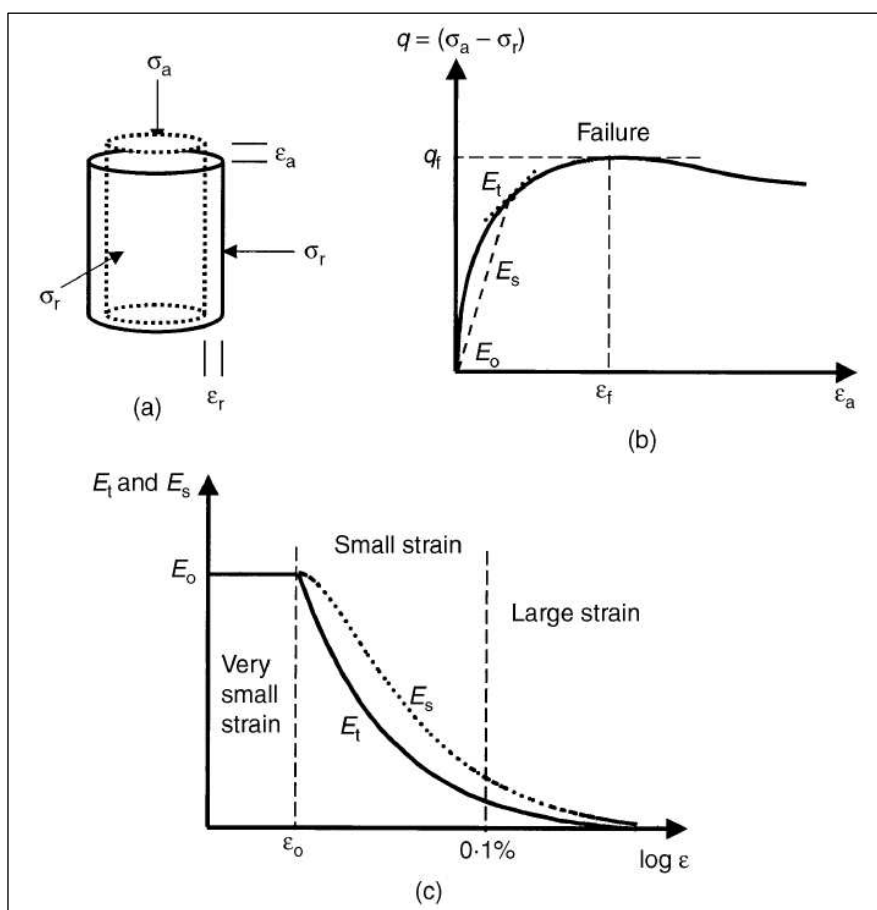
Youngův modul tuhosti E je definován pomocí Hookova zákona:

	$E = \frac{\sigma}{\varepsilon}$	(1),
--	----------------------------------	------

kde σ je napětí a ε je délkové přetvoření, které je definované jako poměr změny délky ku původní délce.

Youngovy moduly tuhosti se stanovují buď jako sečné (E_{sec}) nebo tečné (E_{tan}). Tečný modul se spočítá jako derivace v každém tečném bodě křivky. V praxi se pro vyhodnocení laboratorních zkoušek používá zjednodušení, kdy se v podstatě stanoví sečný modul ze sečny procházející dvěma sousedními body.

Sečný modul tuhosti je možné stanovit mezi dvěma libovolnými body na křivce napětí vs. přetvoření, ale nejčastěji se sečný modul stanovuje sečnou jdoucí počátečním bodem smykové zkoušky – viz Obr. 2.



Obr. 2: Definice oborů přetvoření a tečného a sečného Youngova modulu tuhosti [5].

Stejně jako v případě Youngova modulu se i u smykové modulu stanovuje tečná (G_{tan}) i sečná (G_{sec}) varianta. Vzhledem k tomu, že v rámci této práce byla měřena také

2 TUHOST ZEMIN

maximální hodnota smykového modulu, byl ze smykových zkoušek stanoven smykový modul tuhosti místo Youngova modulu tuhosti. Smykové moduly byly stanoveny jako sečny procházející počátkem zatěžování:

$$G_{sec} = \frac{\delta q}{\delta \varepsilon_s} \quad (2),$$

kde δq je přírůstek axiálního napětí a $\delta \varepsilon_s$ je přírůstek smykového přetvoření.

Elastický smykový modul (G_0 nebo G_{max}) je takový smykový modul, který je platný pro obor velmi malých přetvoření. Reprezentuje maximální hodnotu smykového tuhosti zeminy. V oboru velmi malých přetvoření je považován za konstantní, zatímco během smyku, tedy nárůstu přetvoření, jeho hodnota velmi rychle nelineárně klesá. Je zcela běžné, že tuhost zeminy mezi dvěma obory přetvoření klesne o jeden řád. V oboru velkých přetvoření se tuhost asymptoticky přibližuje nulové hodnotě. Maximální smykový modul se stanoví z následující rovnice:

$$G_0 = v_s^2 \rho \quad (3),$$

kde v_s je rychlost šíření smykové vlny a ρ je objemová hmotnost zkoušené zeminy.

Maximální (počáteční) smykový modul je důležitým vstupním parametrem pro numerické modelování chování inženýrských staveb. Jeho stanovení je možné jak in-situ, např. pomocí „cross-hole“ testu, tak v laboratoři. Běžně jsou pro laboratorní měření smykového modulu G_0 používány dva typy vybavení – přístroj „resonant column“ a piezoelektrické snímače, nazývané „bender elementy“. Změřit pokles tuhosti s rostoucím přetvořením je stejně důležité jako správné stanovení maximálního smykového modulu. Často se však v rámci výzkumu různí autoři věnují buď stanovení pouze maximálního smykového modulu nebo poklesu tuhosti. Stanovení (respektive publikace) obou parametrů tuhosti zároveň není zcela běžné. To platí především pro testování nenasyčených zemin, které je časově velmi náročné. Autoři se proto často soustředí pouze na jeden z parametrů tuhosti, a to stanovení maximálního smykového modulu při různých stavech napětí.

Je třeba upozornit, že přírodní zeminy nelze vždy považovat za izotropní materiál. To znamená, že jejich elastické vlastnosti závisí na orientaci daného vzorku [47]. U zemin se stanovuje tzv. stupeň anizotropie α_G [47]:

	$\alpha_G = \frac{G_{hh}}{G_{vh}}$	(4),
--	------------------------------------	------

kde G_{hh} je smykový modul v horizontálním směru a G_{vh} je smykový modul ve vertikálním směru. Pokud je $\alpha_G > 1$ je zemina tužší v horizontálním směru, při $\alpha_G < 1$ je tužší ve směru vertikálním.

V případě tohoto laboratorního výzkumu jsou rekonstituované vzorky zjednodušeně považovány za izotropní, protože po jednoosém stlačení v konsolidometru je vzorek zeminy následně izotropně zkonsolidován v triaxiální komoře. Na základě tohoto zjednodušení byl smykový modul měřen pouze v axiálním směru.

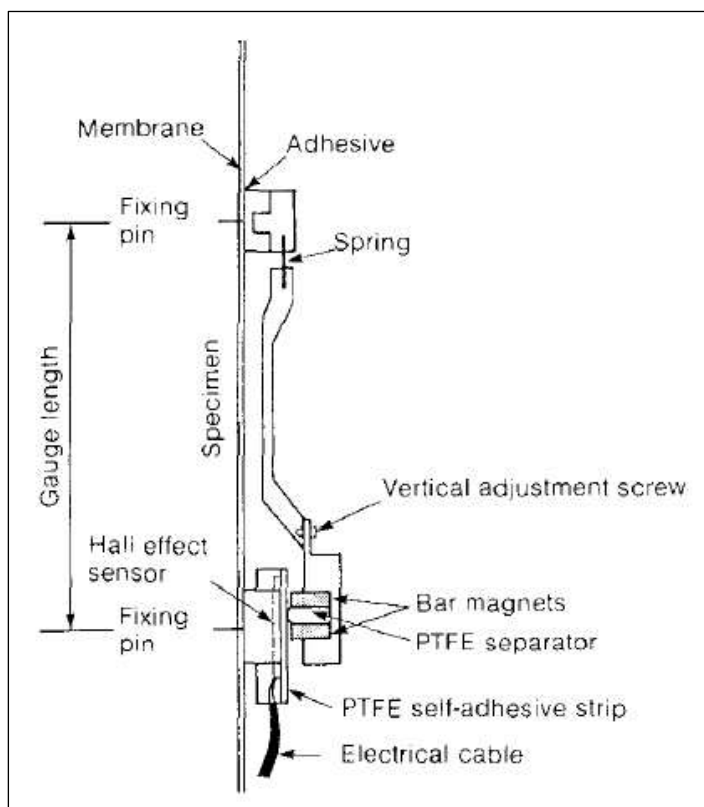
2.1 Laboratorní stanovení tuhosti v oboru malých přetvoření

Při standardních triaxiálních zkouškách se axiální deformace během smyku měří pomocí externího úchylkoměru. Použití externího měřidla je dostatečné v případě standardních CIUP/CID triaxiálních testů. Nevýhodou však je, že dochází k podcenění tuhosti v oboru malých přetvoření a měření axiálních deformací je ovlivněno dosedáním celého systému během počáteční fáze zatěžování. Správné měření deformací v počáteční fázi smyku je však klíčové pro stanovení křivky poklesu tuhosti. V minulosti byly proto vyvinuty lokální snímače deformace použitelné při triaxiálních zkouškách. Pro lokální měření deformací přímo na vzorku zeminy jsou běžně užívané dva typy snímačů – snímače na principu Hallova jevu a tzv. LVDT snímače (linear variable differential transformer).

2.1.1 Snímače na principu Hallova jevu

Pro triaxiální testování byly snímače pro měření malých přetvoření pracující na principu Hallova efektu představeny Claytonem and Khattrushem v roce 1986 [24]. Od té doby se staly běžným vybavením mnoha laboratoří. Hlavní výhodou tohoto typu snímače je jeho jednoduchý design a nízké počáteční náklady.

Kovovou nebo polovodičovou deskou, která je umístěna v magnetickém poli, protéká elektrický proud. V tomto poli směřují čáry magnetického toku kolmo k desce i ke směru průběhu proudu. Nosiče náboje jsou vychylovány a na desce vzniká napětí (Hollovo napětí podle E. H. Halla) ve směru normály k proudovému toku [24]. Velikost napětí je funkcí hustoty toku a mění se v závislosti na relativní poloze desky v magnetickém poli [43]. S rostoucím smykovým přetvořením ve vzorku se deska relativně pohybuje vzhledem k magnetické soustavě, což způsobuje změny výstupního napětí. Deformaci vzorku lze vypočítat z kalibrace mezi výstupním napětím a relativním posunem mezi konci snímače. Snímač na principu Hallova jevu je schopen měřit axiální přetvoření menší než 0,002 % [24]. Schematické uspořádání snímače a jeho upevnění na triaxiálním vzorku zeminy je znázorněno na Obr. 3.



Obr. 3: Schéma snímače na principu Hallova jevu připevněného na triaxiálním vzorku [24].

2.1.2 LVDT snímače

Snímač LVDT je indukční senzor schopný měřit lineární posun. Skládá se ze tří solenoidových cívek, jedné primární a dvou sekundárních, přičemž primární cívka je umístěna uprostřed. Tyto tři cívky dohromady tvoří trubičku, do které se umístí válcové feromagnetické jádro, které se v ní může volně pohybovat a tím indukuje různé napětí v sekundárních cívkách. Rozdíl napětí mezi oběma sekundárními cívkami se mění s tím, jak se feromagnetické jádro pohybuje. Pokud je jádro ve střední (nulové) pozici, má napětí v obou sekundárních cívkách stejnou velikost, ale s opačnou polaritou. To znamená, že v této pozici je výstupní napětí teoreticky nulové (prakticky dochází k drobným odchylkám). Typický lineární rozsah ponorného LVDT snímače pro triaxiální komory je 5 až 10 mm. Pokud je snímač správně zkalibrován a používán, je takový rozsah dostatečný pro stanovení malých přetvoření triaxiálního vzorku zeminy. Na Obr. 4 jsou zobrazeny LVDT snímače upevněné na triaxiálním vzorku.



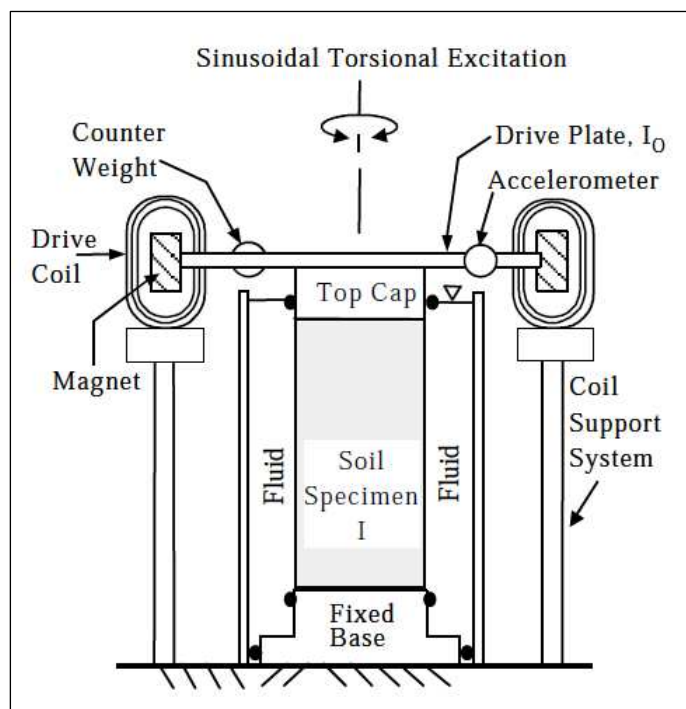
Obr. 4: Připevnění axiálních a radiálních LVDT snímačů na triaxiální vzorek zeminy.

2.2 Laboratorní měření G_0

Maximální smykový modul se v laboratorních podmínkách obvykle stanovuje v přístroji „resonant column“ (rezonanční sloupový přístroj) a v triaxiálním přístroji osazeným snímači „bender elements“ (bender elementy).

2.2.1 Přístroj „resonant column“

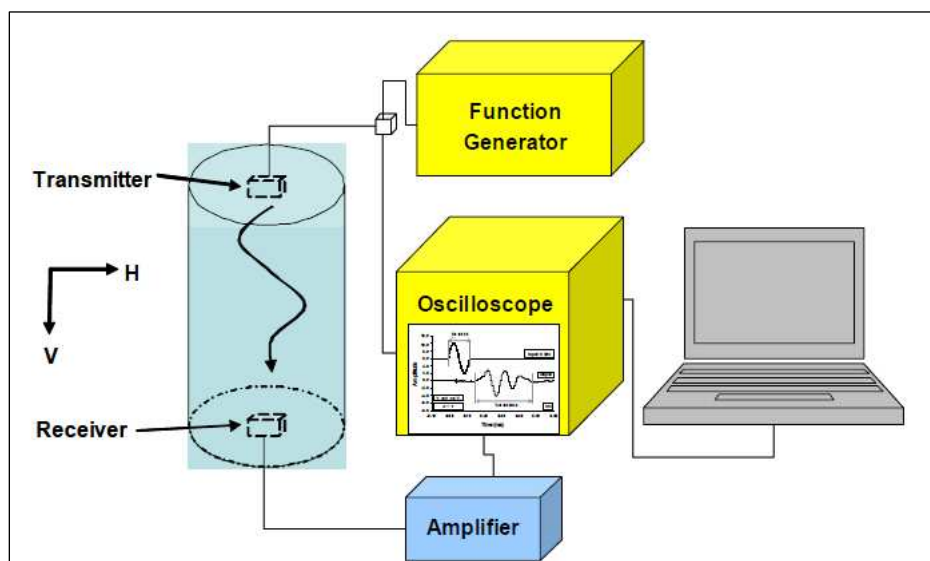
V rezonančním sloupovém přístroji je v základním režimu vzorek zeminy vybuzen torzním nebo podélným kmitáním. Při tom se měří rezonanční frekvence a amplituda kmitání [16]. Na základě těchto hodnot se spolu s charakteristikami zařízení a vzorku zeminy stanoví rychlost procházející smykové vlny, smykový modul a amplituda smykového přetvoření [126]. Resonanční sloupový přístroj může být nastaven v režimu buď jako volná-volná nebo pevná-volná okrajová podmínka. Na Obr. 5 je zobrazeno typické schéma přístroje při nastavení pevná-volná okrajová podmínka.



Obr. 5: Schéma přístroje „resonant column“ s pevnou podstavou (vnější komora není znázorněna) [126].

2.2.2 Piezoelektrické snímače „bender elementy“

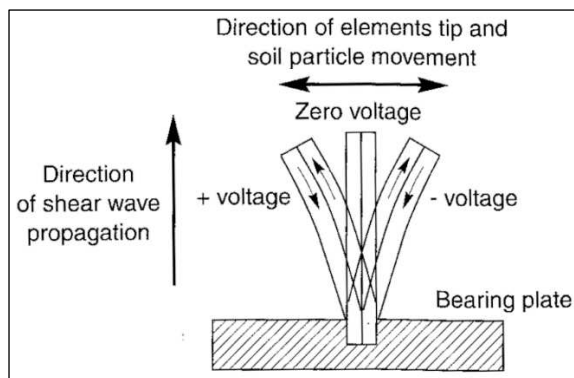
Piezoelektrické snímače, tzv. bender elementy, představili geotechnické komunitě Shirley a Hampton v roce 1978 [122]. Vzhledem ke své jednoduchosti byly od té doby široce využívány v laboratořích po celém světě. Jejich nespornou výhodou je možnost osazení do triaxiálního přístroje (Obr. 6). Díky tomu lze současně stanovit jak maximální smykový modul pomocí bender elementů, tak pokles tuhosti během smyku v triaxiálním přístroji pomocí lokálních snímačů deformace (např. LVDT snímačů).



Obr. 6: Schéma měřicího systému s bender elementy pro stanovení G_{vh} na triaxiálním vzorku [3].

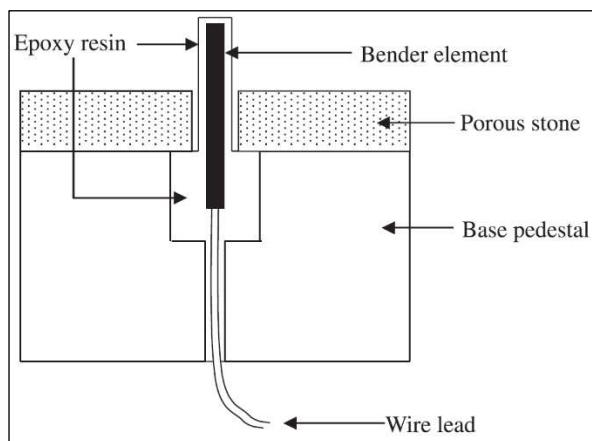
2 TUHOST ZEMIN

Bender element je snímač, který se vždy používá v páru. Jeden z páru je nastaven jako vysílač a druhý jako přijímač. Samotný snímač se skládá ze dvou piezokeramických vrstev a tří vodivých ploch (na vnějších stranách a mezi piezokeramickými vrstvami). Když se do bender elementu přivede napětí, jedna jeho vrstva se roztáhne, zatímco druhá se smrští (Obr. 7). Dojde k ohnutí snímače (jak napovídá anglický název) a tím k vytvoření smykové vlny, která následně prochází testovanou zemínou. Jakmile smyková vlna dorazí k přijímacímu bender elementu, donutí jej se ohnout a vytvořit elektrický signál, který je registrován. Změří se čas mezi vytvořením smykové vlny na vysílacím bender elementu a čas jejího příchodu na přijímacím bender elementu, tedy čas průběhu smykové vlny vzorkem.



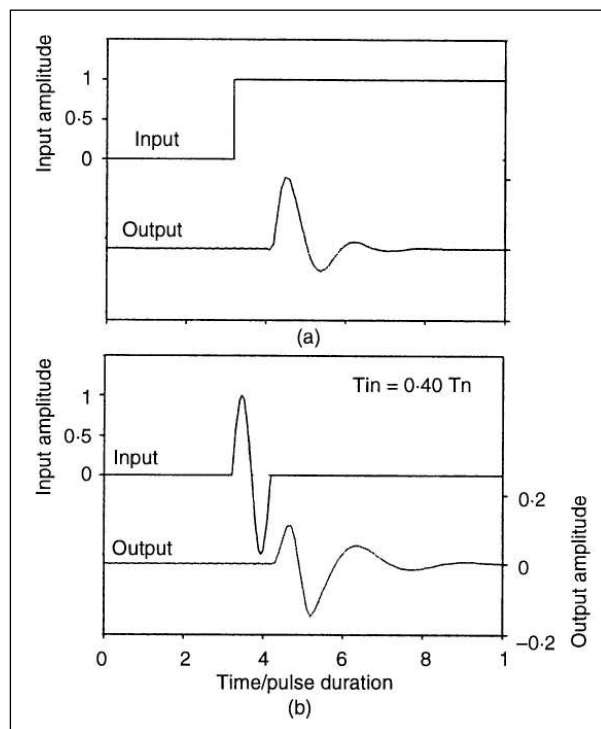
Obr. 7: Schéma funkce bender elementu [70].

Vysílací bender element se v triaxiálním přístroji obvykle umísťuje do podstavy vzorku (Obr. 8), zatímco přijímací bender element do horního čepce. Kromě tohoto uspořádání je možné modifikované bender elementy umístit také na plášť triaxiálního vzorku. Toho se využívá při stanovení anizotropie vzorku, která se určí z poměru mezi G_{0vh} (horizontálně polarizovaná vlna ve vertikálním směru) a G_{0hv} (vertikálně polarizovaná vlna v horizontálním směru).



Obr. 8: Schéma umístění bender elementu do podstavy triaxiálního přístroje [95].

Pro stanovení smykového modulu pomocí bender elementů se v praxi běžně používají dva typy vstupních signálů, čtvercový (např. [142]) a častěji sinusový (např. [71], [75], [97][96], [142], [144]) – viz Obr. 9. Podle Dyvika a Madshuse [36] se během testu pomocí bender elementů generuje smykové přetvoření v řádu 10^{-3} %. Pennigton [103] uvádí, že hodnota smykového přetvoření vytvořená bender elementy je v řádu 10^{-4} až 10^{-5} %.



Obr. 9: Typy vstupních signálů u bender elementů: (a) čtvercový, (b) sinusový [144].

Rychlost smykové vlny se vypočítá z následující rovnice:

$$v_s = \frac{L}{T} \quad (5),$$

kde L je dráha průchodu smykové vlny a T je čas průchodu smykové vlny. Dráha průchodu vlny se obvykle počítá jako vzdálenost mezi konci vysílacího a přijímacího bender elementu (např. [36], [65], [73], [142]).

Oproti tomu ve správném určení času průchodu (respektive času příchodu vlny do přijímacího bender elementu) smykové vlny je určitá nejasnost. Hlavními nejistotami při určování času průchodu smykové vlny jsou tzv. efekt blízkého pole (near field effect) a problémy s přenosem vlny celým systémem bender elementů.

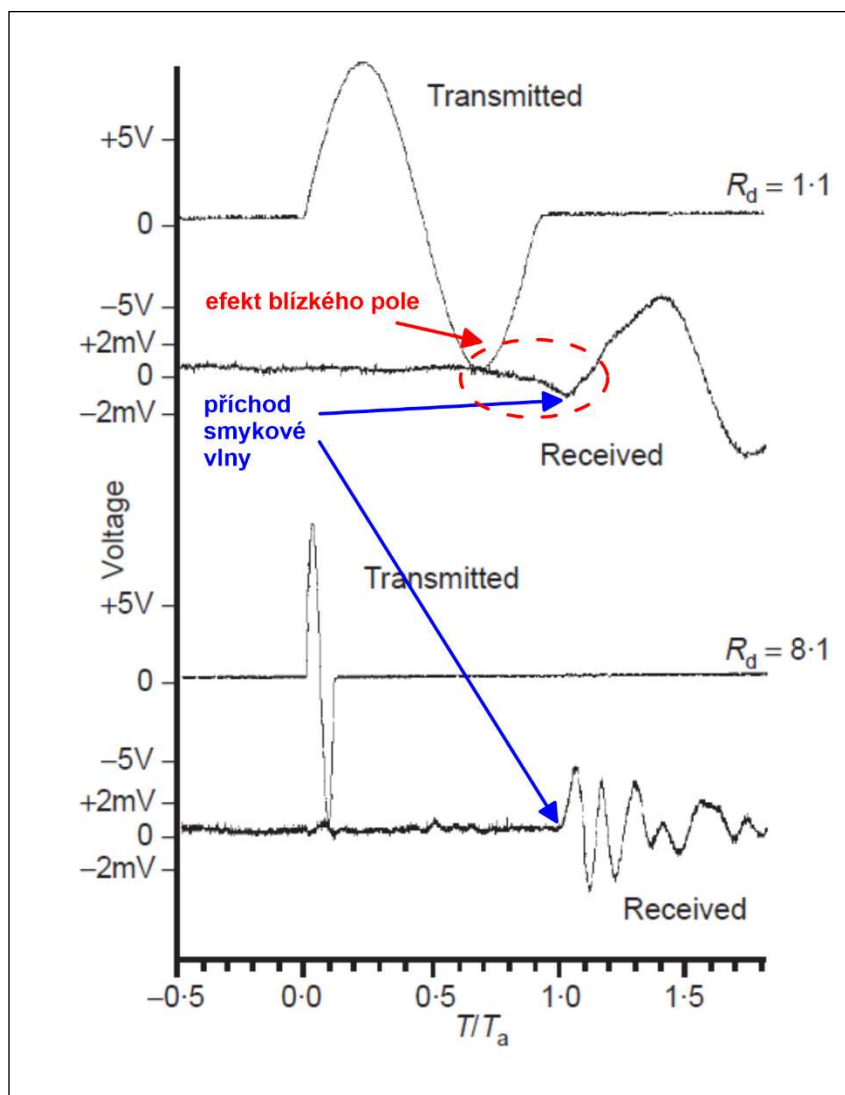
Efekt blízkého pole

Efekt blízkého pole je způsoben kompresní částí vlny produkované bender elementem, která může zakrýt skutečný čas příchodu vlny. Bylo zjištěno [62], že poměr dráhy (L) a vlnové délky (λ) je důležitým faktorem ovlivňujícím efekt blízkého pole:

	$R_d = \frac{L}{\lambda} = \frac{Lf}{v_s}$	(6),
--	--	------

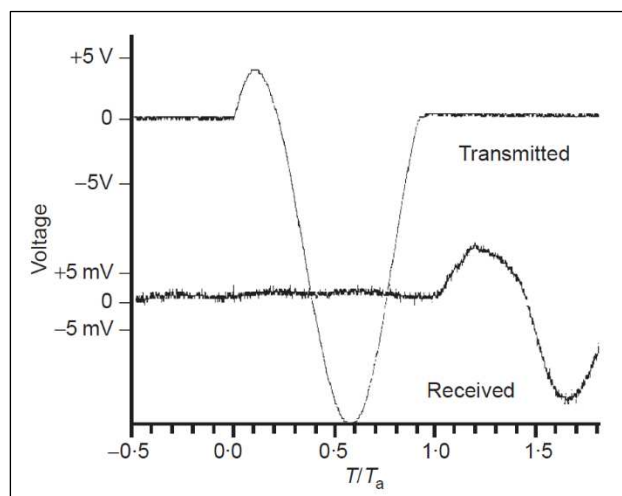
kde f je frekvence a v_s je rychlost smykové vlny.

Čím vyšší je poměr L/λ , tím menší je efekt blízkého pole ([62]). Proto je lepší používat vyšší frekvence vstupní vlny, aby se minimalizoval vliv efektu blízkého pole (např. [62],[116]). Podle Sáncheze-Salinera et al. [117] je pro eliminaci efektu blízkého pole dostatečný poměr $R_d = 2$, Wang et al. [147] udávají minimální poměr $R_d = 1,91$. Na Obr. 10 je zřetelně vidět vliv poměru R_d na vznik efektu blízkého pole.

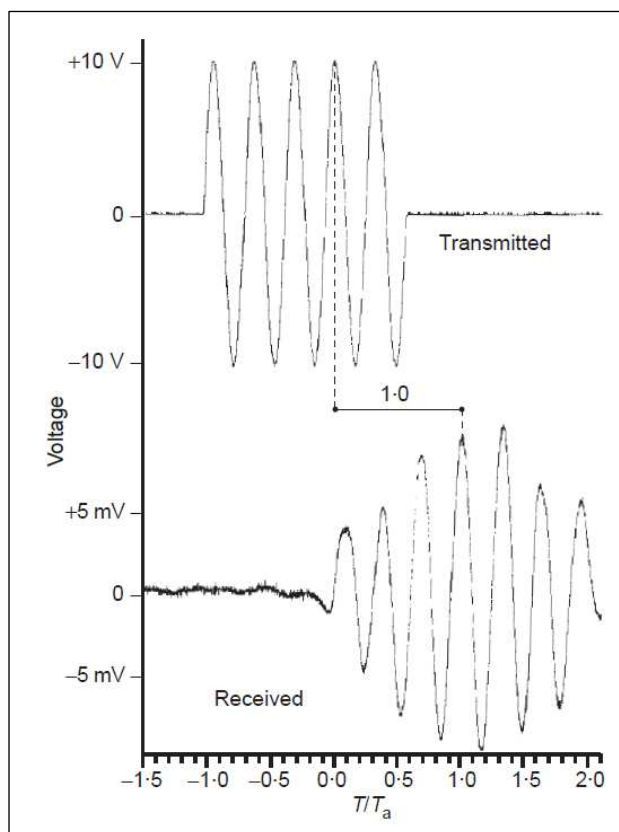


Obr. 10: Vliv poměru R_d na vznik efektu blízkého pole [62]; poměr $R_d=1,1$ odpovídá vstupní frekvenci 1,8 kHz, poměr $R_d=8,1$ odpovídá vstupní frekvenci 15 kHz.

Pro zabránění vzniku deformace výstupního signálu efektem blízkého pole je dále možné snížit vlnovou délku, anebo zvětšit vzdálenost mezi vysílacím a přijímacím bender elementem. V triaxiální komoře však, vzhledem k fixní velikosti vzorků (kdy výška vzorku je 2x větší než průměr vzorku), nelze vzdálenost mezi bendery jednoduše měnit. Vlnová délka, respektive rychlost šíření smykové vlny, je dána aktuálními podmínkami testu (stav napjatosti) a bude navíc odlišná pro každou zeminu. Proto ani tu není možné jednoduše měnit při zkouškách v triaxiální komoře. Jovičić et al. [62] navrhli dvě metody pro eliminaci efektu blízkého pole. Zaprvé deformaci vstupního signálu tak, aby amplituda prvního rostoucího cyklu byl snížena a tím i efekt blízkého pole – viz Obr. 11. Druhou metodou je nastavit frekvenci vstupního signálu tak, aby odpovídal vlastní frekvenci přijímacího bender elementu. Tím se docílí rezonance a čas příchodu vlny se odečte z rozdílu časů na vrcholech vstupního a výstupního signálu – viz Obr. 12.

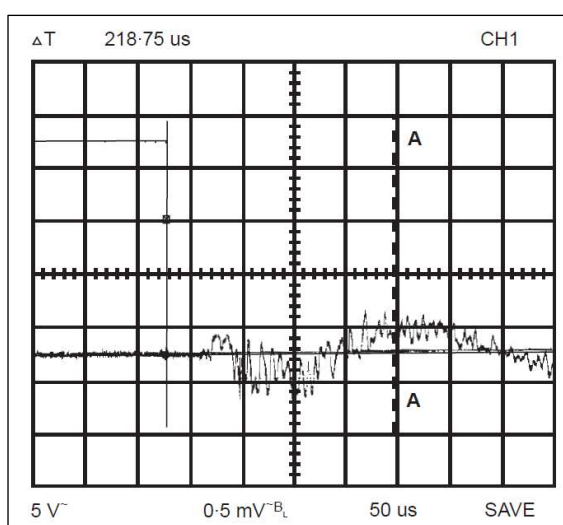


Obr. 11: Záměrná deformace vstupního signálu pro eliminace efektu blízkého pole [62].



Obr. 12: Rezonance přijímacího bender elementu [62].

V praktickém měření při triaxiálních zkouškách je ale nejjednodušší měnit frekvenci vstupního signálu. Je třeba zvolit tak vysokou frekvenci, aby se eliminovalo zkreslení výstupního signálu efektem blízké zóny a zároveň nedošlo k tzv. překmitávání vysílacího benderu (overshooting; [62]). Tento jev je dominantnější s rostoucí tuhostí zkoušeného materiálu. Pokud dochází k překmitávání, je příchod smykové vlny zastřen tímto jevem – viz Obr. 13.



Obr. 13: Příklad překmitávání vysílacího bender elementu pro obdélníkový impuls [62].

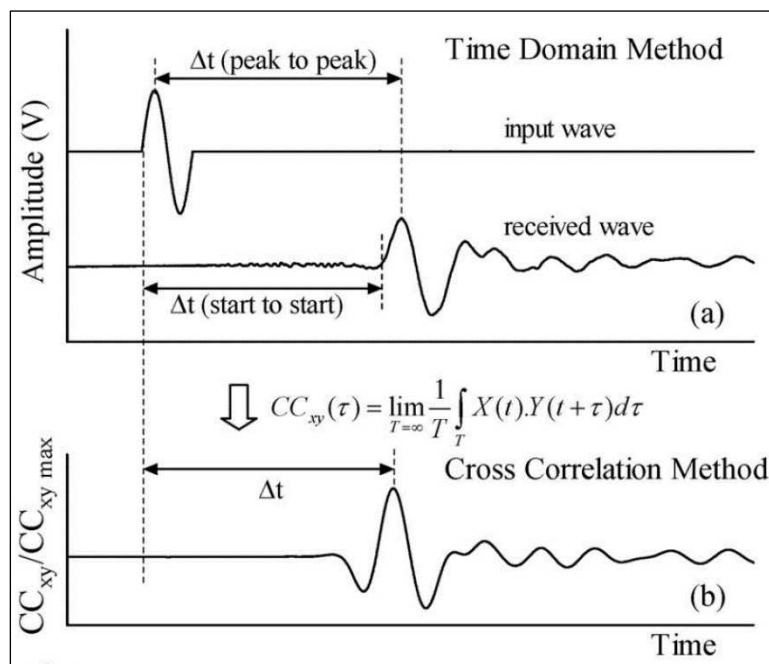
Pokud je třeba provádět měření na tuhých zeminách a při vyšších frekvencích dochází k překmitávání vysílacího bender elementu, probíhá měření v blízkém poli a příchod vlny se stanoví v místě první inverze dominantní vlny výstupního signálu [104].

Zpoždění smykové vlny

Zpoždění smykové vlny, jako další z nejasností při určování času příchodu smykové vlny, může souviset s problémy při přenosu signálu do/z vysílacího nebo přijímacího bender elementu, s problémy se zesilovačem signálu, se špatným stíněním kabelů a v neposlední řadě s nedokonalým kontaktem mezi bender elementy a vzorkem zeminy.

Čas příchodu smykové vlny

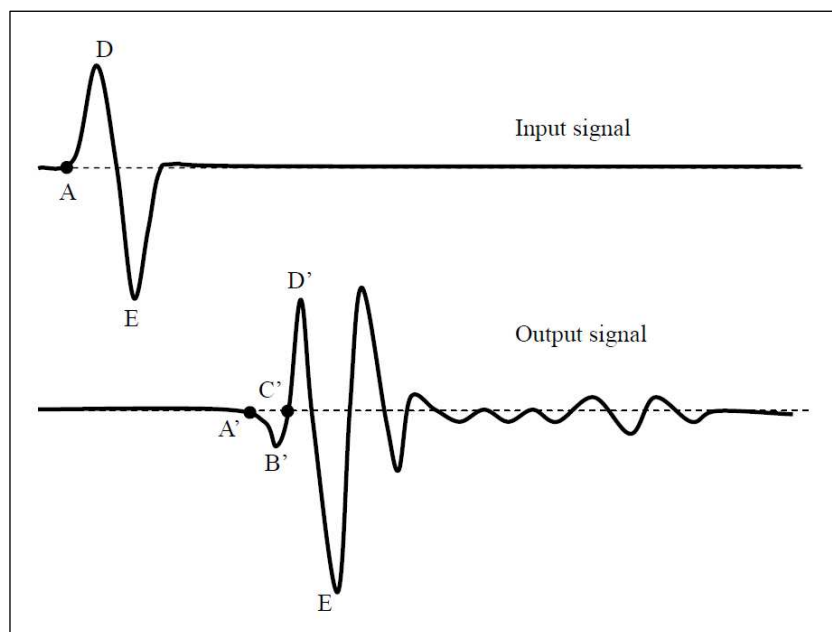
Jak již bylo zmíněno dříve, správné určení času příchodu smykové vlny stále vyvolává diskusi mezi odborníky. V zásadě existují tři metody určení času průchodu smykové vlny vzorkem. První metodou je určení času příchodu smykové vlny z prvního nasazení přichodí vlny („first arrival“; např. [62]), druhou porovnání časů na vrcholech sinusoidy („peak-to-peak travel time“; např. [142]), třetí je křížová korelace vstupního a výstupního signálu („cross-correlation“; např. [117]). Princip těchto metod je shrnut na Obr. 14.



Obr. 14: Princip určení času průchodu smykové vlny: shora 1) „peak to peak“, 2) „first arrival“, 3) „cross correlation“ [153].

Cílem práce nebylo porovnat různé přístupy pro určení času průchodu vlny vzorkem a jejich odlišné výsledky. Důležité ale bylo zvolený přístup dodržet při všech provedených zkouškách, aby byla zajištěna porovnatelnost výsledků a učiněné závěry byly objektivní. Na obrázku Obr. 15 [152] jsou znázorněny možné přístupy pro určení času příchodu smykové vlny. První čas příchodu se určuje buď v bodě A' nebo v bodě B' ([62]). Někteří autoři určují čas průchodu smykové vlny jako rozdíl mezi vrcholy vstupní a výstupní vlny (body D-D' nebo E-E'; např. [142]). V rámci této disertační práce byl pro určení času průchodu smykové vlny vzorkem zvolen přístup, který představili Jovičič et

al. [62], tzn. že čas příchodu vlny je v bodě B', který je často ovlivněn efektem blízkého pole.



Obr. 15: Vstupní a výstupní signál z bender elementů [152].

2.3 Tuhost nenasycených zemin – rešerše

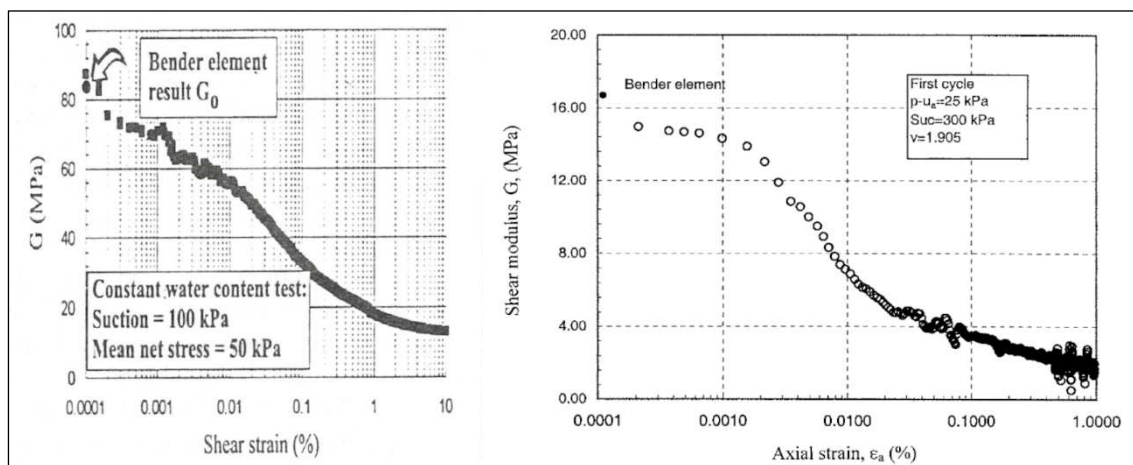
V posledních dekádách byla rozsáhle zkoumána především tuhost nasycených zemin - např. [23], [25], [28], [29], [44], [60], [62], [63], [142]; v českém prostředí např. [14], [31], [92], [113], [114], [115], [128], [129], [135]. Bylo publikováno množství dat, které umožnilo vývoj pokročilých numerických modelů s predikcí tuhosti v oboru malých přetvoření (v ČR např. [78], [128]). Nenasycené zeminy v tomto ohledu stály na okraji zájmu a potřebná laboratorní data chybí. Oživení v oblasti nenasycených zemin určitě přinesla publikace modelu pro nenasycené zeminy v roce 1990 (nyní znám jako Barcelona Basic Model; [1]).

Autoři, kteří se zabývali tuhostí nenasycených zemin, většinou zkoumali pouze vliv hodnoty kapilárního sání na hodnotu maximálního smykového modulu G_0 (viz dále). Pro vývoj a kalibraci pokročilých numerických modelů je ale znalost celé křivky poklesu tuhosti také velmi důležitá. Bez takové znalosti je informace o tuhosti zeminy nekompletní a předpovědi modelu nesprávné. Následující kapitola je zevrubným shrnutím provedené rešerše, týkající se tuhosti nenasycených zemin v oborech velmi malých a malých přetvoření.

Cabarkapa et al. [21], Cabarkapa a Cuccovillo [22]

V roce 1998 vyvinuli Cabarkapa et al. [21], a následně Cabarkapa a Cuccovillo [22] triaxiální systém pro zkoušení nenasycených zemin. Ve své práci stanovili na zkoušené zemině jak maximální smykový modul, tak křivku poklesu tuhosti s rostoucím přetvořením. Pro měření použili bender elementy a ponorné snímače LVDT. V každém

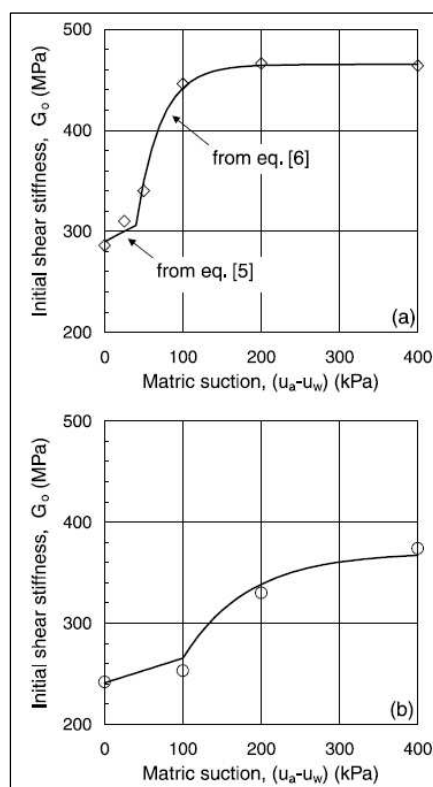
z těchto článků však byl publikován pouze jeden graf s poklesovou křivkou tuhosti (Obr. 16). V článku Cabarkapa a Cuccovilla [22] je kromě zmíněného navíc popsán vliv redukovaného napětí a kapilárního sání na smykový modul.



Obr. 16: Pokles tuhosti: vlevo – Cabarkapa et al. [21], vpravo – Cabarkapa a Cuccovillo [22].

Mancuso et al. [77]

Mancuso et al. [77] testovali zhuťněný rozložený Metramský granit ($I_p = 14\%$) [77]. Popsali, že je elastický práh G_0 při sáních vyšších než 200 kPa závislý na úrovni redukovaného napětí. Dále popsali závislost G_0 na kapilárním sání při sáních v rozmezí 0 – 200 kPa. Autoři pozorovali trend ve tvaru písmene S u vztahu mezi tuhostí a kapilárním sáním (Obr. 17) a popsali tři zóny na této křivce.

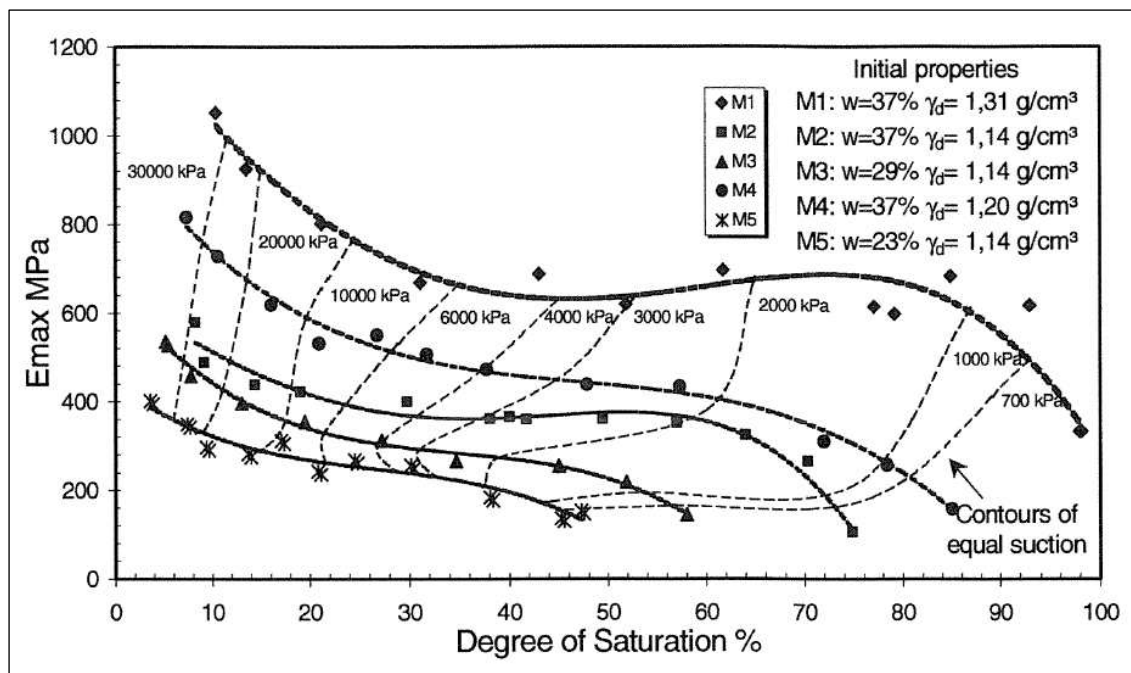


Obr. 17: Interpretace výsledků ze zkoušek v přístroji „resonant column“ provedených na zhuťněných vzorcích při středním redukovaném napětí 400 kPa a při: a) optimální vlhkosti, b) vyšší vlhkosti než optimální [77].

V první zóně je kapilární sání regulováno volně obsaženou vodou, zatímco v druhé zóně se chování zeminy postupně mění z režimu ovládaného volně obsaženou vodou na režim ovládaný vodou v meniscích. V poslední zóně je chování zeminy řízeno vodou v meniscích. Autoři dále uvádějí, že různé způsoby hutnění vedly k odlišným strukturám vzorků, tj. v důsledku k odlišným tuhostem vzorků.

Mendoza a Colmenares [89]

Mendoza a Colmenares [89] zkoušeli nenasycený komerčně používaný kaolin ($I_p=35\%$). Celkem připravili pět vzorků metodou statické kompakce. Autoři vzorky postupně vysoušeli z počátečního kapilárního sání až do zcela vysušeného stavu (tj. ze stovek do desetitisíců kPa sání). Při každém rovnovážném stavu byla měřena rychlost podélné a smykové vlny. Autoři použili ultrazvukový přenos impulzů a bender elementy pro stanovení smykového a Youngova modulu. Popsali výrazný nárůst tuhosti se zvyšujícím se sáním a definovali tři stupně nárůstu tuhosti. V počáteční fázi se tuhost zvyšuje díky změně objemu zeminy, následně se tuhost lehce zvyšuje s rostoucím kapilárním sáním. V poslední fázi dochází k ostrému zvýšení tuhosti v reziduálních podmínkách (Obr. 18).

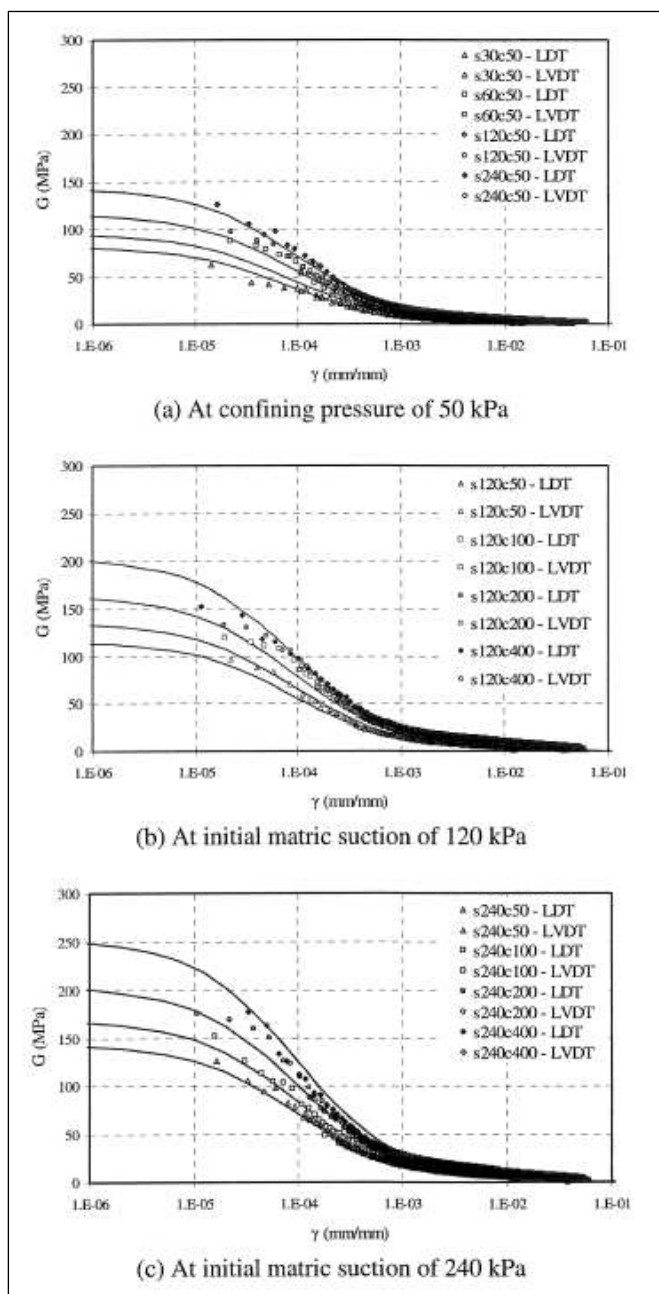


Obr. 18: Nárůst tuhosti s klesajícím stupněm nasycení a vliv vlhkosti při zhutnění na vztah Youngův modul vs. kapilární sání [89].

Autoři také popsali, že při daném kapilárním sání je tuhost závislá na počátečním stupni nasycení. Konkrétně, s vyšším počátečním S_r se zvyšuje tuhost v oboru velmi malých přetvoření.

Leong et al. [74]

Leong et al. [74] zkoušeli hrubozrnnou residuální zeminu, jílovitý písek, a měřili tuhost pomocí bender elementů a ponorných snímačů LVDT. Pozorovali, že zvýšení komorového tlaku, stejně jako kapilárního sání, vedlo ke zvýšení maximálního smykového modulu G_{max} . Také publikovali křivky poklesu tuhosti, viz Obr. 19.



Obr. 19: Vliv počáteční hodnoty kapilárního sání a redukovaného napětí na křivky poklesu tuhosti [74].

Nicméně, autoři zkoušeli vzorky pouze při 3 počátečních kapilárních sáních a následně po čtyřstupňovém zvýšení komorového tlaku (zvýšení redukovaného napětí). Na vzorcích tedy nebyla studována historie napětí. Autoři také popsali vztah tuhosti a deformace pomocí zobecněné „best-fit“ funkce navržené Bordenem et al. [16] a původně formulované Hardinem a Drnevichem [50]:

$$\frac{G}{G_{max}} = \frac{1}{(1 + a(\gamma)^b)^c} \quad (7),$$

kde γ je smykové přetvoření a a , b , c jsou konstanty.

Vasallo et al. [140], [141]

Rozsáhlou studii o maximálním smykovém modulu publikovali Vasallo et al. [140],[141]. Zkoušeli zhutněný Po silt ($I_p = 17,9 \%$) a studovali vliv různé úrovně redukovaného napětí, kapilárního sání a historie napětí na maximální smykový modul pomocí různých drah napětí. Autoři vyvinuli elastoplastický model, pomocí kterého interpretovali vlastní laboratorní výsledky.

Pineda-Jaimes a Colmenares [105]

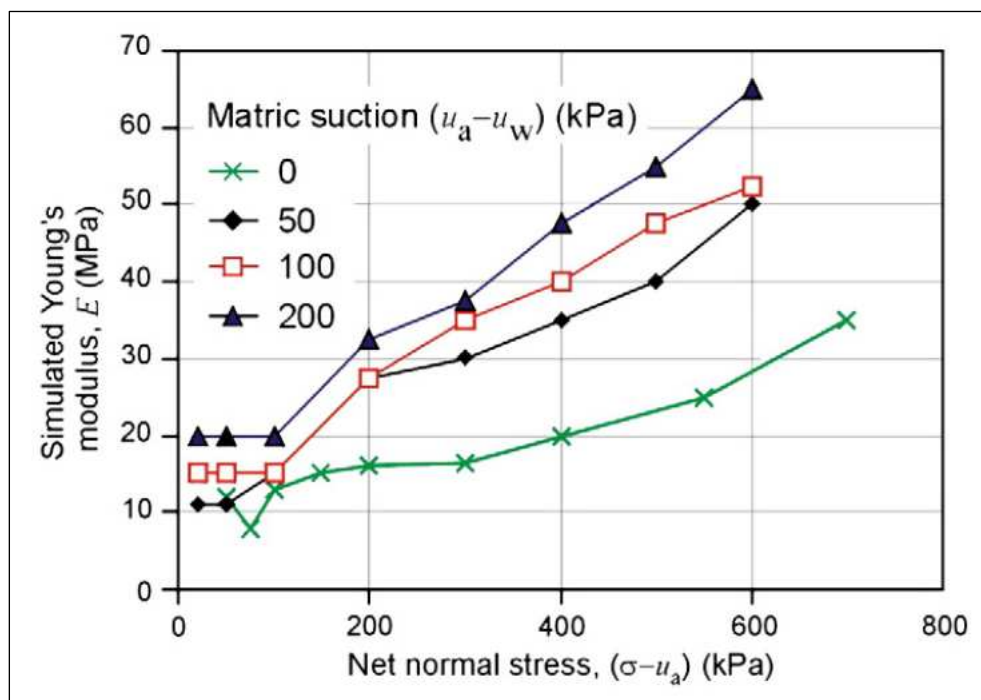
Pineda-Jaimes a Colmenares [105] testovali vzorky zvětralého granodioritu. Měřili tuhost zemin pomocí bender elementů a zjistili, že tuhost narůstá během vysoušení (tj. při zvyšování sání) a velikost pórů má na tuhost také vliv. Dále autoři prezentují, že intenzita zvětrání má spojitost s vlivem kapilárního sání na tuhost. Tento závěr je však dle autorů třeba podrobněji prozkoumat.

Biglari et al. [8], [9], [10]

V pracích od Biglariho et al. [8],[9],[10] byl použit komerčně dostupný Zenozský kaolin, což je prachovitá zemina s nízkou plasticitou ($I_p = 12 \%$). V rámci první studie [8] byla zemina testována v cyklickém triaxiálním přístroji při třech úrovních kapilárního sání (0, 150, 300 kPa). Během zatěžovacích cyklů byl z vrcholových deviátorových napětí a axiálních přetvoření stanoven Youngův modul tuhosti při malých přetvořeních. Dále bylo z radiálních a axiálních přetvoření stanoveno Poissonovo číslo. Smykové moduly byly spočítány, ale vlastní smykový modul v oboru velmi malých přetvoření nebyl změřen. Autoři však použili pouze tři hodnoty smykového přetvoření pro určení G . Taková data nejsou vhodná pro kalibraci nelineárního modelu pro nenasycené zeminy. V rámci druhé studie [10] byl maximální smykový modul G_0 Zenozského kaolinu měřen v přístroji „resonant column“ s možností kontrolovat sání. Data, změřená v rámci této studie, byla následně využita pro vývoj elastoplastického numerického modelu, který byl publikován v rámci třetí studie od těchto autorů [9].

Rahardjo et al. [107]

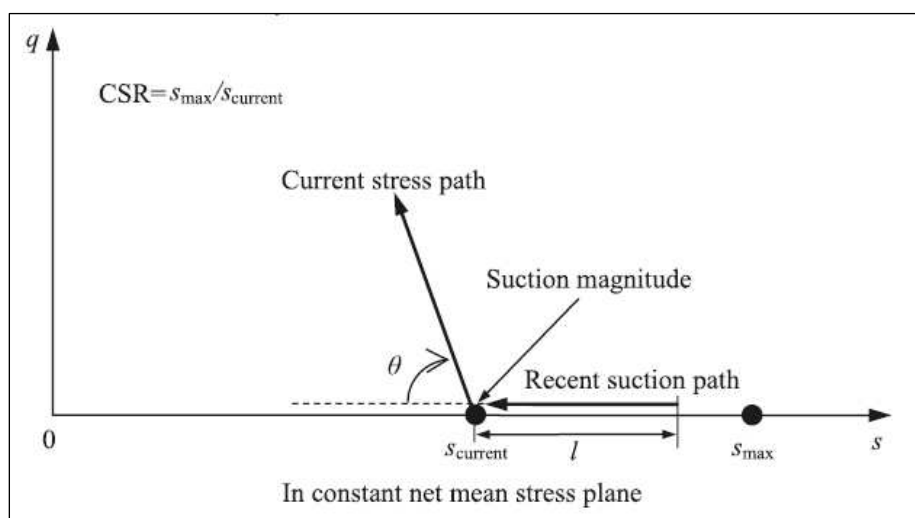
Rahardjo et al. [107] provedli numerickou analýzu výsledků zkoušek ve smykovém přístroji. Zkoušky byly provedeny jak na nasycených, tak na nenasycených vzorcích zhutněné residuální zeminy. Autoři publikovali pouze simulaci Youngova modulu. Experimentální data, popisující závislost tuhosti zeminy na kapilárním sání a redukovaném napětí, nebyla publikována. Hodnoty simulovaného Youngova modulu byly měněny tak, aby co nejlépe odpovídaly hodnotám naměřeným laboratorními zkouškami.



Obr. 20: Simulovaný Yongův modul vs. redukované napětí při různých kapilárních sáních [107].

Ng a Xu [97]

Ng a Xu [97] pro svůj laboratorní výzkum použili zcela rozložený tuf (completely decomposed tuff = CDT), což je zaříděním písčité hlína. Maximální smykový modul v oboru velmi malých přetvoření byl měřen pomocí bender elementů. Pro stanovení tuhosti v oboru malých přetvoření byly použity snímače na principu Hallova jevu. Laboratorní výzkum byl proveden v triaxiálním přístroji pomocí smykových zkoušek s konstantním středním redukovaným napětím. Autoři se zaměřili na studium vlivu hodnoty kapilárního sání, překonsolidace kapilárním sání (current suction ratio = CSR) a nedávné historie kapilárního sání (recent suction history), viz Obr. 21, jak na maximální smykový modul, tak na modul v oboru malých přetvoření.

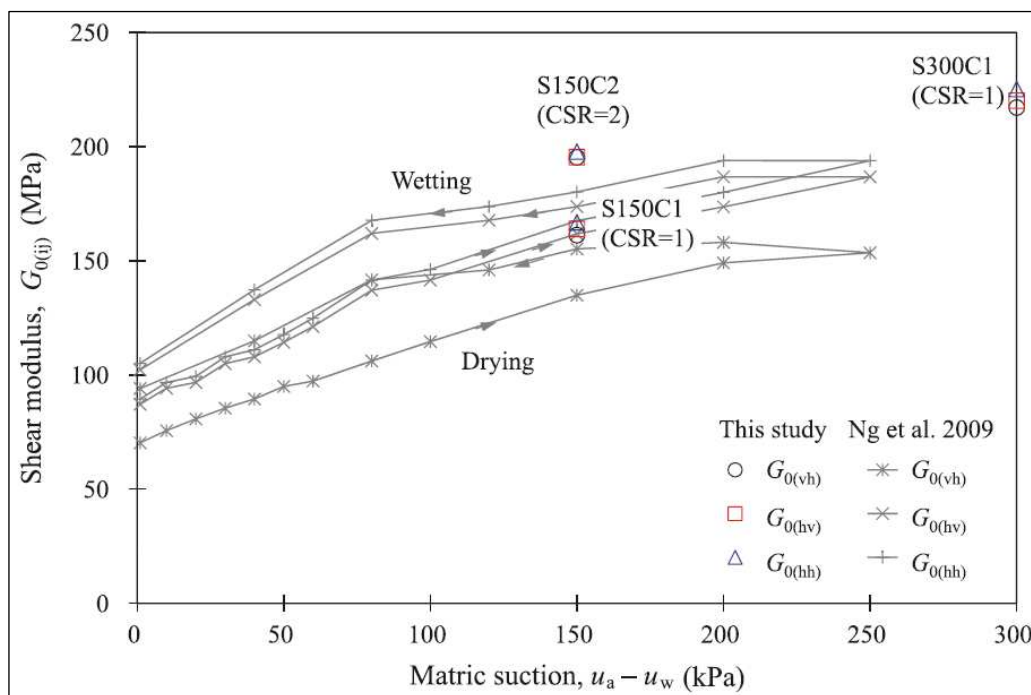


Obr. 21: Znázornění CSR a nedávné historie sání [97].

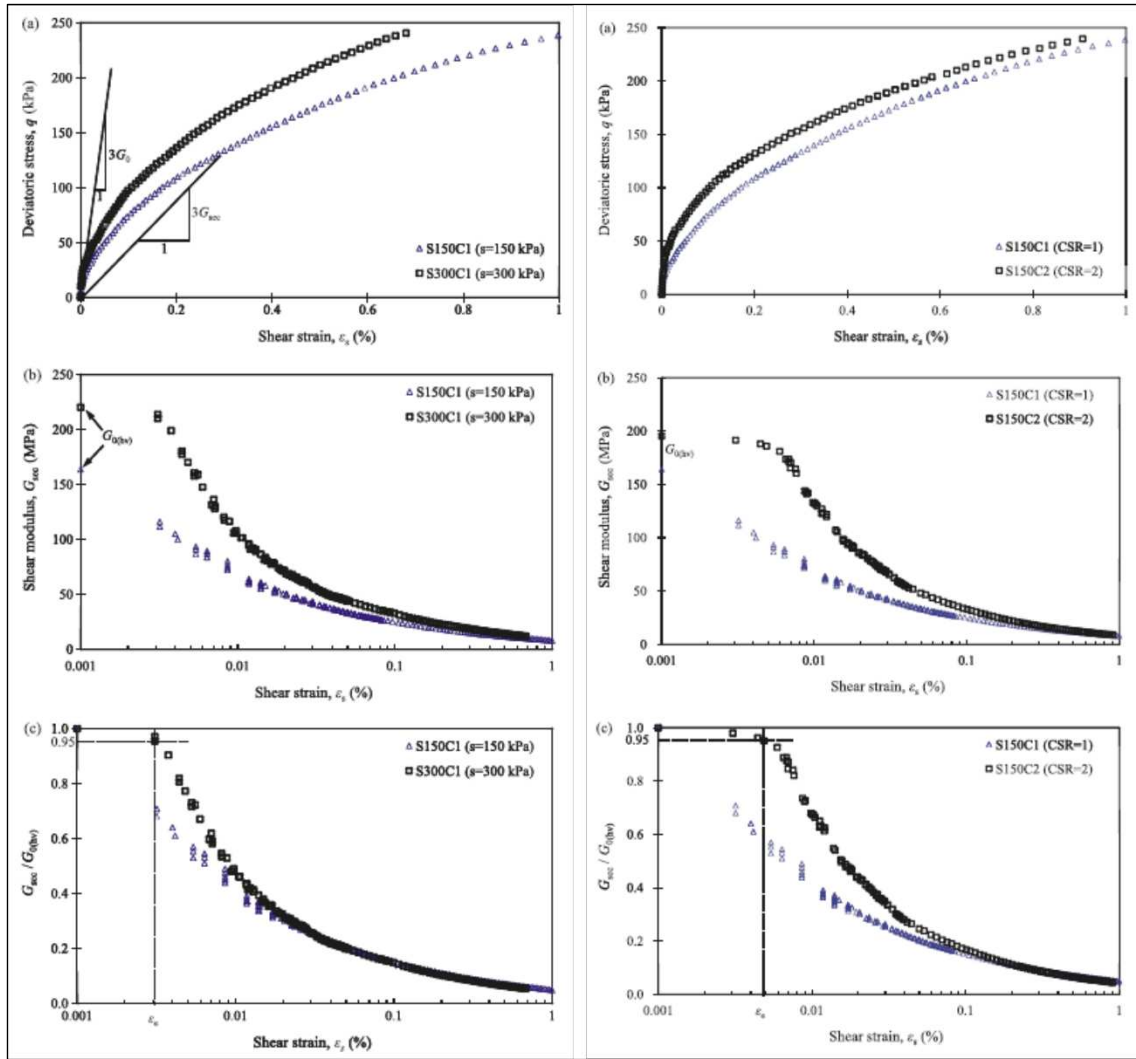
Ve své práci popsali významný nárůst tuhosti při zvýšení úrovně kapilárního sání jak v oboru velmi malých, tak v oboru malých přetvoření. Maximální smykový modul měřili ve vertikálním, ale i v horizontálním směru, a to pomocí vertikálně i horizontálně polarizovaných smykových vln. Z výsledků těchto měření je patrné, že všechny tři změřené hodnoty G_0 jsou si velmi blízké a ukazují podobný trend. S nárůstem sání se zvyšuje tuhost, stejně jako práh elastické pružnosti a rychlost poklesu tuhosti s rostoucím přetvořením.

Autoři této publikace dále studovali vliv nedávné historie sání na křivku poklesu tuhosti – viz Obr. 24 a Obr. 25. Vliv nedávné historie sání na maximální smykový modul G_0 je podle autorů nevýznamný a vliv směru aktuální dráhy sání na křivku poklesu tuhosti je při velikosti dráhy $l = 30 \text{ kPa}$ nezřetelný – viz Obr. 24. Ng a Xu [97] dále studovali vliv θ (viz Obr. 21) na křivku poklesu tuhosti. Zjistili, že při $\theta = 90^\circ$ je vliv velikosti aktuální dráhy sání l zanedbatelný, zatímco při $\theta = -90^\circ$ je vliv l významný – viz Obr. 25. Autoři tento jev připisují změnám v čísle pórovitosti, stupni nasycení a vlhkosti.

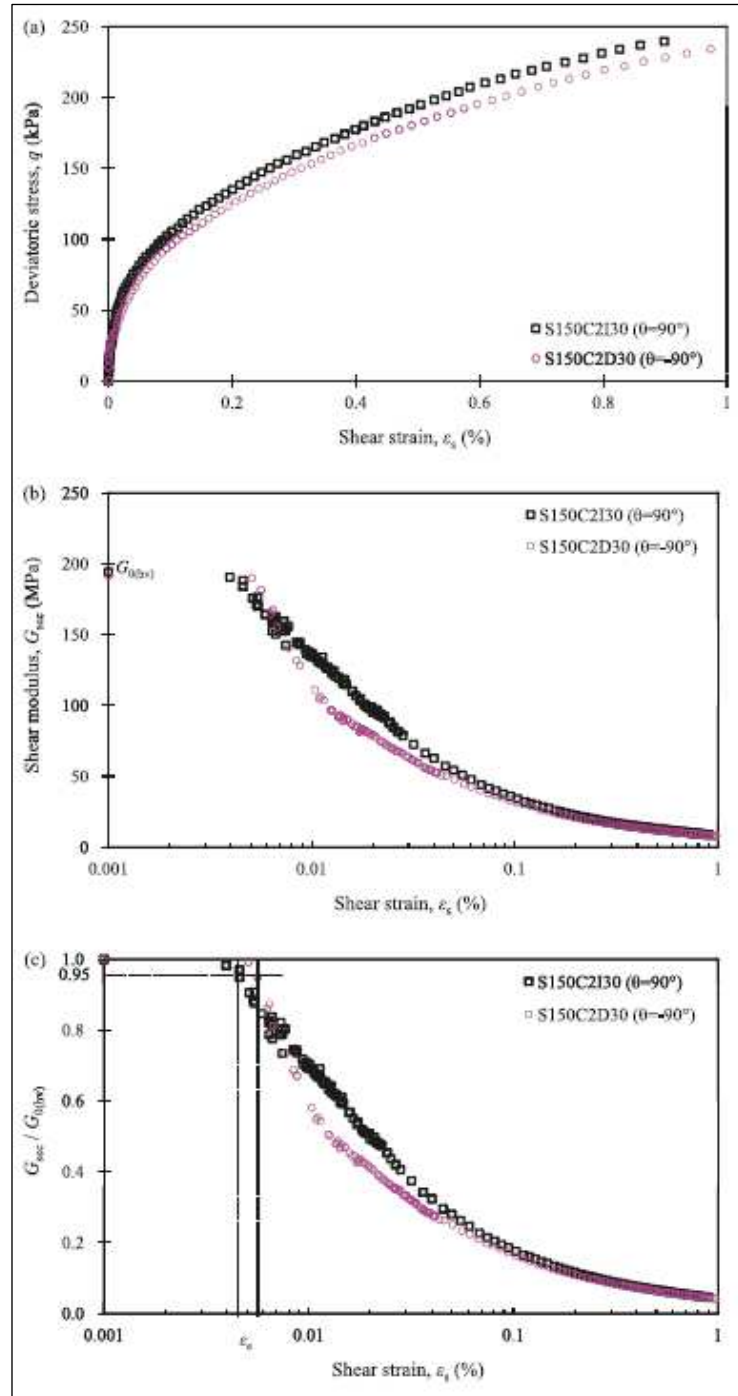
Na základě výsledků měření autoři publikace uvádějí, že vliv hodnoty sání na křivku poklesu tuhosti je zanedbatelný při smykových přetvořeních větších než 0,02 %. V případě překonsolidace sáním, je pak vliv parametru CSR na křivky poklesu tuhosti zanedbatelný při smykových přetvořeních větších než 0,2 %.



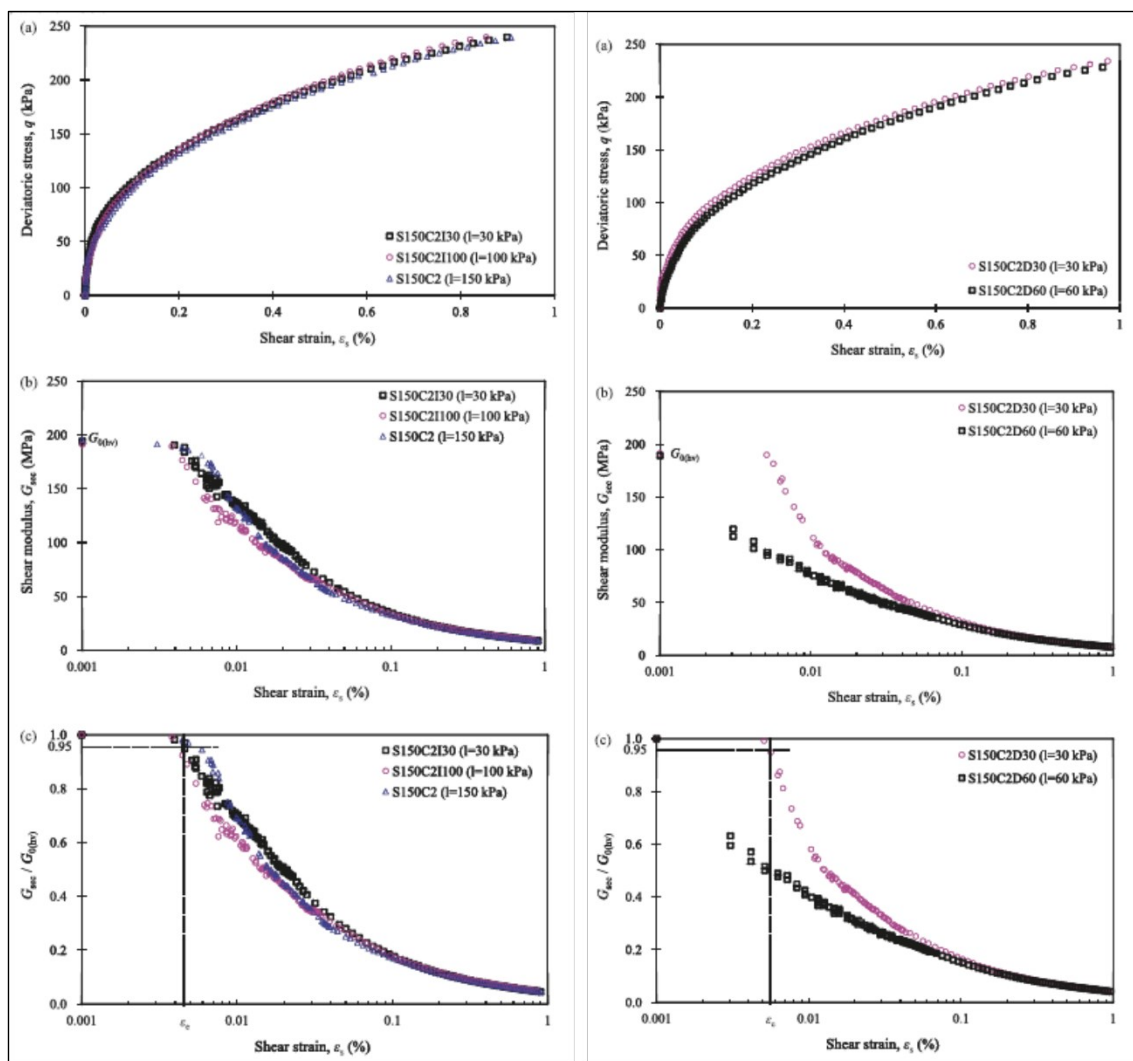
Obr. 22: Výsledky studie Nga a Xua [97]: maximální smykový modul vs. kapilární sání.



Obr. 23: Výsledky studie Nga a Xua [97]: vlevo – vliv sání, vpravo – vliv CSR.



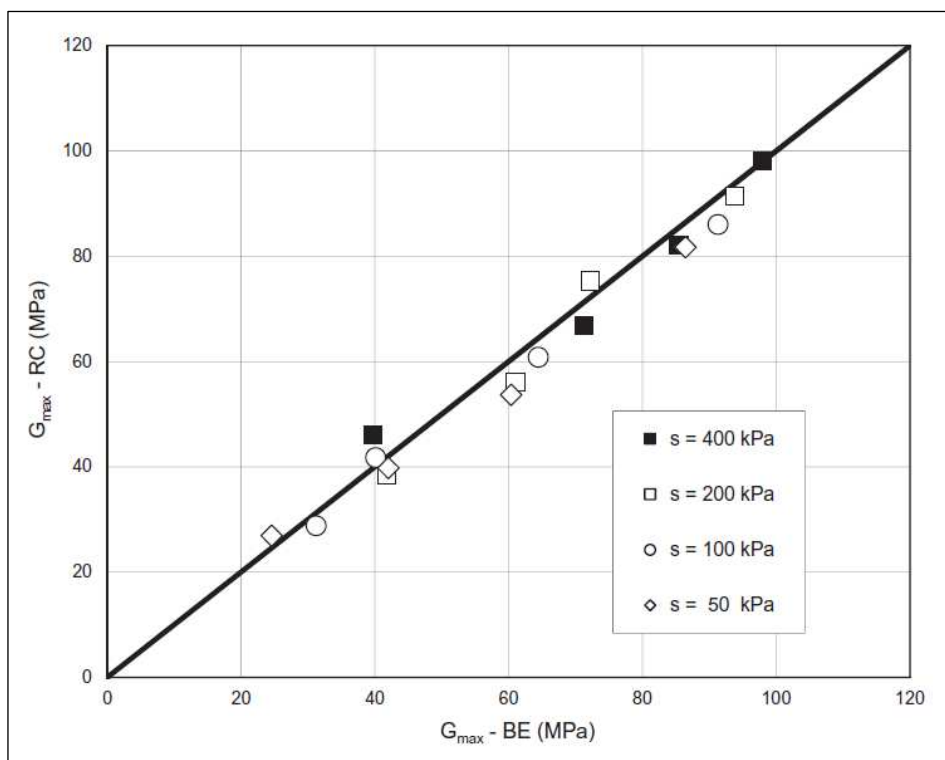
Obr. 24: Výsledky studie Nga a Xua [97]: vliv směru nedávné dráhy sání.



Obr. 25: Výsledky studie Nga a Xua [97]: vlevo – vliv velikosti nedávné dráhy sání při $\theta=90^\circ$, vpravo – vliv velikosti nedávné dráhy sání při $\theta=-90^\circ$.

Hoyos et al. [57]

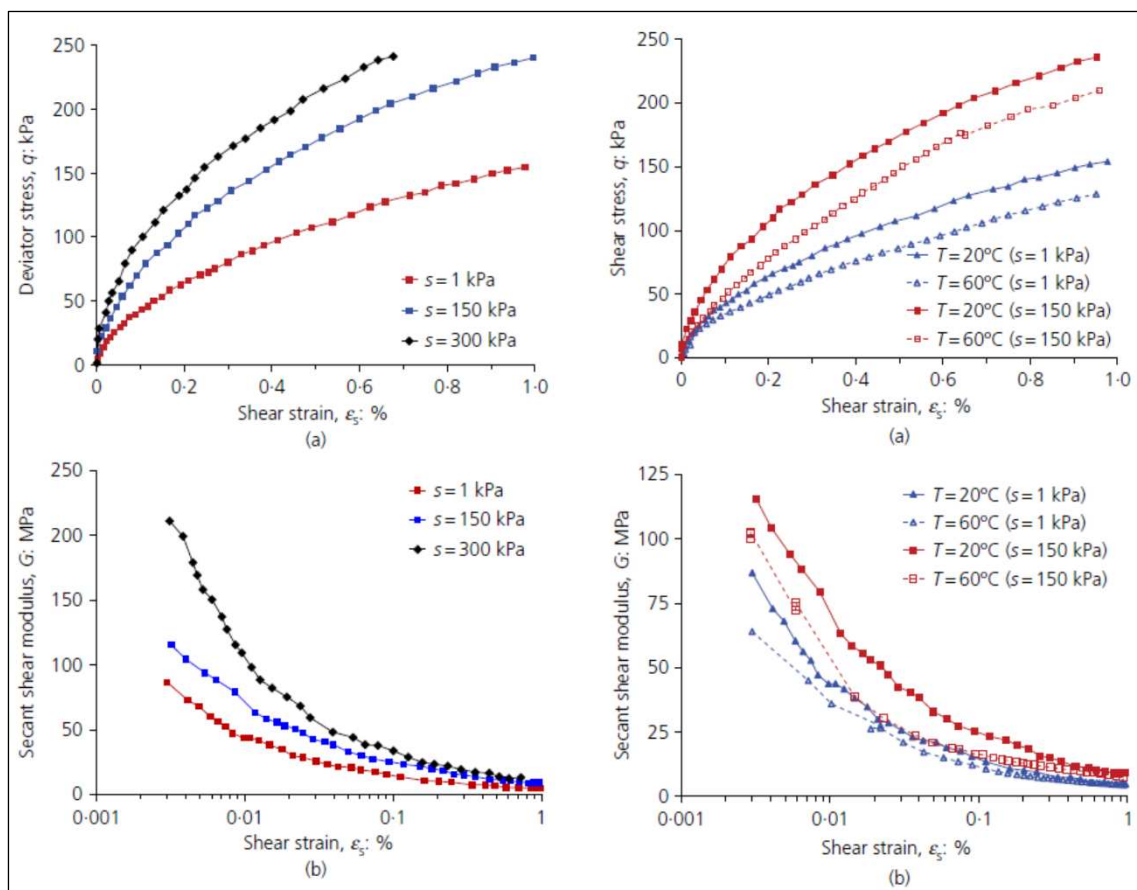
Hoyos et al. [57] zkoušeli hlinitý písek v přístroji „resonant column“. Přístroj vylepšili o nezávislý pár bender elementů, aby porovnali obě techniky stanovení maximálního smykového modulu G_0 . Autoři v rámci svých měření pozorovali závislost G_0 jak na úrovni redukovaného napětí, tak na kapilárním sání. Porovnání výsledků obou technik měření G_0 je uvedeno na Obr. 26. Z výsledků je zřejmé, že hodnoty maximálního smykového modulu z obou typů měření jsou srovnatelné.



Obr. 26: Porovnání hodnot G_{max} stanovených v přístroji „resonant column“ (osa y) a bender elementy (osa x) [57].

Zhou et al. [155]

V laboratorním výzkumu Zhoua et al. [155] byl použit triaxiální přístroj pro nenasyčené zeminy, který byl rozšířen o možnost ovládat teplotu. Lokální deformace byly měřeny pomocí snímačů na principu Hallova jevu a byly stanoveny poklesové křivky smykového modulu. Testy byly provedeny při teplotě 20 °C a 60 °C a kapilárních sáních 1, 150 a 300 kPa. Každý test sestával ze čtyř částí – izotropní stlačení, vyrovnání sání v celém vzorku, vyrovnání teploty v celém vzorku a smyk. Autoři pozorovali zvýšení tuhosti s rostoucím sáním, ale také snížení tuhosti s rostoucí teplotou. Vliv teploty na pokles tuhosti je podle nich způsoben snížením povrchového napětí vzduch-voda a následným snížením efektivního napětí.



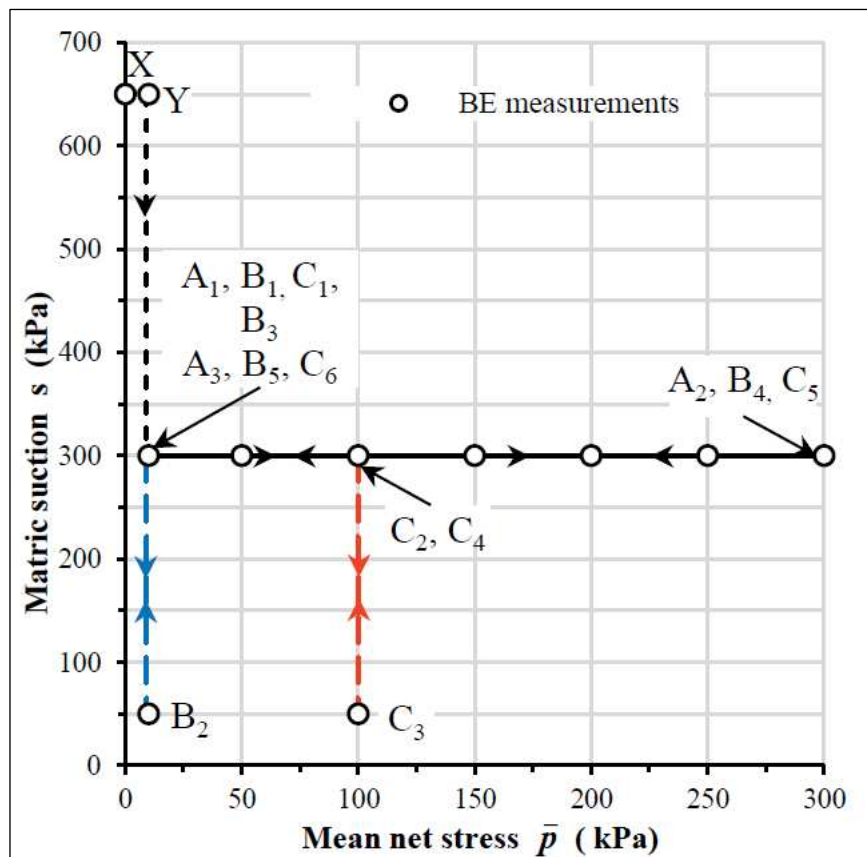
Obr. 27: Vliv sání a teploty na tuhost nenasycené zeminy [155]; vlevo – vliv sání, vpravo – vliv teploty.

Hasan a Wheeler [51]

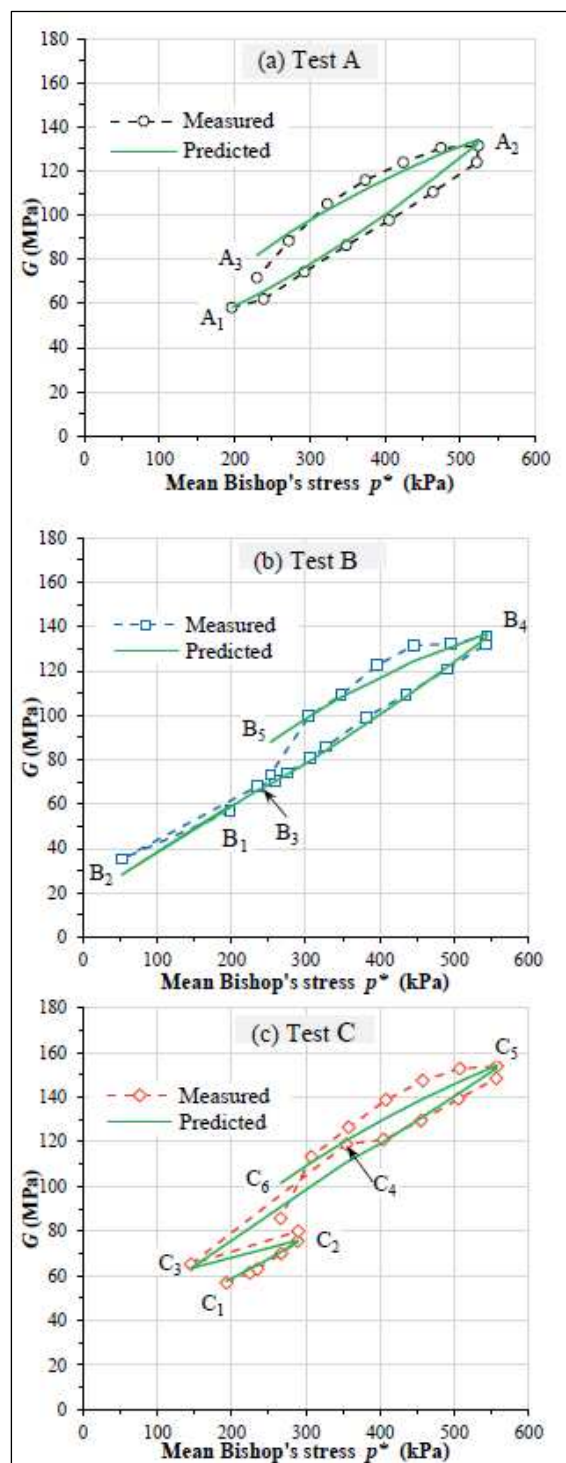
Předmětem studie od Hasana a Wheelera [51] byl zhutněný kaolin ($w_L = 68\%$, $w_p = 36\%$). Autoři měřili G_0 v horizontální rovině pomocí bender elementů, a to jak při vertikální, tak horizontální polarizaci. Hodnotu smykového modulu vztáhli ke střednímu Bishopovu napětí (Obr. 29) a pro tento vztah navrhli následující rovnici:

$$G = C v^{-m} \left(\frac{p^*}{p_a} \right)^{0,5} \quad (8),$$

kde C and m jsou parametry zeminy, p^* je střední Bishopovo napětí a p_a je atmosférický tlak.



Obr. 28: Studie Hasana a Wheelera [51] – dráhy napětí.



Obr. 29: Studie Hasana a Wheelera [51] - výsledky.

Han a Vanapalli [49]

Han a Vanapalli [49] publikovali obsáhlý výzkum, ve kterém využili dříve publikovaná data od různých autorů. Celkem využili data o 25 zeminách (od hrubozrnných písků až po expanzní jíly). Cílem výzkumu bylo definovat jednu normalizovanou funkci, na základě které by bylo možné predikovat pevnostní a tuhostní charakteristiky dané zeminy. Normalizovaná funkce pro popis pevnosti a tuhosti nenasycených zemin je následující:

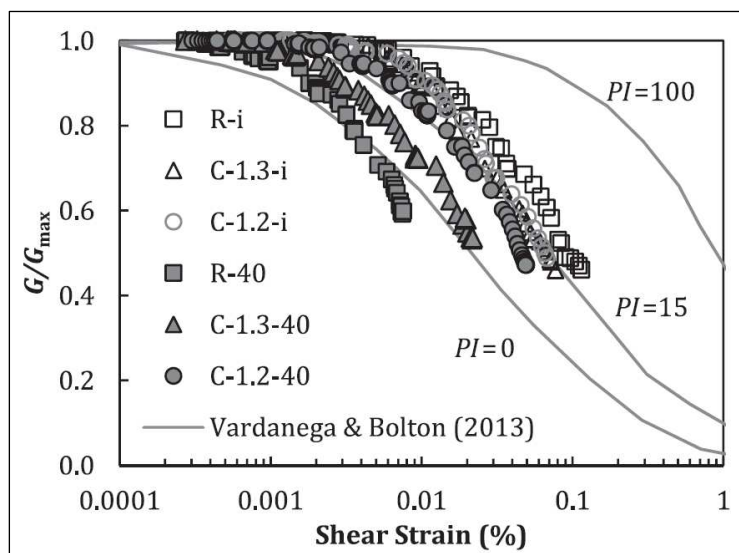
	$\frac{\Omega - \Omega_{sat}}{\Omega_{ref} - \Omega_{sat}} = \frac{s}{s_{ref}} \left(\frac{S_r}{S_{r,ref}} \right)^\xi$	(9),
--	--	------

kde Ω je tuhost nebo smyková pevnost nenasyčené zeminy, Ω_{sat} reprezentuje tuhost nebo pevnost v nasyceném stavu, Ω_{ref} je tuhost nebo pevnost při referenční hodnotě sání, s je kapilární sání, s_{ref} je referenční sání, S_r je stupeň nasycení a $S_{r,ref}$ je stupeň nasycení při referenční hodnotě sání. ξ je parametr, který je pro nesoudržné zeminy roven 1, zatímco pro zeminy soudržné je roven 2. Uvedená funkce je platná pouze pro obor nízkého sání, tzn. pro kapilární a přechodovou zónu retenční křivky – viz. Kapitola 4.5. Podle autorů je to dáno tím, že v reziduální zóně se soudržné zeminy chovají výrazně jinak než zeminy nesoudržné. Mechanické vlastnosti zeminy jsou kromě sání ovlivňovány také fyzikálně-chemickými silami působícími mezi částicemi jako např. van der Waalsovy síly a cementační vazby. Tyto síly jsou u každé zeminy odlišné a v oboru nízkých sání je jejich vliv na mechanické chování zeminy výrazně nižší. Při vysokých sáních jejich vliv však narůstá a liší se dle typu zeminy. Podle autorů by bylo velmi obtížné jasně určit hraniční hodnotu sání, od které začíná převládat vliv mezičásticových sil.

Uvedený postup predikce tuhosti či pevnosti nenasyčené zeminy je možné použít, pokud byla provedena měření tuhosti nebo pevnosti zeminy v nasycených podmínkách a v jednom nenasyčeném stavu. Dále musí být stanovena retenční křivka. Výše uvedená formulace je navržena s ohledem na vnější faktory, které ovlivňují tuhost, respektive pevnost jako je externí napětí, struktura zeminy, anizotropie, hystereze hydraulického chování a technika zkoušek.

Ng et al. [99]

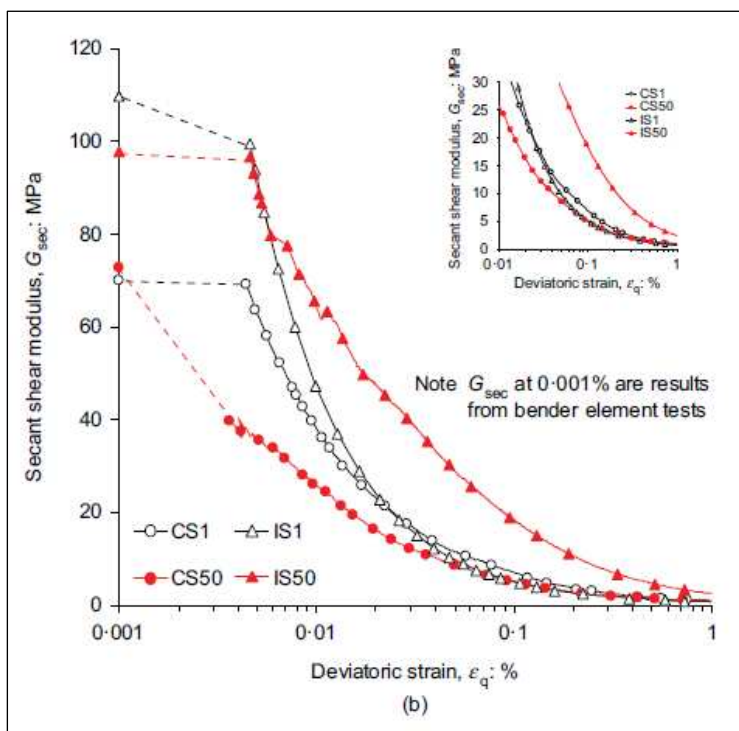
Ng et al. [99] porovnávali vliv různých technik přípravy vzorků na maximální smykový modul. Výzkum byl proveden na sprašové hlíně v přístroji „resonant column“. Byly zkoušeny neporušené, rekonstituované a zhutněné vzorky, které byly vysušeny z počáteční hodnoty až na 40 MPa kapilárního sání. Autoři zjistili, že způsob přípravy vzorku má v počáteční fázi zanedbatelný vliv na normalizovaný smykový modul (G/G_{max}). Vliv způsobu přípravy vzorku zeminy však narůstá při zvyšujícím se sání (především v reziduální zóně retenční křivky). Při vysoušení (daném zvyšujícím se sáním) dochází ke zvyšování počátečního smykového modulu, a navíc se zmenšuje oblast pružné deformace (tzv. elastický práh). Autoři provedli skenování vzorků v elektronovém mikroskopu a zjistili, že během vysoušení zeminy se vytvářejí shluky (agregáty) jílových a prachových částic. Dochází ke zpevnění zeminy, nárůstu tuhosti a zemina se v podstatě chová jako zrnitý materiál (písek, šterk). Stejné chování pozorovali např. Merchán et al. [90]. Tento jev má za následek, že se křivky poklesu tuhosti posunou do oblasti nižších přetvoření – viz Obr. 30.



Obr. 30: Posun křivek tuhosti do nižších přetvoření vlivem kapilárního sání [99]: „R“ = rekonstituovaný, „C“ = zhutněný; „i“ = počáteční stav; „1.2“ a „1.3“ jsou suché objemové hmotnosti; „40“ je cílové sání po vysušení (MPa).

Ng et al. [100]

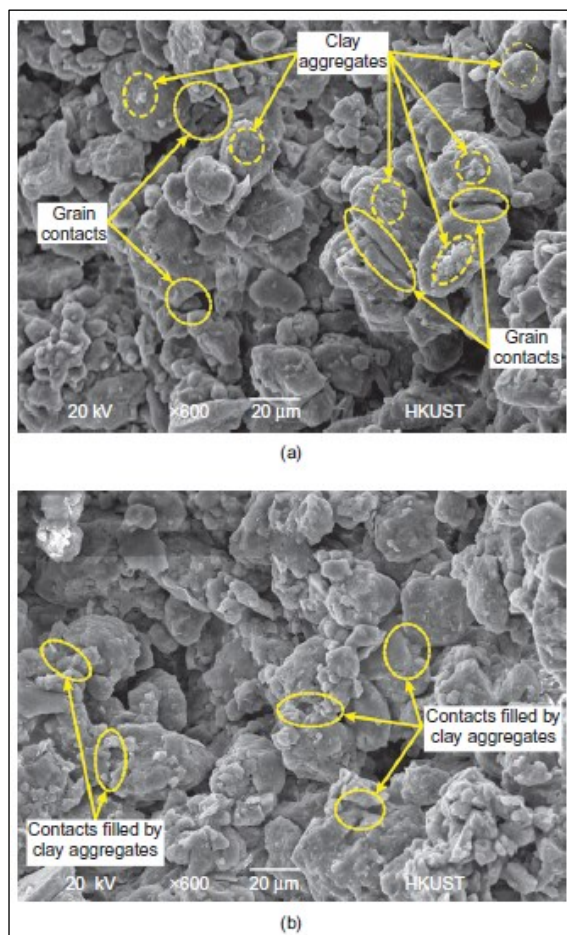
Ng et al. [100] studovali vliv struktury zeminy na smykový modul při daném sání. Pro laboratorní měření použili neporušené a zhutněné vzorky spraše. Provedli triaxiální zkoušky s měřením velmi malých a malých přetvoření. Po osazení vzorku do triaxiální komory bylo zvýšeno redukované napětí na úroveň 50 kPa. Poté bylo do vzorku aplikováno sání o hodnotě 1 kPa nebo 50 kPa. Obě hodnoty sání byly aplikovány jak na neporušené, tak na zhutněné vzorky. Vzorky byly následně smykány a byly stanoveny maximální tuhosti a křivky poklesu tuhosti s rostoucím přetvořením (Obr. 31).



Obr. 31: Sečný smykový modul pro neporušené a hutněné vzorky při různých sáních: „CS“ - zhutněný vzorek, „IS“ - neporušený vzorek; sání 1 kPa a 50 kPa [100].

2 TUHOST ZEMIN

Pro pochopení chování zemin s různými mikrostrukturami provedli autoři snímkování elektronovým mikroskopem. Výsledkem měření bylo, že při daném kapilárním sání byla tuhost neporušeného vzorku vyšší než tuhost zhuťného vzorku. Autoři toto chování přisuzují shlukování jílovitých částic a vytváření jílovitých agregátů ve zhuťném vzorku, viz Obr. 32, zatímco u neporušeného vzorku se jílovité částice navazují blízko ke kontaktům siltovitých částic a vytvářejí tak pevnější strukturu.



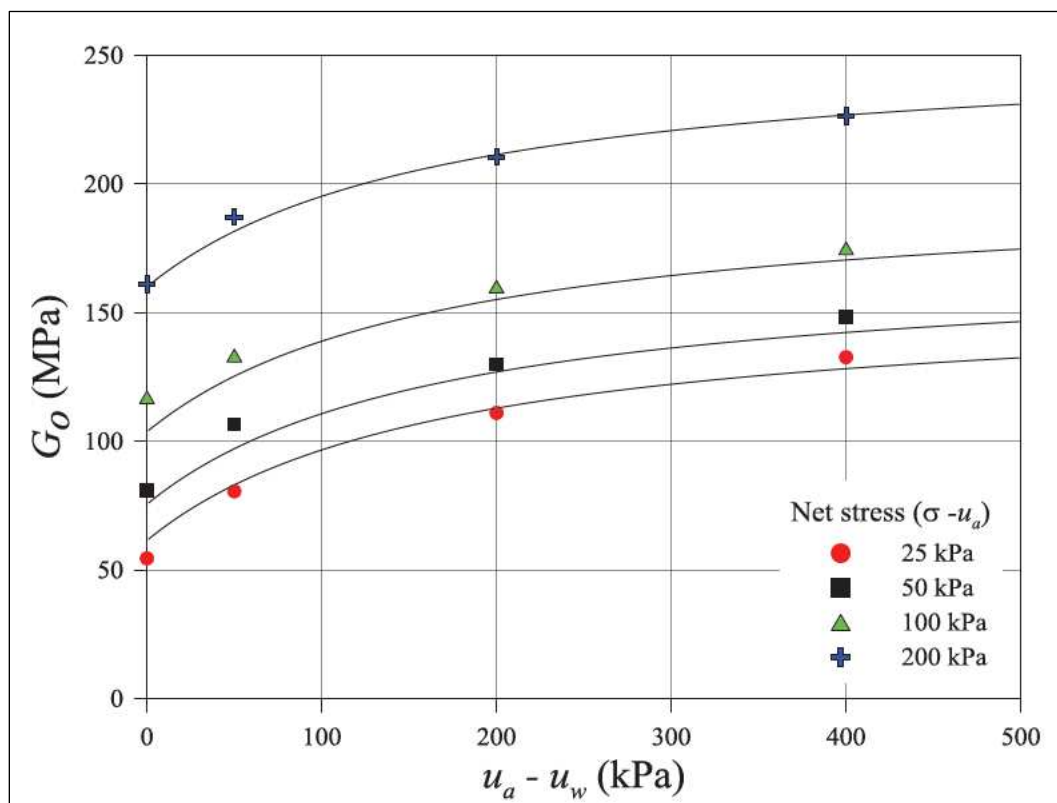
Obr. 32: Rozdílné rozložení jílovitých částic: a) zhuťný vzorek, b) neporušený vzorek [100].

Fernandes et al. [38]

Autoři této publikace [38] studovali pevnost a tuhost neporušených vzorků jílovitých písků (zvětralých pískovců) z Brazílie. Laboratorní zkoušky provedli v triaxiálním přístroji s osazenými bender elementy. Pozorovali, že redukované napětí a sání zvyšují tuhost nenasycené zeminy. Pro popis laboratorních výsledků, tj. závislosti tuhosti na redukovaném napětí a sání, autoři použili hyperbolickou funkci:

	$G_0 = G_{0,sat} + d(\sigma - u_a) + \frac{(u_a - u_w)}{m + n(u_a - u_w)}$	(10),
--	--	-------

kde $G_{0,sat}$ je maximální smykový modul nasycené zeminy, d , m a n jsou empirické parametry, $(\sigma - u_a)$ je redukované napětí (MPa) a $(u_a - u_w)$ je sání (kPa). Výsledná měření jsou uvedena na Obr. 33.



Obr. 33: Vliv redukovaného napětí a kapilárního sání na tuhost neporušeného vzorku jílovitého písku z hloubky 3 m (zvětralý pískovec v tropickém klimatu) [38].

Kaewsong et al. [64]

V této publikaci [64] je prezentován nový konstituční model, který simuluje vliv úrovně sání, nedávné historie sání a překonsolidace sáním na chování zeminy v oboru malých přetvoření. Pro ověření funkčnosti modelu byla použita laboratorní data z publikace od Nga a Xua [97].

Shire a Standing [121]

Shire a Standing [121] pro svůj výzkum použili rekonstituované vzorky jílovité hlíny. Studovali pevnost a tuhost 3 nasycených a 3 nenasyčených vzorků v triaxiálním přístroji s osazenými lokálními snímači deformace. Nenasyčené zkoušky byly provedeny při konstantní vlhkosti a s pórovým tlakem vzduchu odpovídajícím atmosférickému tlaku, tj. $s = -u_w$. Pro vyhodnocení svých měření autoři použili koncept efektivního napětí, a to jak pro nasycené, tak pro nenasyčené zkoušky. Tuhost je prezentována ve formě sečného Youngova modulu. Maximální smyková tuhost nebyla stanovena.

Shrnutí řešerše problematiky tuhosti nenasyčených zemin

Výše uvedený stručný souhrn shrnuje hlavní publikované práce týkající se tuhosti nenasyčených zemin v oborech velmi malých a malých přetvoření. Počáteční (maximální) tuhost byla rozsáhle studována mnoha autory. Pokles tuhosti s rostoucím přetvořením však v případě nenasyčených zemin stále stojí spíše na okraji zájmu odborné veřejnosti. V podstatě jediná (podle autorovy nejlepší znalosti) komplexní data o maximální tuhosti a jejím následném poklesu s rostoucím přetvořením byla publikována v práci od Nga a Xua [97] a související disertační práci od Xua [152]. Jejich práce je

2 TUHOST ZEMIN

rozsáhlou laboratorní studií vlivu kapilárního sání a redukovaného napětí na maximální smykový modul a křivku poklesu tuhosti s rostoucím přetvoření. Tato laboratorní data byla využita již také při vývoji a zhodnocení hypoplastického modelu od Wonga a Mašina [149]. Tento pokročilý numerický model byl použit pro modelovou interpretaci laboratorních měření v rámci této disertační práce – viz Kapitola 10.

3 SÁNÍ V ZEMINĚ

3.1 Totální sání

Totální (celkové) sání je součtem kapilárního a osmotického sání. Jedná se o množství vody, která unikla ze zeminy ve formě vodní páry. Jinými slovy, jedná se o napětí potřebné k uvolnění molekuly vody z kapalně fáze půdní struktury (matrice) do fáze plynné, neboli schopnost zeminy odolat ztrátě vody změnou skupenství z kapalného na plynné [109]. Matematicky lze vyjádřit následující rovnicí [41]:

$$\psi = (u_a - u_w) + \pi \quad (11),$$

kde $u_a - u_w$ je kapilární sání (značí se s) a π je osmotické sání.

Podle Fredlunda et al. [41] není osmotické sání příliš citlivé na mírné změny obsahu vody v zemině. V důsledku toho je celkové sání reprezentativní pro změnu kapilárního sání v zemině. V geotechnické praxi lze proto někdy použít měření totálního sání pro určení změn sání kapilárního. Totální sání je možné stanovit různými metodami, např. pomocí filtračního papíru, psychrometrem nebo snímačem relativní vlhkosti. U všech metod však platí, že totální sání se stanoví nepřímým změřením jiné veličiny (např. relativní vlhkosti).

3.2 Kapilární sání

Kapilární sání je ovlivňováno vnějšími vlivy (klimatickými podmínkami). Většina geotechnických problémů je v praxi způsobena právě změnou kapilárního sání. Jedná se o velmi důležitý parametr nenasycených zemin, které jsou v praxi běžné např. na svazích hor, v zásypu inženýrských konstrukcí, násypech apod. Typickým příkladem důležitosti kapilárního sání je jeho pokles vlivem dlouhodobých srážek a následné narušení stability svahu.

Kapilární sání se značí písmenem s a jedná se o rozdíl mezi pórovým tlakem vzduchu a pórovým tlakem vody:

	$s = u_a - u_w$	(12),
--	-----------------	-------

kde u_a je pórový tlak vzduchu a u_w je pórový tlak vody.

3 SÁNÍ V ZEMINĚ

Ridley ve své disertační práci z roku 1993 [109] vyjádřil kapilární sání jako napětí, které působí v kapalně fázi půdní struktury, neboli schopnost zeminy odolávat úbytku vody, aniž by se změnil její stav.

V běžných geotechnických podmínkách je kapilární sání shodné s totálním sáním, a to za předpokladu, že do zeminy nejsou dodatečně přidány žádné soli [41].

3.3 Osmotické sání

Osmotické sání je dáno obsahem solí v pórové vodě. Osmotické sání je tedy relevantní pro zeminy nenasycené i nasycené [41]. Pokud se změní obsah solí v pórové vodě, může dojít ke změně objemu zeminy, a tím i ke změně mechanického chování zeminy (např. její pevnosti).

Osmotické sání lze definovat jako podtlak, kterému musí být vystaven zásobník čisté vody, aby byl přes polopropustnou membránu v rovnováze se zásobníkem obsahujícím roztok identického složení jako půdní voda [109]. Jednodušeji lze říct, že osmotické sání ovlivňuje pohyb vody z oblasti s nižším obsahem rozpuštěných látek do oblasti s vyšším obsahem rozpuštěných látek.

Stejně jako totální sání se osmotické sání stanovuje pouze nepřímo.

4 NENASYCENÉ ZEMINY – Princip a laboratorní testování

V inženýrské praxi jsou studovány a laboratorně zkoušeny především zeminy nasycené. V přírodních podmínkách se však obvykle vyskytují zeminy pouze částečně nasycené (nenasycené). Laboratorní zkoušky nenasyčených zemin jsou proto důležitým nástrojem k pochopení jejich chování. Na základě výsledků laboratorních zkoušek je následně možné vyvinout pokročilé numerické modely a implementovat je do stávajících modelovacích programů pro geotechnické inženýry.

Tato kapitola je zaměřena na stručné shrnutí principů mechaniky nenasyčených zemin a popis laboratorních metod, studujících jejich vlastnosti.

4.1 Stavové proměnné

Stavové proměnné pro nasycené zeminy byly definovány Terzaghim v roce 1936 [133]. Ve své práci poprvé představil koncept efektivního napětí:

$$\sigma' = \sigma - u \quad (13),$$

kde σ je totální napětí a u pórový tlak vody. Od té doby byl tento koncept uznán odbornou veřejností a podrobně ověřen pomocí laboratorních zkoušek. Ve své práci Terzaghi navrhnul, že všechny měřitelné projevy změny napětí v zemině jsou způsobeny změnou efektivního normálového napětí. Tento koncept je platný pouze pro normálové napětí, protože smykové napětí se vodou nepřenáší. Koncept efektivních napětí vyžaduje určité předpoklady. Půda musí být plně nasycená a zrna se považují za nestlačitelná. Proto je tento koncept platný pouze pro nasycené zeminy.

V návaznosti na Terzaghiho průkopnické práce v oblasti geotechniky, byl koncept efektivního napětí modifikován pro částečně nasycené zeminy Bishopem v roce 1959 [11]:

$$\sigma' = \sigma_{tot} - \chi u_w \mathbf{1} - (1 - \chi) u_a \mathbf{1} \quad (14),$$

kde σ je totální napětí, u_a and u_w jsou pórový tlak vzduchu, respektive pórový tlak vody a χ je parametr vztažený ke stupni nasycení. Parametr $\chi = 1$ v případě plně nasycené zeminy a $\chi = 0$ v případě zcela suché zeminy.

Rovnice (14) může být po úpravě přepsána také v následující formě:

$$\sigma' = \sigma_{net} + \chi s \quad (15),$$

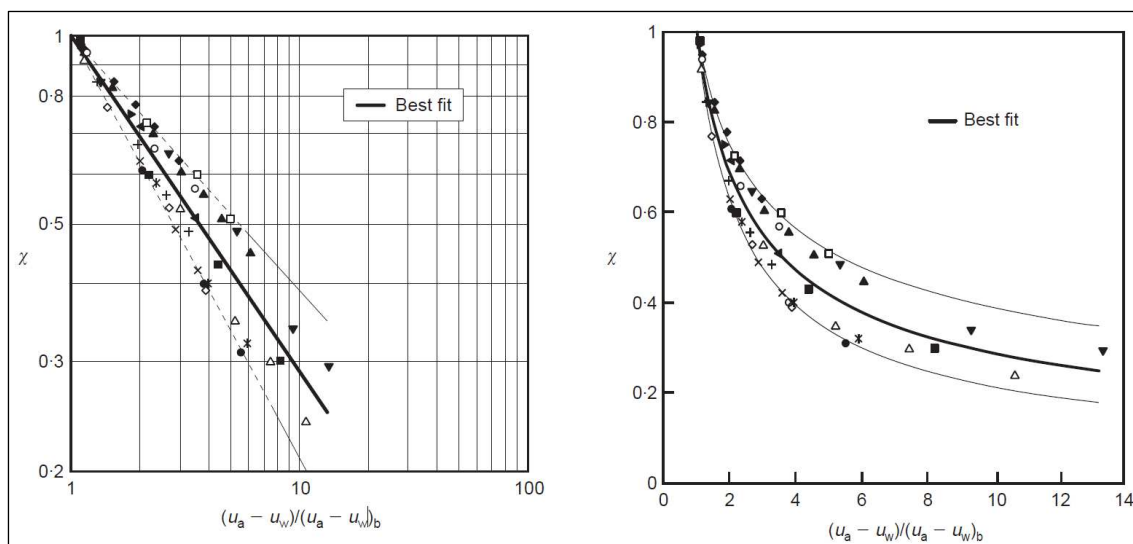
kde redukované napětí (net stress) $\sigma_{net} = \sigma_{tot} - u_a$ a kapilární sání $s = u_a - u_w$.

Fredlund a Morgenstern [40] přišli s odlišným přístupem pro popsání stavu nenasyčené zeminy. Navrhli použití dvou nezávislých stavových proměnných, redukovaného napětí a sání (rovnice (15)). Tento přístup se široce používá v laboratorních podmínkách, protože dvě nezávislé stavové proměnné je možné relativně jednoduše kontrolovat pomocí komerčně dostupných přístrojů. Nevýhodou tohoto přístupu je, že nebere v úvahu vysušovací a zvlhčovací dráhy napětí. Stejná úroveň kapilárního sání může odpovídat různým hodnotám stupně nasycení, dosažených různými dráhami napětí. Výsledkem je, že přístup dvou nezávislých stavových proměnných Fredlunda a Morgensterna je závislý na dráze napětí.

V posledních dekádách se používal přístup Fredlunda a Morgensterna především proto, že s jeho pomocí je možné kontrolovat sání v laboratorních podmínkách. Byly zde však i pokusy o „zrehabilitování“ konceptu efektivního napětí pro nenasyčené zeminy, především o definici parametru χ . Od publikace Bishopovy práce se mezi odbornou veřejností vedou diskuse právě o hodnotě χ , respektive o jeho vztahu k dalším parametrům zeminy. Coleman v roce 1962 [26] publikoval, že tento parametr do značné míry souvisí se strukturou zeminy. To by naznačovalo, vzhledem k tomu, že stupeň nasycení je objemový parametr, že χ nelze charakterizovat pomocí S_r . Khalili a Khabbaz [66] provedli analýzu 14 publikovaných souborů dat o smykové pevnosti nenasyčených zemin. Zjistili, že existuje jedinečný vztah mezi parametrem χ a poměrem mezi sáním a vstupní hodnotou vzduchu:

$$\chi = \left(\frac{s}{s_e} \right)^{-\gamma} \quad (16),$$

kde s je sání a s_e je vstupní hodnota vzduchu. Mocnina γ byla určena proložením regresní přímky analyzovanými daty, viz Obr. 34. Podle jejich analýzy je sklon přímky $\gamma = 0,55$. Hraniční přímky proložené studovanými daty mají sklon 0,4 a 0,65. Svoje předpoklady následně autoři ověřili v další publikaci [67] na nových datech (smyková pevnost, objemové změny). Na základě publikace [66] potom Khalili společně s dalšími spolupracovníky ověřil funkčnost konceptu efektivního napětí i pro nenasyčené zeminy [68].



Obr. 34: Závislost mezi parametrem efektivního napětí χ a vstupní hodnotou vzduchu [66].

Alonso a jeho spolupracovníci [2] tvrdí, že koncept efektivního napětí v nenasyčených zeminách nelze oddělit od mikrostruktury zeminy. Autoři rozlišují dva typy vody v zemině pro danou úroveň sání. Jednak volnou vodu, která částečně vyplňuje makropóry a dále „nepohyblivou“ vodu, která je velmi pevně svázána s jílovými minerály. Množství volné vody je definováno efektivním stupněm nasycení S_r^e , který nabývá hodnoty od 0 od 1. Autoři navrhují, aby se tento parametr zahrnoval do definice efektivního napětí pro nenasyčené zeminy, místo Bishopem [11] navrhnutého stupně nasycení S_r . Pro vysoce plastické zeminy se totiž, při původní Bishopově definici, stává efektivní napětí při zvyšování sání mimořádně vysokým a výsledky jsou nerealistické [2]. Efektivní stupeň nasycení podle Alonsa et al. [2] udává, jaká část převládajícího sání se skutečně podílí na efektivním napětí v zemině. Efektivní stupeň nasycení je definován následujícím vztahem:

	$S_r^e = \left\langle \frac{S_r - S_r^m}{1 - S_r^m} \right\rangle$	(17),
--	--	-------

kde $\langle x \rangle = 0,5(x + |x|)$ definuje Macaulayovy závorky. Pokud je $S_r^e = 0$ je všechna voda zadržována v mikropórech, při $S_r^e = 1$ je zemina plně nasycená.

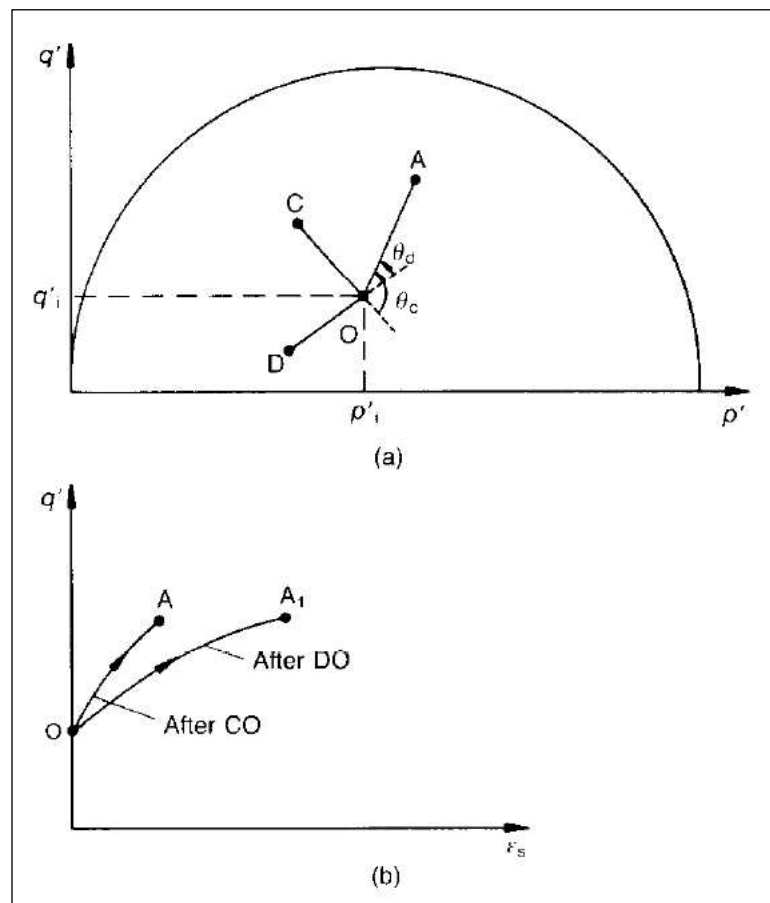
Koncept efektivního napětí u nenasyčených zemin byl tedy v posledních dekáдах přehodnocen a je v současnosti široce používán (např. [56], [68], [72], [79]). Přecházející výzkumné práce na nenasyčených zeminách, provedené na Ústavu hydrogeologie, inženýrské geologie a užitě geofyziky Univerzity Karlovy, byly interpretovány také pomocí konceptu efektivního napětí ([15], [53]).

4.2 Překonsolidace sáním a nedávná historie sání

Stupeň překonsolidace sáním (current suction ratio, CSR) je poměr mezi maximálním sáním ($s_{\max}$), které zemina v minulosti prodělala, a současným sáním (s_{cur}) [152]. CSR je

v podstatě obdobou stupně překonsolidace (overconsolidation ratio, OCR). Platí, že čím vyšší je hodnota OCR/CSR , tím větší je překonsolidace.

Nedávná historie napětí má vliv na následné napět'ovo-deformační chování zeminy, jak dokázali např. Atkinson a kol. [6]. Předposlední dráha napětí má zásadní vliv na chování zeminy na aktuální dráze napětí (Obr. 35).



Obr. 35: Vliv nedávné historie napětí na aktuální tuhost zeminy [6].

Podobný vliv má také nedávná historie sání, která je definována dvěma parametry, θ and l [152], [97]. θ je úhel rotace mezi předposlední a současnou dráhou sání a l je velikost změny kapilárního sání podél aktuální dráhy sání (viz Obr. 21).

4.3 Ovládání sání v laboratoři

Jak již bylo zmíněno, laboratorní zkoušení nenasycených zemin se v posledních dekádách stává stále důležitějším. Standardně se při zkouškách nenasycených zemin řídí dvě nezávislé stavové proměnné, redukované napětí a sání. Pro řízení sání ve vzorku existují tři základní metody – technika proporčně zvýšeného napětí, metoda „vapor ekvilibrium“ a osmotická technika. Každá z těchto metod má svá pozitiva i negativa. Ta jsou, spolu s popisem metody, popsána v následujících odstavcích.

4.3.1 Technika proporčně zvýšeného napětí

Technika proporčně zvýšeného napětí („axis translation technique“) je běžně používanou metodou pro kontrolu kapilárního sání při laboratorních zkouškách nenasyčených zemin (v ČR např. [69]). Je to dáno především její jednoduchostí a možností použití v přístrojích původně navržených pro testování zemin nasycených (po úpravách a rozšířeních). Tato metoda byla prvně představena Hilfem v roce 1956 [54]. Principem metody je, že pórové tlaky vody a vzduchu se převedou z negativních hodnot do hodnot pozitivních, které je možné dobře ovládat pomocí standardních laboratorních přístrojů. To se děje při současném zvyšování totálního napětí tak, aby redukované napětí ve vzorku zůstalo stejné. Důležitou podmínkou tohoto přístupu je předpoklad, že částice zeminy a voda jsou nestlačitelné, tím pádem zakřivení menisků není výrazně ovlivněno [35].

Převedení pórových tlaků do pozitivních hodnot zabraňuje kavitaci v drenážním systému, a tedy nepřesnostem při měření. Aby bylo možné řídit nezávisle pórový tlak vody a pórový tlak vzduchu, musí být vytvořena dvě nezávislá drenážní vedení. Voda je do vzorku přivedena skrz keramický disk s vysokou vstupní hodnotou pro vzduch (high air-entry value disk, HAEV disk). Jakmile je keramický disk saturován vodou, vzduch nemůže proniknout skrz, a to až do doby, kdy rozdíl pórových tlaků přesáhne definovanou vstupní hodnotu vzduchu daného disku (tj. sání je vyšší než vstupní hodnota vzduchu). Nevýhodou této metody je hlavně maximální úroveň sání, kterou je možné ve vzorku vyvodit. Standardně používané keramické disky mají vstupní hodnotu vzduchu mezi 300 a 500 kPa. Jsou však dostupné i disky se vstupní hodnotou vzduchu 1500 kPa, jejichž nevýhodou však je delší čas potřebný pro drenáž vody z/do vzorku.

Další nevýhoda této techniky spočívá v maximálním komorovém napětí, které je triaxiální komora schopna vydržet (tj. čím vyšší sání, tím vyšší komorový tlak). Proto se technika proporčně zvýšeného napětí běžně používá při ovládání sání v řádu prvních stovek kPa. Je třeba také dát pozor na to, že pod HAEV diskem může docházet k zadržování vzduchu rozpuštěného ve vodě, což může výrazně ovlivnit měření. Jak uvádí Delage et al. [35], snížit rychlost difuze je možné zvýšením tlaku vody při daném sání.

Hlavním nedostatkem technicky proporčně zvýšeného napětí je ovšem fakt, že pozitivní hodnoty pórových tlaků nereprezentují přírodní podmínky. V terénu je pórová voda pod napětím, tj. její tlak je záporný. Pochybnosti vzbuzuje také její použití při téměř nasycených stavech, kdy v zemině není plynná fáze souvislá a také, jak je ovlivňován tlak vody při stlačování vzduchu, když je voda zadržována adsorpčními mechanismy [35]. Přesto se jedná o jednoduchou techniku, která, jak již bylo zmíněno, neklade přemrštěné nároky na přístrojové rozšíření standardně vybavené laboratoře mechaniky nasycených zemin.

4.3.2 Metoda „vapor equilibrium“

Metoda „vapor equilibrium“ vytváří ve vzorku totální sání kontrolou relativní vlhkosti v okolní atmosféře (technika proporčně zvýšeného napětí vytváří kapilární sání). Vzorek zeminy se umístí do utěsněné nádoby, která obsahuje vodný roztok dané chemické látky. Takový roztok vytváří v uzavřeném prostředí relativní vlhkost a způsobuje výměnu vodní páry mezi vzorkem zeminy a vodným roztokem a vzniká tak sání. Pro vodný roztok se používají různé chemické látky, které způsobují odlišné relativní vlhkosti, a tedy odlišné sání (viz např. [127]). Tato metoda umožňuje dosáhnout největšího rozsahu sání a je možné ji použít pro sání od 0 kPa až do 340 MPa [41].

4.3.3 Osmotická technika

Osmotická technika umožňuje testování vzorku zeminy při atmosférických podmínkách, tj. při atmosférickém tlaku. Tato technika používá polopropustnou membránu k oddělení vody ve vzorku a určitého roztoku. Molekuly rozpuštěné látky vytvářejí osmotický potenciál (a tím pádem osmotický tlak). Membrána je propustná pouze pro molekuly vody. Rovnovážného stavu je dosaženo, když se chemický potenciál, způsobený koncentrací roztoku, vyrovná s chemickým potenciálem generovaným záporným tlakem vody. V praxi se nejvíce používá roztok polyethylenglykolu. Osmotická technika se v geotechnických laboratořích (speciálně u triaxiálních zkoušek) aplikuje málo. Důvodem je, že sání ve vzorku je možné měnit pouze stupňovitě v k tomu určené komoře (tzn. např. mimo triaxiální komoru) pomocí zvyšování/snižování koncentrace roztoku.

4.4 Měření kapilárního sání

Kapilární sání lze v podstatě měřit dvěma metodami, přímou a nepřímou. Pokud se kapilární sání stanovuje nepřímo, je vlastně měřena jiná fyzikální veličina, jako např. tepelná vodivost nebo relativní vlhkost (psychrometr, metoda filtračního papíru). Tyto metody jsou relativně málo přesné, speciálně při sáních v rozsahu 100-1000 kPa [110]. Metoda filtračního papíru může být použita jak pro stanovení totálního sání, tak pro stanovení kapilárního sání. Největší nevýhoda této metody, ostatně jako ostatních nepřímých metod, je v dlouhém času potřebném k dosažení rovnovážného stavu.

Přímé metody stanovení kapilárního sání vlastně měří pórový tlak vody. Konvenční tenzometr je obvykle schopen měřit negativní pórový tlak pouze do 100 kPa. Při vyšších tlacích dochází ke kavitaci a měření jsou nepřesná.

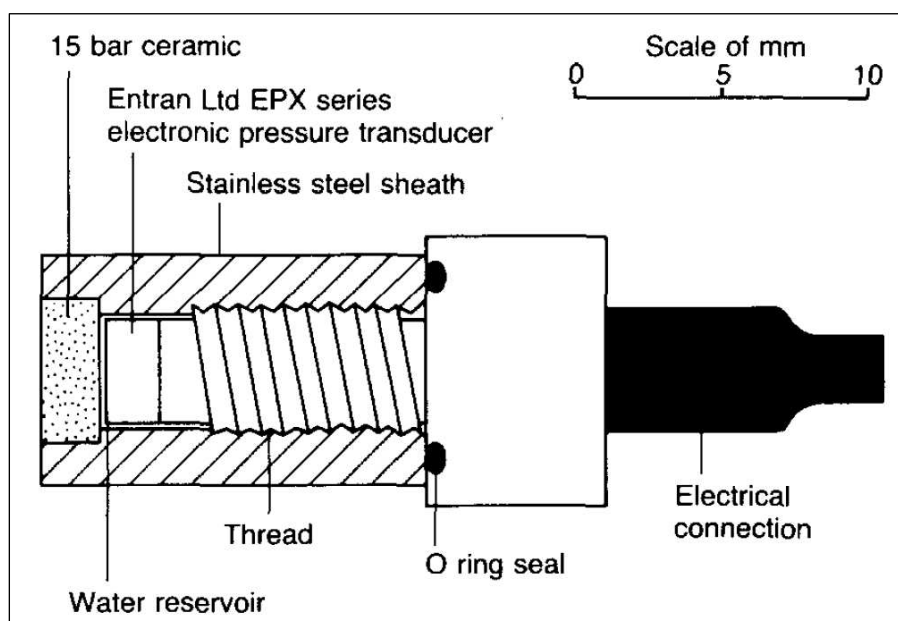
V laboratorních podmínkách se nejčastěji používají dvě metody stanovení sání – snímač „suction probe“ a filtrační papír. Metoda využívající filtračního papíru však nelze

použít ke stanovení sání v zemině, která je zároveň zkoušena v laboratorním přístroji, ať už se jedná o triaxiální komoru, oedometrický přístroj nebo jiné přístroje. Pro kontinuální stanovení kapilárního sání během provádění např. smykových zkoušek se používá snímač „suction probe“. Ten je spolu s metodou filtračního papíru stručně popsán v následujících odstavcích.

4.4.1 Snímač tlaku „suction probe“

Snímač tlaku „suction probe“, původně vyvinutý Ridleyem a Burlandem [110], využívá stejného principu jako tenzometr. Lze s ním stanovit kapilární sání a může být použit jak pro měření v terénu, tak v laboratoři. Přesnost tohoto snímače je vyšší v porovnání s nepřímými metodami měření sání. Obvykle se používá snímač s pracovním rozsahem až do 3500 kPa [110]. Konec snímače je osazen keramickým diskem s vysokou vstupní hodnotou pro vzduch (obvykle 1500 kPa). Mezi keramickým diskem a snímačem tlaku se nachází malý zásobník vody. Voda tak může proudit z nebo do snímače. Sání je možné změřit, jakmile je dosaženo rovnováhy v tlaku vody mezi zeminou a snímačem. Zde se nachází největší nevýhoda snímače „suction probe“. Pro správné měření sání v zemině je nutné zajistit správný kontakt mezi zeminou a snímačem (respektive keramickým diskem). Pokud je kontakt nedostatečný, může dojít k desaturaci keramického disku a následnému nadhodnocení skutečného sání v zemině.

Původní návrh snímače od Ridleyho and Burlanda [110] byl následně vylepšen mnoha autory. Jedná se především o zkrácení doby odezvy, zvýšení přesnosti, zvýšení měřicího rozsahu nebo zmenšení rozměrů snímače (např. [48], [87], [130]). Schématický průřez původním snímačem, navrženým Ridleyem a Burlandem [110] je uveden na Obr. 36.

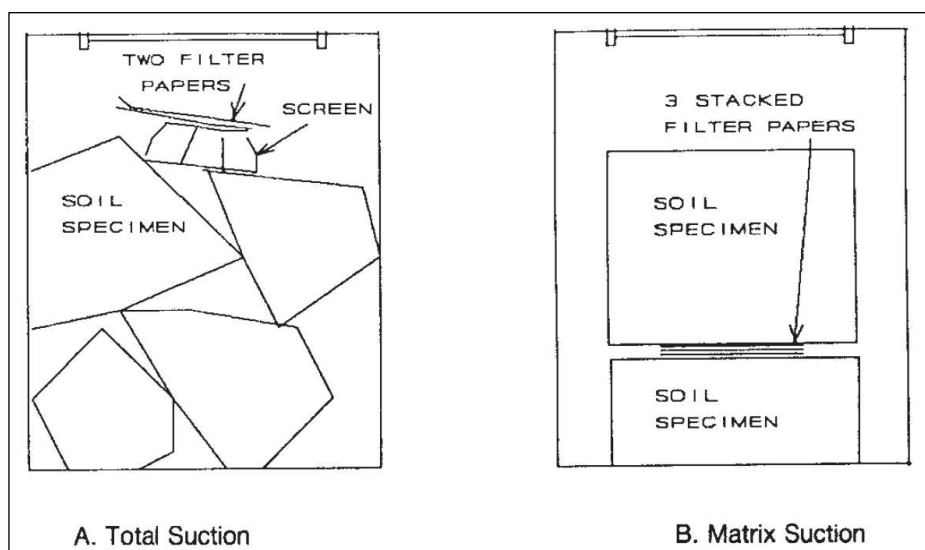


Obr. 36: Schématický řez snímačem "suction probe" [110].

4.4.2 Metoda filtračního papíru

Metoda filtračního papíru je velmi jednoduchým, ale zároveň efektivním nástrojem pro stanovení sání v zemině. Může být použita pro určení jak totálního, tak kapilárního sání. Princip této metody spočívá v dosažení rovnováhy mezi vzorkem zeminy a filtračním papírem.

Filtrační papír se spolu se vzorkem zeminy umístí do těsné nádoby. Totální sání se stanovuje, pokud filtrační papír není v přímém kontaktu se vzorkem zeminy. V takovém případě se vlhkost ze vzorku přenáší pouze formou páry. Když je filtrační papír v přímém kontaktu se vzorkem zeminy, stanovuje se kapilární sání. Filtrační papír je před umístěním do nádoby se vzorkem a jejím utěsněním vysušen v peci. Následně dochází k zvlhčování filtračního papíru molekulami vody přecházejícími ze vzorku zeminy. Ve chvíli, kdy se dosáhne rovnováhy, stanoví se vlhkost filtračního papíru. Dosazením do kalibrační křivky filtračního papíru se stanoví kapilární nebo totální sání (podle toho, zda byl papír v kontaktu se vzorkem). Kontakt mezi vzorkem a filtračním papírem by měl být ponechán minimálně po 7 dní [4]. Rozdíl ve stanovení totálního nebo kapilárního sání pomocí metody filtračního papíru je patrný z Obr. 37.

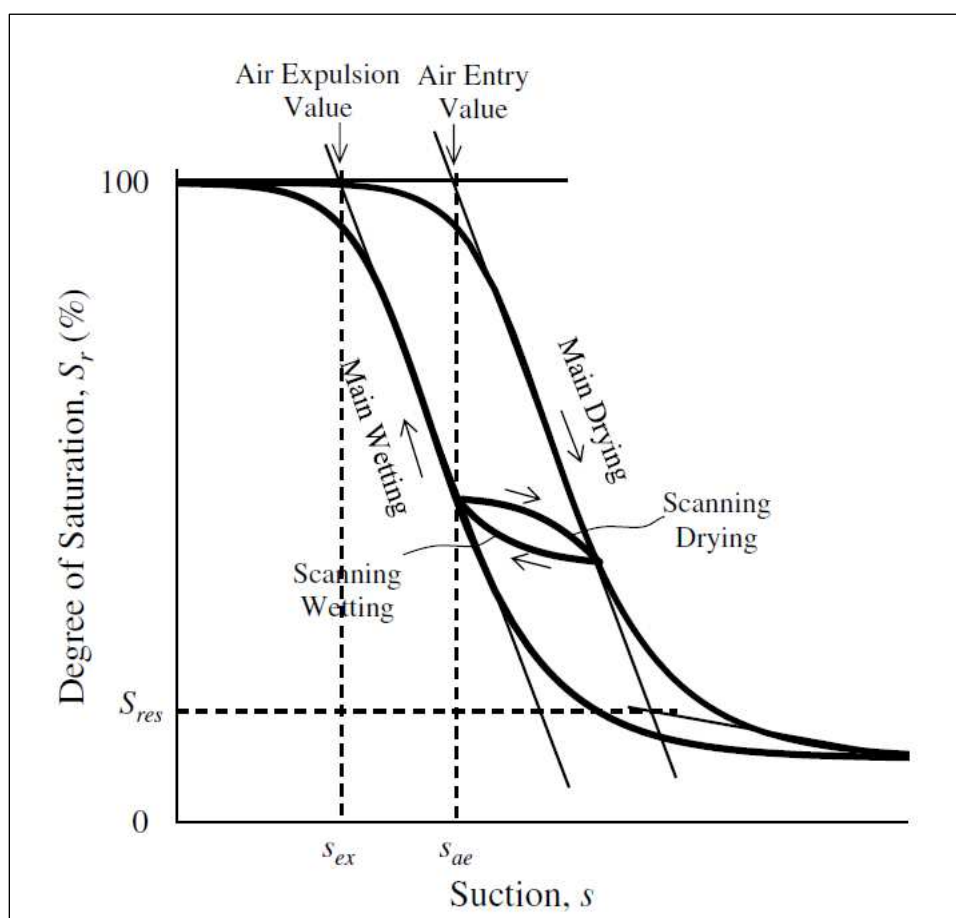


Obr. 37: Stanovení totálního a kapilárního sání pomocí filtračního papíru [4].

Nevýhodou této metody je její obtížné použití v podmínkách in-situ. Vysušený filtrační papír musí být držen mimo jakoukoli vlhkost, dokud není umístěn do kontaktu se vzorkem. Dále musí být v nádobě udržována konstantní teplota v rozsahu ± 1 °C [4], aby nedošlo k ovlivnění měření. Takové podmínky je v geotechnické praxi obtížně dodržet. Další nevýhodou této metody je její nepřesnost, protože vlhkost filtračního papíru po dosažení rovnováhy je velmi malá (tzn. i hmotnost papíru). Jakákoli malá nepřesnost v měření hmotnosti (tj. v řádu 10^{-3} gramů) vede k velké nepřesnosti při stanovení sání. V laboratoři se navíc často skladují vzorky po odebrání i několik týdnů, než je u nich měřeno sání. To může vést k jejich částečnému vyschnutí a následně ke stanovení nerealisticky vysokého sání [91].

4.5 Retenční křivka – metody laboratorního stanovení

Retenční křivka („soil water characteristic curve“, SWCC) popisuje množství zadržené vody v jednotkovém objemu zeminy na základě její vlhkosti (objemové nebo hmotnostní) nebo stupně nasycení v závislosti na sání. Mnoho autorů pozorovalo, že retenční křivka vykazuje hysteretzní chování (např. [134],[136]). Obecně lze, pro danou zeminu s definovanými počátečními vlastnostmi, určit dvě hlavní větve retenční křivky, hlavní vysoušecí a hlavní zvlhčovací [136]. Tyto dvě větve omezují oblast, ve které se mohou vyskytovat všechny dílčí křivky, ať už vysoušecí nebo zvlhčovací (tzv. „scanning curves“), viz Obr. 38 [102].

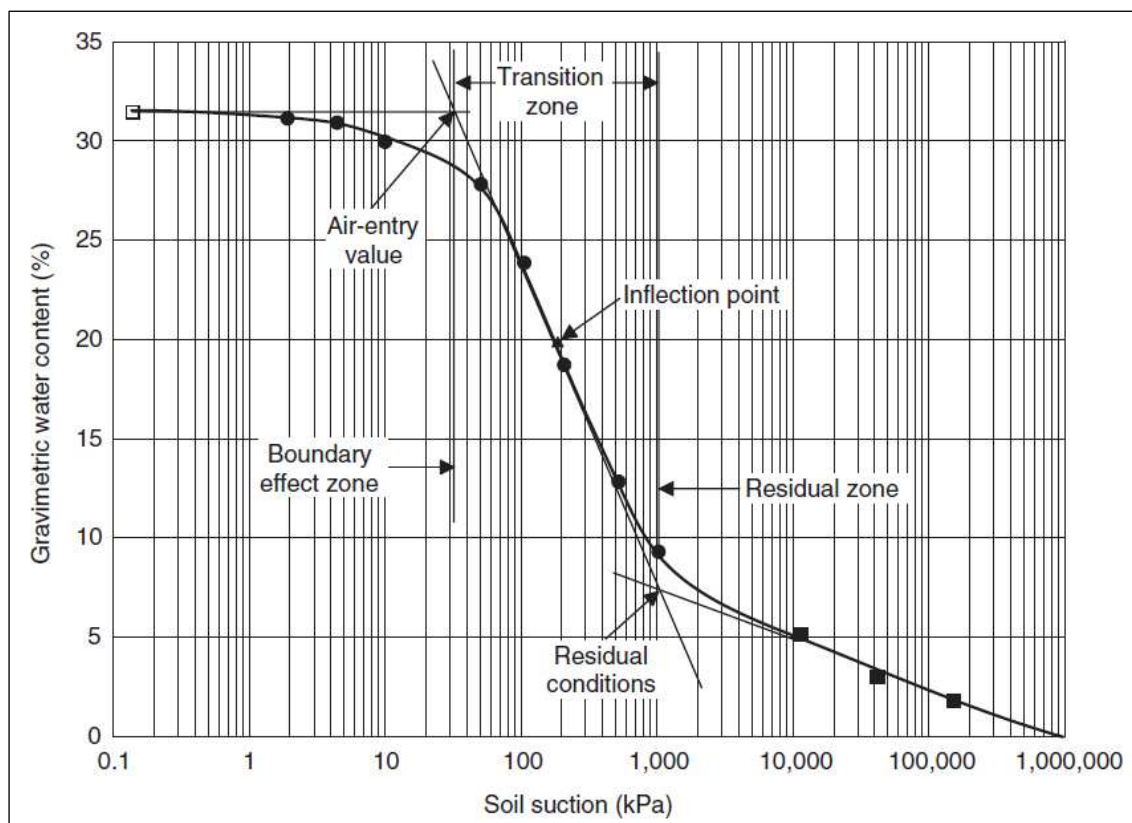


Obr. 38: Schématická retenční křivka [102].

Retenční křivka má typický tvar S a popisují se u ní tři základní části, kapilární zóna (boundary effect zone), přechodová zóna (transition zone) a residuální zóna (residual zone) – viz. Obr. 39 [41]. Kapilární zóna je definována mezi plně nasyceným stavem a vstupní hodnotou pro vzduch dané zeminy. V této zóně je zemina považována za nasycenou a laboratorní zkoušky se provádějí podle mechaniky nasycených zemín. V přechodové zóně dochází k rychlému poklesu vlhkosti/stupně nasycení s rostoucím sáním. Sklon této části křivky se používá pro kalibraci numerických modelů (např. [149]). Poslední část retenční křivky, reziduální zóna, je podobná kapilární zóně. Oproti ní je

4 NENASYCENÉ ZEMINY – Princip a laboratorní testování

v této zóně zemina považována za zcela suchou. Změna vlhkosti, popř. stupně nasycení, je již výrazně nižší než u přechodové zóny.

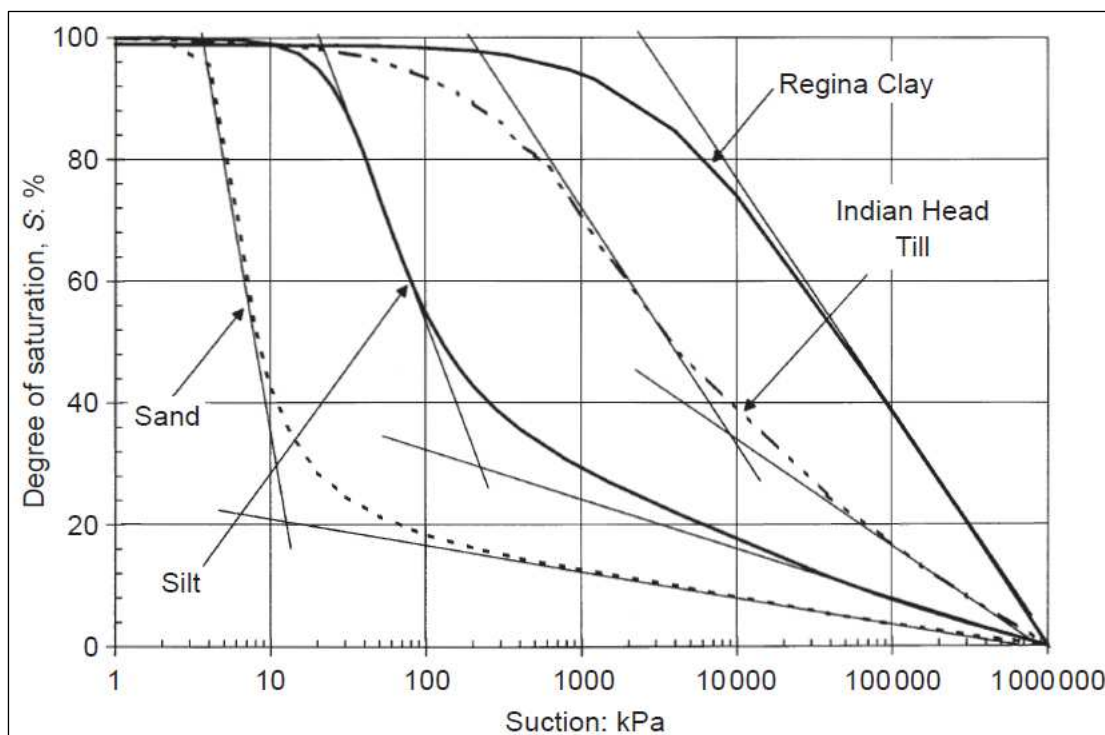


Obr. 39: Části retenční křivky (vysušovací větev) [41].

Retenční křivka je pro každou zeminu unikátní, a to navíc i pro způsob přípravy vzorku zeminy. Proto je pro každý jednotlivý vzorek zeminy nutné znát dobře definované počáteční podmínky. Vstupní hodnota pro vzduch je ovlivněna také obsahem jemnozrnných částic, kdy jílovité zeminy mají typicky řádově vyšší vstupní hodnoty vzduchu než zeminy písčité, viz Obr. 40 [137]. Z tohoto obrázku je dále patrné, že písčité zemina má obecně strmější sklon retenční křivky v přechodové zóně než zemina jílovitá. Základní indexové parametry porovnávaných zemin na Obr. 40 jsou uvedeny v následující tabulce.

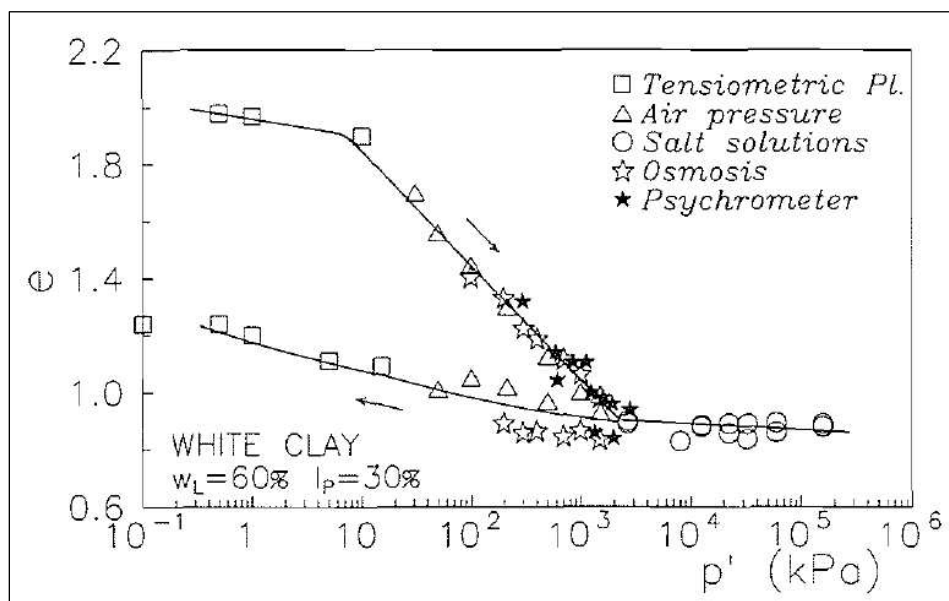
Tab. 1: Základní indexové parametry zemin s různou zrnitostí [137].

Soil type	Sand: %	Silt: %	Clay: %	ω_L : %	ω_P : %
Sand	98	2	—	—	—
Silt	52.5	37.5	10	22	16.6
Indian Head Till	28	42	30	35.5	16.8
Regina Clay	8	41	51	75.5	24.9



Obr. 40: Porovnání retenčních křivek (vysušovací větve) zemín s různou zrnitostí [137].

Pro definici obou hlavních větví retenční křivky se všemi třemi zónami je třeba zvolit správnou metodu stanovení. Reziduální zóna má totiž obvykle rozsah až několika řádů sání. V následujících kapitolách jsou popsány dva způsoby stanovení retenční křivky (běžně používané) se zaměřením na přístroj „pressure plate“, který byl použit v rámci této disertační práce. Je třeba říci, že kromě těchto způsobů existují i další možnosti stanovení retenční křivky, např. [7], [17]. Všechny metody je možné mezi sebou víceméně kombinovat a stanovit celou retenční křivku, tzn. vysušovací a zvlhčovací větev – viz např. [39].



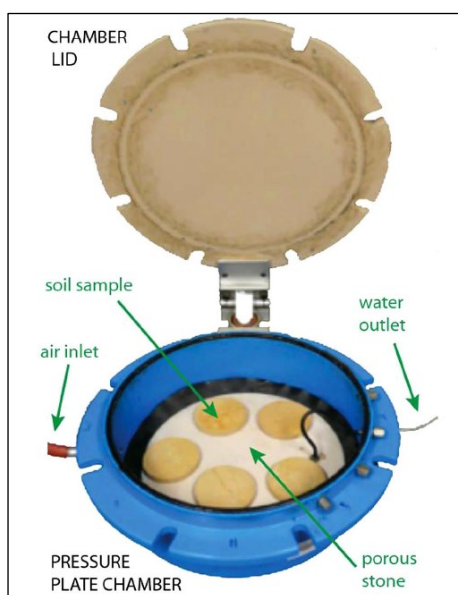
Obr. 41: Porovnání několika metod stanovení retenční křivky pro jílovitou zeminu [39].

Během posledních dekád byly publikovány různé modely, které popisují retenční křivky, včetně jejich hysterezního chování. Tyto modely byly následně začleněny do komplexních elastoplastických a hypoplastických modelů pro popis chování nenasyčených zemin. Dá se říct, že v dnešní době jsou nejznámějšími a také nejpoužívanějšími dva modely, a sice model Brookse a Coreya [18] a model van Genuchtena [138].

4.5.1 Přístroj „pressure plate“

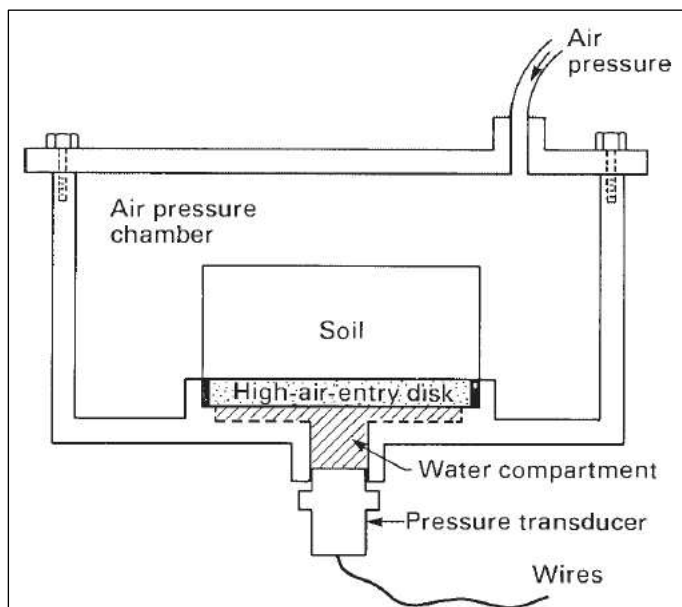
Přístroj „pressure plate“ je v praxi často používaný pro stanovení retenční křivky dané zeminy. Pro zavedení sání do vzorku se v přístroji využívá techniky proporně zvýšeného napětí. Sání se tedy aplikuje bez vytváření kavitace ve vodní fázi. Mnoho z původního designu pochází ze zemědělství [41]. Richards a Fireman [108] představili přístroj, který je v podstatě shodný s těmi dnes používanými.

Pro zavedení sání je nutné oddělit vzorek zeminy od zdroje vody pomocí keramického disku s vysokou vstupní hodnotou vzduchu (nebo celulózové membrány). Obvykle se tlak vzduchu přivádí regulátorem a voda je ze vzorku drénována proti atmosférickým podmínkám. Kapilární sání menší než 5 kPa není regulátorem možné ovládat, a proto se obráceným sloupcem vody vyvine malý podtlak na vodní fázi pod diskem HAEV a tlak vzduchu je potom udržován za atmosférických podmínek [41]. Maximální vstupní hodnota vzduchu je u keramických disků většinou 1500 kPa. To je největším omezením přístroje „pressure plate“. Pro sání vyšší než 1500 kPa je nutné použít odlišné metody, jako např. metoda „vapour equilibrium“. Hodnota sání 1500 kPa je obecně považována za hranici mezi technikami měření kapilárního a totálního sání. Mimo výše zmíněné omezení je hlavní nevýhodou přístroje „pressure plate“ velmi dlouhý čas potřebný pro dosažení rovnováhy. Schématický náčrt přístroje je uveden na Obr. 43 [41].



Obr. 42: Přístroj „pressure plate“ [116].

Keramický disk uvnitř přístroje „pressure plate“ odděluje vodu od vzduchu. Jakákoli změna tlaku vzduchu (větší než atmosférický) v přístroji vede k vysušování vzorku, tj. snížení vlhkosti vzorku zeminy a zvýšení kapilárního sání. Voda ze vzorku zeminy proudí skrz keramický disk do vodního zásobníku pod ním. Jakmile je efektivní zakřivení vodního filmu v pórech zeminy stejné jako na povrchu keramického disku, je dosaženo rovnováhy a proudění vody se zastaví. Následně je možné stanovit vlhkost vzorku.



Obr. 43: Schéma přístroje "pressure plate" [41].

4.5.2 Metoda „vapour equilibrium“

Pro metodu „vapor equilibrium“ se používají dva hlavní typy chemických roztoků, nasycený roztok soli a nenasycený roztok kyseliny [13]. Koncentrace nasyceného roztoku soli se nemění během přenosu vody mezi vzorkem zeminy a okolním prostředím. Limitem tohoto typu roztoku však je, že každá sůl je schopna generovat pouze určitou hodnotu sání, viz např. Tab. 2 [154]. To znamená, že pro stanovení celé retenční křivky je potřeba několik roztoků různých solí. Navíc roztoky solí jsou obvykle schopné vytvářet nižší sání než roztoky kyselin [13].

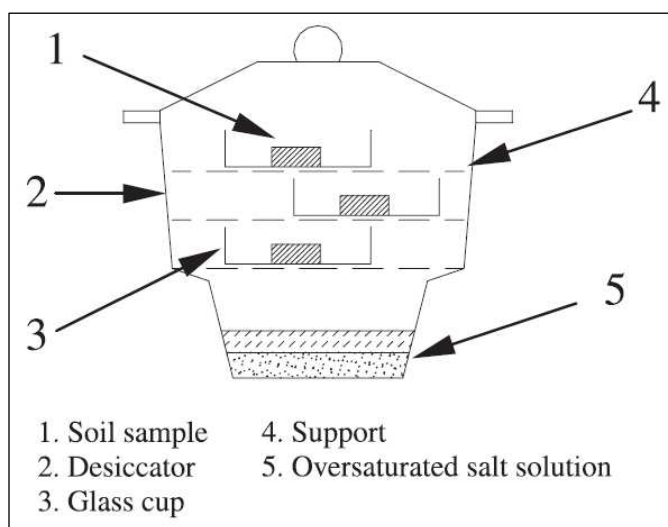
4 NENASYCENÉ ZEMINY – Princip a laboratorní testování

Tab. 2: Nasycené solné roztoky a odpovídající sání při 20 °C [154]

Saturated salt solution	Relative humidity (%)	Suction value (MPa)
LiBr	6.6	367.54
LiCl·H ₂ O	12.0	286.70
CH ₃ COOK	23.1	198.14
MgCl ₂ ·6H ₂ O	33.1	149.51
K ₂ CO ₃	43.2	113.50
NaBr	59.1	71.12
KI	69.9	48.42
NaCl	75.5	38.00
KCl	85.1	21.82
Na ₂ SO ₃ ·7H ₂ O	90.9	12.90
K ₂ SO ₄	97.6	3.29

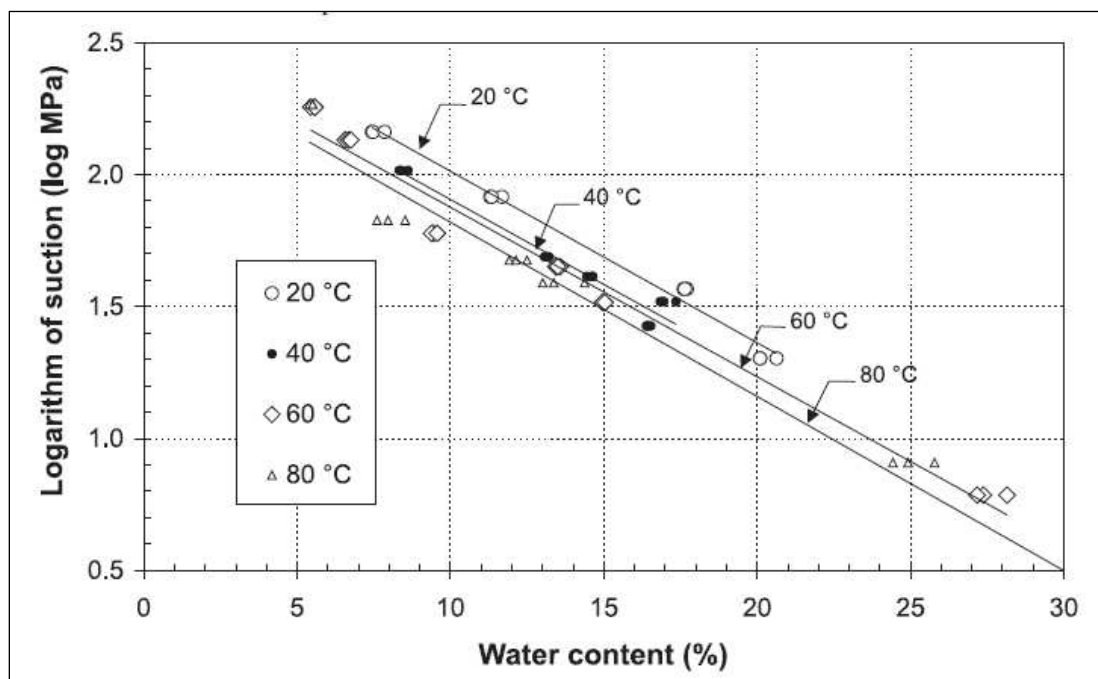
Roztoky kyselin mohou měnit sání se změnou jejich koncentrace. Nevýhodou je, že jejich koncentrace se mění během výměny vody (ustanovováním rovnováhy), což způsobuje rozdíl v cílové úrovni sání [13].

Na Obr. 44 [131] je znázorněn řez vakuovým desikátorem pro vytvoření prostředí s konstantní relativní vlhkostí.



Obr. 44: Schéma vakuového desikátoru se solným roztokem [131].

Nevýhodou techniky „vapour equilibrium“ je dlouhý čas potřebný k dosažení rovnovážného stavu. Hlavní omezení této metody však spočívá v nutné regulaci teploty. Tang and Cui [131] ukázali, že i malá změna okolní teploty může dramaticky ovlivnit úroveň aplikovaného sání, viz Obr. 45 [131].



Obr. 45: Vliv teploty na retenční křivku [131].

5 NUMERICKÝ MODEL

Výsledky laboratorního výzkumu byly použity pro posouzení možností pokročilého numerického modelu, konkrétně hypoplastického modelu pro nenasycené zeminy, který je schopen předpovídat tuhost při malých přetvořeních. Model byl vyvinut Wongem a Mašínem v roce 2014 [149]. Kalibrace modelu sestávala z tří hlavních částí, kalibrace základního hypoplastického modelu pro jíly, kalibrace předpovědi maximálního smykového modulu (modulu při velmi malých přetvořeních) a kalibrace tuhosti v oboru malých přetvoření (tj. křivek poklesu tuhosti s rostoucím přetvořením). V následujících odstavcích je zevrubně popsán použitý hypoplastický model. Kalibrační proces jednotlivých částí modelu je uveden v kapitole 10.1.

5.1 Popis hypoplastického modelu

Model je založený na principu efektivních napětí a je formulován v kontextu stupně nasycení. Jedná se o hierarchicky sestavený model složený z několika komponent – základního hypoplastického modelu pro jíly, nenasyceného mechanického modelu, modelu pro retenční křivku, modelu tuhosti při malých deformacích a modelu mezičásticových deformací („intergranular strain“). Model pro svou kalibraci vyžaduje celkem 23 parametrů. Maximální smykový modul je formulován jako závislý na efektivním napětí, kapilárním sání a čísle pórovitosti. Předpovědi tuhosti při malých přetvořeních jsou umožněny pomocí hydromechanické vazby mezi hysterezním retenčním modelem a modelem využívajícím konceptu mezičásticových přetvoření.

5.1.1 Základní hypoplastický model

Základní hypoplastický model pro jíly navrhnul Mašín [78] v roce 2005. Schopnosti tohoto modelu byly následně ověřeny mnoha autory, např. [52], [84]. Model byl také dále rozvíjen a upravován, např. [85], a posloužil jako základ pro začlenění dalších speciálních funkcí. Najser et al. [94] například modelovali chování hrudkovité jílovité skládky. Mašín a Khalili [86] představili model mechanického chování nenasycené zeminy. Mašín v roce 2013 [80] publikoval upravený hypoplastický model pro jíly s explicitně definovanými asymptotickými stavy. V následujícím roce byla do modelu zakomponována také anizotropie tuhosti [81].

Hypoplastický model pro jíly potřebuje ve své základní podobě definovat celkem 5 parametrů – kritický úhel vnitřního tření φ_c , pozici izotropní čáry normálního stlačení N , sklon izotropní čáry normálního stlačení λ^* , sklon izotropní čáry odlehčení κ^* a parametr kontrolující smykovou tuhost ν . Jak uvádí Mašín [83], tyto parametry odpovídají (nejsou však identické) standardním parametrům mechaniky kritických stavů, resp. Modifikovanému Cam-Clay modelu [112].

Obecné vyjádření hypoplastického modelu pro jíly definovaného Mašínem [83] s explicitně začleněnou asymptotickou mezní plochou stavů (ASBS – „asymptotic state boundary surface“) je následující:

	$\dot{\mathbf{T}} = f_s \mathcal{L} : \mathbf{D} - \frac{f_d}{f_d^A} \mathcal{A} : \mathbf{d} \ \mathbf{D}\ $	(18),
--	---	-------

kde $\dot{\mathbf{T}}$ je rychlost napětí, $\mathbf{D}$ je Eulerův tenzor protažení, $\mathcal{L}$ a $\mathcal{A}$ jsou tenzory čtvrtého řádu. Skalární veličiny f_s a f_d vyjadřují vliv barotropie a pyknotropie.

Detailní popis hypoplastického modelu pro jíly včetně dalších rozšíření a vylepšení (např. o tuhost při malých přetvořeních, anizotropie tuhosti v oboru velmi malých přetvoření atd.) je uveden v publikaci od Mašína z roku 2019 [83]. V následujících oddílech je uvedena pouze stručná charakteristika jednotlivých rozšíření základního modelu, které jsou součástí hypoplastického modelu pro nenasycené zeminy [149], použitého v rámci této disertační práce.

5.1.2 Nenasycený mechanický model

Toto rozšíření základního hypoplastického modelu pro jíly [78] bylo publikováno Mašínem a Khalilim v roce 2008 [86]. Základní model rozšiřuje o další 3 parametry – n_s , l_s , m . Parametr n_s určuje závislost pozice čáry normálního stlačení na stupni nasycení v prostoru $\ln p$ vs. $\ln (1+e)$, zatímco parametr l_s určuje její sklon v tomto prostoru. Parametr m udává závislost kolapsu zeminy vyvolaného zvlhčením na překonsolidaci zeminy.

Pro nenasycený stav je možné parametry n_s a l_s definovat následovně:

	$N(s) = N + n_s \ln \left(\frac{s}{s_e} \right)$	(19),
--	---	-------

kde $N(s)$ je pozice izotropní čáry normálního stlačení pro dané sání (tj. nenasycenou zeminu) v prostoru $\ln p$ vs. $\ln (1+e)$, N je pozice izotropní čáry normálního stlačení pro nasycenou zeminu, s je kapilární sání a s_e je vstupní hodnota vzduchu.

	$\lambda^*(s) = \lambda^* + l_s \ln\left(\frac{s}{s_e}\right)$	(20),
--	--	-------

kde $\lambda^*(s)$ je sklon izotropní čáry normálního stlačení pro dané sání (tj. nenasyčenou zeminu) v prostoru $\ln p$ vs. $\ln (1+e)$, λ^* je sklon izotropní čáry normálního stlačení pro nasycenou zeminu.

5.1.3 Model pro retenční chování

Koncept efektivního napětí pro nenasyčené zeminy se v posledních letech dostal do popředí zájmu. Přehled možných přístupů k dané problematice publikovali Gens v roce 1996 [45] a Gens et al. v roce 2006 [46]. Z teoretického hlediska byly rozvinuty nové poznatky, které byly experimentálně ověřeny a následně provedeny numerické implementace (např. [2], [76], [118], [119]).

Hypoplastický model pro nenasyčené zeminy [149] využívá principu efektivního napětí. Jedná se o jisté zjednodušení problému, který v posledních desetiletích vedl k diskusím v odborných kruzích. Obecně je přijímáno, že pro popis stavu napětí je v případě nenasyčené zeminy potřeba dvou napěťových proměnných. První napěťovou proměnnou je tenzor a druhou typicky skalár. Skalární veličina popisuje zpevňující efekt vodních menisků na strukturu zeminy. Tenzorová proměnná je podle některých autorů shodná s Terzaghiho principem efektivních napětí pro nasycené zeminy. Jiní autoři však poukazují na to, že tato proměnná zcela neodpovídá Terzaghimu efektivnímu napětí, a to především z mechanického a termodynamického úhlu pohledu. Pro pojmenování tenzoru tedy navrhují jiné termíny, jako např. Bishopovo napětí („Bishop’s stress“) [148], konstituční napětí („constitutive stress“) [120], mezičásticové napětí („intergranular stress“) [61] nebo průměrné skeletové napětí („average skeleton stress“) [42]. Jak již bylo zmíněno dříve, v rámci této práce je pro zjednodušení tenzorová proměnná, založená na Bishopově konceptu [11], nazývána jako efektivní napětí (viz rovnice (14)).

Pro určení parametru χ z rovnice pro efektivní napětí nenasyčené zeminy je v použitém hypoplastickém modelu [149] využit empirický vztah, navržený Khalilim a Khabbazem [66], kteří parametr χ vztáhli k aktuální hodnotě kapilárního sání s ($s = u_a - u_w$) a ke vstupní hodnotě vzduchu s_e (přechod mezi nasyceným a nenasyčeným stavem, pro $s > s_e$):

$$\chi = \left(\frac{s_e}{s}\right)^\gamma, \quad \gamma = 0,55 \quad (21),$$

kde hodnota γ byla stanovena empiricky na základě výsledků laboratorních zkoušek (viz kapitola 4.1).

Brooks a Corey [18] v roce 1964 představili koncept pro stanovení retenční křivky, který je v upravené podobě od Mašina [79] následující:

$$S_r = \left(\frac{s_e}{s}\right)^{\lambda_p} \quad (22),$$

kde λ_p je sklon retenční křivky. Tento vztah je platný v případě, že $s \geq s_e$, v opačném případě je zemina považována za plně nasycenou. Mašin [79] oba přístupy, tedy rovnice (21) a (22), zkombinoval a ukázal, že parametr χ lze vyjádřit také jako:

$$\chi = S_r^{\frac{\gamma}{\lambda_p}} \quad (23),$$

kde γ je rovno 0,55, jak spočítali Khalili a Khabbaz [66] a λ_p je sklon retenční křivky v prostoru $\ln S_r$ vs. $\ln s$. Mašin [79] zároveň poukázal na to, že jím použité zeminy pro kalibraci modelu mají výrazně nižší sklon retenční křivky (λ_{p0}) než 0,55 odpovídající parametru γ . Z rovnice (20) je tedy zřejmé, že na základě empirických výsledků neplatí Bishopem [11] původně navrhovaný předpoklad $\chi = S_r$.

Model pro retenci je hysterezní, tzn. že retenční křivka má dvě hlavní křivky (vysušovací a zvlhčovací větev) a spoustu podřadných, tzv. skenovacích křivek, které leží v prostoru ohraničeném hlavními křivkami (viz Obr. 38). V tomto modelu je dále uvažována závislost stupně nasycení S_r na čísle pórovitosti e a kapilárním sání s . Rychlost sání při vstupní hodnotě vzduchu s_e je v modelu spočítána ze vztahu:

$$\dot{s}_e = -\frac{\gamma s_e}{e \lambda_{psu}} \quad (24),$$

kde e je číslo pórovitosti a λ_{psu} je λ_p při $s = s_e$ a rovná se:

$$\lambda_{psu} = \frac{\gamma}{\ln \chi_{0su}} \ln \left[\left(\chi_{0su}^{\frac{\lambda_{p0}}{\gamma}} - \chi_{0su} \right) \left(\frac{e}{e_0} \right)^{(\gamma-1)} + \chi_{0su} \right] \quad (25),$$

kde

$$\chi_{0su} = \left(\frac{s_{e0}}{s_e} \right)^{\gamma} \quad (26),$$

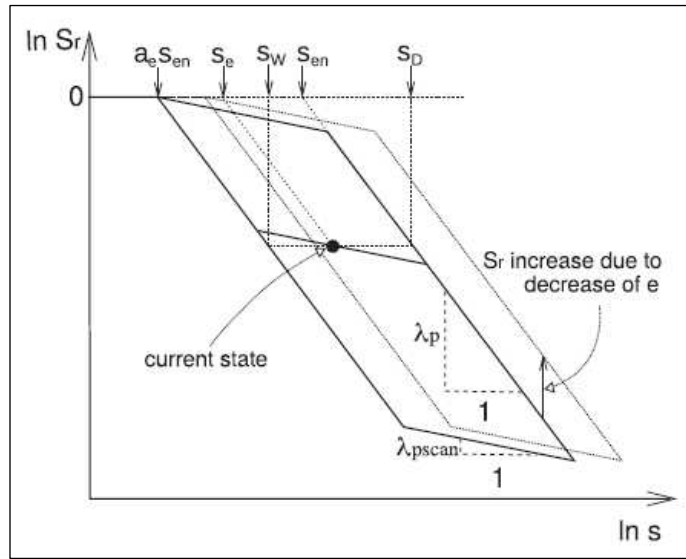
s_{e0} a λ_{p0} odpovídají referenčnímu číslu pórovitosti e_0 . Závislost λ_p na e a s je dána následujícím vztahem:

$$\lambda_p = \frac{\gamma}{\ln \chi_0} \ln \left[\left(\chi_0^{\frac{\lambda_{p0}}{\gamma}} - \chi_0 \right) \left(\frac{e}{e_0} \right)^{(\gamma-1)} + \chi_0 \right] \quad (27),$$

kde $\chi_0 = (s_{e0}/s)^{\gamma}$.

5 NUMERICKÝ MODEL

Schematicky je model pro retenční křivku znázorněn na Obr. 46 [149].



Obr. 46: Hysterezní retenční křivka použitá v hypoplastickém modelu [149].

Model vychází z nehysterezního modelu, který publikoval Mašín [79] a který využívá formulace Brookse a Coreyho [18] - viz rovnice (22). Model byl následně rozšířen o hysterezní chování, které je kontrolováno parametrem a_e . Ten definuje poměr výstupní („air expulsion“) a vstupní („air entry“) hodnoty vzduchu daného sání. Model pro hysterezní chování (definovaný z hlediska stupně nasycení) je vyjádřen takto:

	$S_r = \begin{cases} 1 & \dots s \leq a_e s_{en} \\ \left(\frac{s_e}{s}\right)^{\lambda_p} & \dots s > a_e s_{en} \end{cases}$	(28),
--	--	-------

kde s_{en} je vstupní hodnota vzduchu pro hlavní vysušovací větev retenční křivky.

Model pro retenční chování tedy rozšiřuje základní model pro jíly [78] o 4 parametry – s_{en0} , e_0 , λ_{p0} , a_e . Detailní popis hysterezního modelu je uveden v práci Wonga a Mašína [149].

5.1.4 Tuhost v oboru velmi malých přetvoření

Rozšíření hypoplastického modelu pro jíly o předpovědi tuhosti v oboru velmi malých přetvoření představili Wong a kol. [150].

Jejich rovnice pro stanovení počátečního smykového modulu v rámci hypoplastického modelu Wonga a Mašina [149] je následující:

$$G_0 = p_r A_g e^{(-m_g)} \left(\frac{p'}{p_r} \right)^{n_g} S_r^{\left(\frac{-k_g}{\lambda_p} \right)} \quad (29),$$

kde p_r je referenční napětí o hodnotě 1 kPa, p' je efektivní střední napětí podle rovnice (30), λ_p je sklon retenční křivky závislý na e a χ , viz rovnice (27). Parametry m_g a k_g určují závislost maximálního smykového modulu G_0 na aktuálním čísle pórovitosti e , respektive stupni nasycení S_r . Parametry A_g a n_g byly prvně definovány pro nasycené zeminy, kde popisují závislost mezi smykovým modulem a středním efektivním napětím [151], [143]. Parametr A_g uvádí hodnotu maximálního smykového modulu pro referenční napětí 1 kPa, zatímco parametr n_g určuje mocninnou závislost G_0 nasycené zeminy na středním efektivním napětí

Střední efektivní napětí v rovnici (29) je vypočteno z následujícího vztahu:

$$p' = (p - u_a) + \chi(u_a - u_w) \quad (30),$$

kde parametr χ je vypočten ze vztahu v rovnici (21).

Oproti základnímu hypoplastickému modelu pro jíly [78] toto rozšíření tedy definuje navíc tyto parametry – A_g , n_g , m_g , k_g (viz výše).

5.1.5 Tuhost v oboru malých přetvoření

Tuhost v oboru malých přetvoření je v hypoplasticitě modelována za využití konceptu mezičásticového přetvoření („intergranular strain concept“), který představili Niemunis a Herle [101]. Toto rozšíření základního hypoplastického modelu pro jíly vyžaduje 5 materiálových parametrů, R , β_r , χ_g , m_{rat} , r_m . Parametr R definuje velikost elastické oblasti v prostoru přetvoření. Parametry β_r , χ_g kontrolují rychlost poklesu (degradace) tuhosti s rostoucím přetvořením a parametr r_m kontroluje závislost velikosti elastické oblasti na stupni nasycení. Parametr m_{rat} je definovaný jako poměr G_{90}/G_0 , kde G_{90} je počáteční smykový modul po 90° změně směru dráhy přetvoření.

Velikost elastické oblasti pro nenасыcenou zeminu $R(s)$ se v modelu Wonga a Mašina [149] spočítá z následující rovnice:

$$R(s) = R - \frac{r_m}{\lambda_p} \ln S_r \quad (31),$$

kde r_m určuje závislost $R(s)$ na stupni nasycení S_r , R je velikost elastické oblasti nasycené zeminy v originálním konceptu mezičásticového přetvoření [101].

6 TESTOVANÁ ZEMINA

Laboratorní zkoušení nenasycených zemin je velmi časově náročné, protože po každé sebemenší změně napětí musí následovat určité období na rozptýlení přebytečných pórových tlaků. S ohledem na to, byla pro laboratorní zkoušky v rámci této disertační práce vybrána prachovitá zemina. Taková zemina má vyšší propustnost než čistý jíl, a je tedy možné rychleji dosáhnout rovnovážného stavu. Zároveň je stále možné připravit z této zeminy vzorek s velmi dobře definovanými počátečními podmínkami (oproti např. písčité zemině). Následující kapitoly popisují základní vlastnosti zkoušené zeminy a přípravu jednotlivých vzorků.

6.1 Odběr vzorků

Zkoušenou zeminou je kvartérní hlína, okrové až hnědé barvy. Zemina byla odebrána v zemníku blízko obce Horky nad Jizerou, viz Obr. 47. Obec se nachází ve Středočeském kraji, zhruba 4,5 km SSV vzdušnou čarou od Benátek nad Jizerou, na pravém břehu řeky Jizery. Bývalý zemník (cihelna), který dnes slouží jako skládka odpadu, leží na severozápadním okraji obce na pravé straně silnice II/275 ve směru na Chotětov.

Přesná pozice odběru zeminy je vidět na Obr. 48 a Obr. 49. Souřadnice místa odběru byly přibližně odečteny z mapy na webových stránkách Národního geoportálu INSPIRE (<https://geoportal.gov.cz/>). Souřadnice v souřadnicovém systému S-JTSK jsou $X = -709333$ m, $Y = -1020031$ m.

6 TESTOVANÁ ZEMINA



Obr. 47: Situace zemníku u obce Horky nad Jizerou; červeně označeno (<https://geoportal.gov.cz/web/guest/map>; 29.5.2022; upraveno).



Obr. 48: Pohled na severní část zemníku u obce Horky nad Jizerou; červeně označeno místo odběru poloporušených vzorků.

6 TESTOVANÁ ZEMINA



Obr. 49: Detail odběrného místa poloporušených vzorků (červeně označeno) v severozápadním rohu zemníku u obce Horky nad Jizerou.

Zemina byla odebrána dne 21. 10. 2015 z první etáže zemníku pomocí krumpáče a lopaty. Byly tedy odebrány poloporušené vzorky. Typický vzhled přirozeně uložené zeminy před tím, než byla rekontituvována, je patrný z Obr. 50.



Obr. 50: Typický vzhled vzorku přirozeně uložené spraše ze zemníku u obce Horky nad Jizerou.

6.2 Přírodní poměry lokality

6.2.1 Geografické poměry

V rámci podrobného geomorfologického členění České republiky spadá zemník v Horkách nad Jizerou do následujících geomorfologických jednotek:

Tab. 3: Geomorfologické jednotky.

Geomorfologická jednotka	Název
Systém	Hercynský
Provincie	Česká vysočina
Subprovincie	Česká tabule
Oblast	Středočeská tabule
Celek	Jizerská tabule
Podcelek	Středojizerská tabule
Okrsek	Skalská tabule

Území se nachází v celku Jizerské tabule, konkrétně v podcelku Středojizerské tabule a okrsku Skalské tabule. Skalská tabule se rozkládá mezi obcemi Bělá pod Bezdězem, Bakov nad Jizerou, Chotětov a Mšeno. Nejvyšším vrcholem Skalské tabule je vrch Horka s nadmořskou výškou 385 m n. m., který leží na východní straně silnice II/273 mezi obcemi Lobeč a Nosálov.

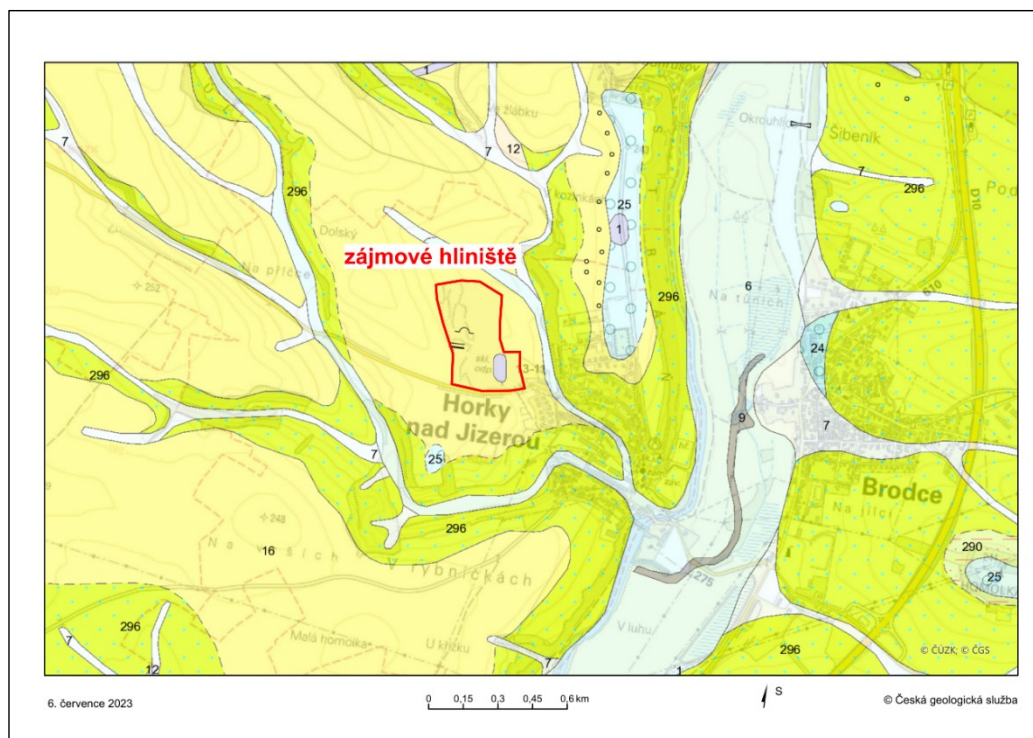
6.2.2 Klimatické poměry

Z hlediska klimatického členění České republiky náleží zájmové území podle klimatické mapy do oblasti T2 (podle Quitta [106]). Jedná se o teplou oblast s krátkou, mírně teplou a suchou až velmi suchou zimou, dlouhým, teplým a mírně suchým létem a velmi krátkým, mírně teplým až teplým přechodným obdobím.

Dlouhodobý roční průměr teploty vzduchu podle měření Českého hydrometeorologického ústavu mezi lety 1991–2020 je pro Středočeský kraj 9 °C a průměrný roční úhrn srážek je 583 mm.

6.2.3 Geologické poměry

Zájmové hliniště se v rámci regionálního členění Českého masivu nachází v regionu české křídové pánve, přesněji se jedná o její jizerskou oblast. Výřez geologické mapy v měřítku 1:50 000 nejbližšího okolí lokality je uveden na následujícím obrázku.



Obr. 51: Výřez geologické mapy nejbližšího okolí lokality (<https://mapy.geology.cz/geocr50/>; 06. 07. 2023, upraveno).

KVARTÉR		KŘÍDA	
1	navážka, halda, výsypka, odval	290	vápnné jílovce, slínovce a prachovce, podřadné vložky jílovitého vápence
6	nivní sediment	296	pískovce vápnito-jílovité, glaukonitické
7	smíšený sediment	—	hranice zjištěná
9	slatina, rašelina, hnilokal	---	hranice předpokládaná
12	písčito-hlinitý až hlinito-písčitý sediment	---	fosilní obratlovci
16	spraš a sprašová hlína	—	fosilní půdy
24	písek, štěrk	-	reziduální a roztroušené štěrky
25	písek, štěrk	~	hliniště činné

Obr. 52: Legenda geologické mapy (<https://mapy.geology.cz/geocr50/>; 06. 07. 2023, upraveno).

Pánev prodělala komplikovaný vývoj, při kterém docházelo k dílčím transgresím a regresím mořské hladiny. Sedimentace tak probíhala jednak v mořském, tak ale i v jezerním, či brakickém prostředí. Podloží je v zájmové lokalitě tvořeno směrem od povrchu nejprve sedimenty středního a spodního turonu, které přecházejí do sedimentů cenomanu. Ty vznikaly jednak v mořském, tak ve sladkovodním prostředí [55], [59]. Turonské sedimenty jsou tvořeny od povrchu jemnozrnnými pískovci, které přecházejí přes prachovce až do slínovců. Slínovce následně tvoří i souvrství spodního turonu, při jehož bázi se objevují glaukonitické slínovce až glaukonitovce. Hranice mezi turonem a

cenomanem je ostrá a na turonské glaukonitovce navazují slídnaté prachovce. Při bázi cenomanu se pak vyskytují jemnozrné glaukonitické pískovce. Celková mocnost křídových sedimentů je v zájmové lokalitě, podle provedeného vrtu „MB-23A“, zhruba 260 m [55].

Podloží křídových sedimentů tvoří sladkovodní (limnické) permokarbonské sedimenty, které patří do východní části jižního křídla mšenské pánve [55]. Podle geologického profilu vrtu „MB23A“, který byl proveden v roce 1969 ve vzdálenosti zhruba 700 m západně od hliniště, mají permokarbonské sedimenty celkovou mocnost téměř 600 m [55]. Permokarbonské sedimenty jsou zastoupeny rytmicky se střídajícími pelity, aleuropelity, psamity a psefity s černouhelnými slojkami. Ve vrtném profilu byl zastižen kompletní vrstevní sled permokarbonského vývoje v podobě hornin svrchního červeného, svrchního šedého souvrství a spodního červeného, spodního šedého souvrství.

Proterozoické horniny byly vrtem „MB-23A“ [55] zastiženy v hloubce přibližně 860 m pod povrchem terénu. Jde o metadroby až fylity, které se střídají s buližníky. Vrt byl ukončen v hloubce 888 m pod úrovní terénu.

Kvartérní pokryv v zájmovém území a jeho nejbližším okolí tvoří především spraše. Jedná se o klastické sedimenty eolického původu, které vznikají v oblastech bez vegetace, kdy dochází k vyvátí jemnozrného materiálu a jeho následné sedimentaci. Spraše se vytvářejí jak v teplých, tak ve studených oblastech. V České republice vznikaly spraše typicky v období glaciálů na předpolí kontinentálních ledovců během pleistocénu. Spraše se skládají převážně z prachových zrn velikosti 0,01 až 0,05 mm, které tvoří křemen, živce a slidy [59]. Typický pro spraše je vysoký obsah rozptýleného CaCO_3 (okolo 10–20 %; [59]), který je dešťovými srážkami vyluhován a následně dochází k jeho vysrážení ve větších hloubkách v podobě tzv. cicvárů. Spraš ze zemníku v Horkách nad Jizerou má podle závěrečné zprávy těžebního průzkumu z roku 1990 [58] průměrný obsah CaCO_3 8,4 %, místy však obsah CaCO_3 překračuje i 30 %. Pokud je vápnitá složka ze spraše intenzivněji vymyta, vznikají sprašové hlíny. V klasickém sprašovém profilu najdeme také pohřbené půdní horizonty, které se liší svojí strukturou a chemickým složením a na první pohled je lze poznat podle tmavší barvy. Jak uvádí Hrubeš et al. [58], průměrná mocnost spraší se v rámci ložiska pohybuje v rozmezí 7–10 m (ke dni zpracování archivní zprávy [58], tj. před částečným odtěžením), ale v rámci lokality mocnost značně kolísá. Na lokalitě byly v podstatě v celé její ploše zastiženy pohřbené půdní horizonty, a to v různých hloubkách, nejčastěji však v hloubce 5 až 8 m pod původním terénem, přičemž mocnost se pohybuje od 1,5 do 3 m [58]. Ve zprávě archivního průzkumu [58] se dále uvádí, že spraše jsou při povrchu písčitéjší a bohatší na cicváry a směrem do hloubky jsou více plastické.

Ve webové aplikaci České geologické služby „Geologické lokality“ (dostupná na lokality.geology.cz) je bývalý zemník (hliniště) veden pod názvem „Horky nad Jizerou – cihelna“ a identifikačním číslem 3293 [34]. Lokalita je navržena k ochraně, a to z toho důvodu, že se jedná o „poslední pěkný odkryv spraší s fosilními půdami a archeologickými nálezy ve středních Čechách“ (popis k 8. 5. 2023). Součástí hodnocení lokality je doporučení k regulaci zavalení hliniště a občasné těžby, aby nedošlo k narušení západní odkryté stěny a byl umožněn další výzkum.

6.2.4 Hydrogeologické poměry

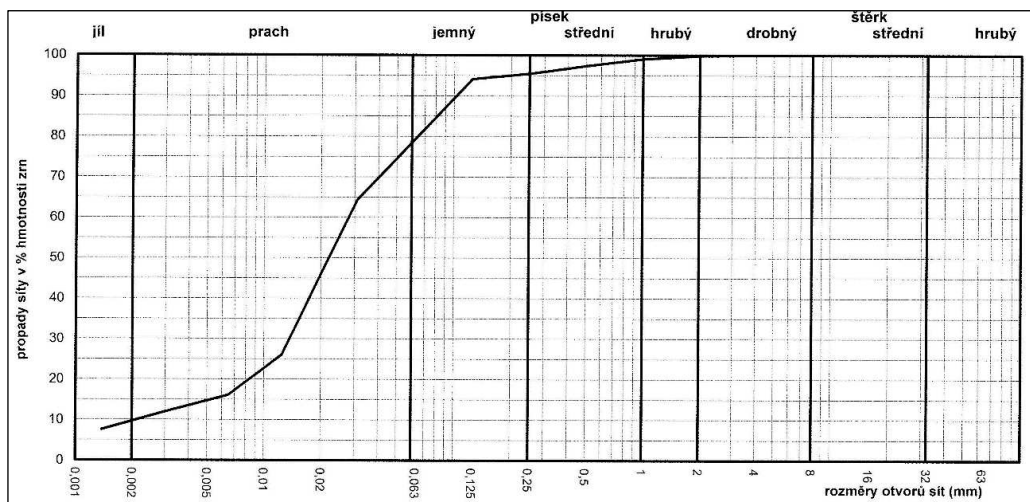
Z hydrogeologického hlediska se lokalita nachází v rajonu č. 4410 – Jizerská křída pravobřežní. Rajon se rozkládá v Libereckém a Středočeském kraji od Liberce až po Brandýs nad Labem-Starou Boleslav a zaujímá plochu 685,043 m³ [146]. Jedná se o rajon tzv. základní vrstvy, do kterého spadají pravostranné přítoky řeky Jizery.

Rajon č. 4410 zahrnuje turonské sedimenty, pod nimiž se nacházejí sedimenty cenomanu. Ty však tvoří samostatný kolektor spadající do rajonu č. 4710 – Bazální kolektor na Jizeře. Rajon č. 4410 leží v oblasti, která je generelně málo tektonicky porušená a turonské sedimenty jsou ukloněny k východu až jihovýchodu v souladu s geomorfologickým celkem Středojizerské tabule [32].

Hladina podzemní vody je v rámci lokality vázána na kolektor v pískovcích středního turonu a pohybuje se v úrovni 190 až 195 m n. m. [58], tj. minimálně 15 m pod úroveň současného terénu. Archivním průzkumem [37] byla stanovena specifická vydatnost $q = 1,5 \text{ l} \cdot \text{s}^{-1} \cdot \text{m}^{-1}$ a koeficient transmisivity $T = 6,3 \cdot 10^{-3} \text{ m}^2 \cdot \text{s}^{-1}$. Z chemického hlediska je podzemní voda tvrdá, značně mineralizovaná – 0,84 g·l⁻¹, typu HCO₃-Ca-SO₄ [37]. Hladina podzemní vody je volná a propustnost průlinovo-puklinová. Směr proudění podzemní vody je na jihovýchod směrem k místní erozní bázi, kterou tvoří řeka Jizera.

6.3 Základní indexové vlastnosti

Pro laboratorní výzkum byly v zájmové lokalitě odebrány poloporušené vzorky spraše. Jedná se eolický sediment s otevřenou strukturou a s obsahem oválných křemenných zrn a místy organické hmoty. Skládá se z 10 % jílu, 68 % siltu a 22 % písku a obsahuje až 20 % kalcitu. Vlhkost na mezi tekutosti je 29,1 %, index plasticity je 11,1 %. Podle ČSN P 73 1005 lze zeminu zařadit jako jíl F6/CL. Křivka zrnitosti a fyzikální vlastnosti zkoušené zeminy jsou uvedeny na Obr. 53, respektive v Tab. 4.



Obr. 53: Křivka zrnitosti přirozeně uložené spraše (tzn. před rekonstituováním).

Tab. 4: Základní indexové vlastnosti přirozeně uložené spraše.

	Hodnota
Vlhkost na mezi tekutosti [%]	29,1
Vlhkost na mezi plasticity [%]	18
Index plasticity [%]	11,1
Obsah jílovitých částic [%]	10
Obsah prachovitých částic [%]	68
Obsah písčitých částic [%]	22
Maximální suchá objemová hmotnost [kg·m⁻³]	1790
Optimální vlhkost [%]	14
Namrzavost dle ČSN 73 6133	nebezpečně namrzavá
Klasifikace dle ČSN P 73 1005 / ČSN 73 6133	F6/CL
Klasifikace dle ČSN EN ISO 14688-2	sacI Si

Základní indexové vlastnosti nebyly stanoveny autorem disertační práce. Laboratorní zkoušky byly provedeny zaměstnanci komerční laboratoře mechaniky zemin společnosti SG Geotechnika a. s. v prosinci roku 2016.

6.4 Příprava vzorků

Pro účely laboratorních zkoušek byla odebrána zemina rekonstituována. Odebraná přirozeně uložená zemina byla rozrušena a byla odstraněna organická hmota. Dále byly suchým prosetím přes síto o velikosti otvorů 0,5 mm odstraněny křemenné valouny a zrna větší než 0,5 mm. Smícháním s destilovanou vodou byla připravena zemina („kaše“) s vlhkostí nad mezí tekutosti, tj. $w_L \leq w \leq 1,5w_L$ [20]. Tato kaše byla nalita do konsolidačního válce a byly připraveny dva rekonstituované vzorky o průměru 70 mm a výšce 140 mm (viz Obr. 54). Vzorky byly konsolidovány při vertikálním zatížení 100 kPa. Kromě těchto vzorků byly při stejném vertikálním zatížení připraveny tři vzorky o standardních rozměrech 38 mm v průměru a výšce 76 mm. Tyto menší vzorky byly použity při nasycených CID triaxiálních zkouškách pro určení kritického úhlu vnitřního tření. Důležitou částí přípravy rekonstituovaných vzorků bylo zajištění, aby ve vzorku v konsolidačním válci nebyly přítomny vzduchové bubliny. Toho bylo docíleno postupným přiléváním kaše do konsolidačního válce a průběžným mícháním. Podstavy byly drénovány přes keramické destičky, přes které byl umístěn filtrační papír, aby nedocházelo k ucpávání pórů keramické destičky jemnou kaší. Během konsolidace byl konsolidometr průběžně proléván destilovanou vodou a obrácen, aby nedocházelo k nadměrnému vysoušení v podstavách vzorku.



Obr. 54: Konsolidace rekonstituované zeminy v konsolidometru.

Pro stanovení čáry normální stlačitelnosti byly vzorky konsolidovány přímo v oedometrických prstencích před testem. Tyto vzorky byly také konsolidovány při vertikálním napětí 100 kPa a ze stejné „kaše“.

Vzorky pro stanovení retenční křivky byly konsolidovány ze zeminy („kaše“) nad mezí tekutosti v konsolidačním válci o průměru 100 mm, do něhož (zhruba doprostřed) byly umístěny Kopeckého válečky o průměru 50 mm. Ty byly po konsolidaci vyříznuty a testy provedeny na vzorcích konsolidovaných uvnitř těchto válečků. Pro vytvoření těchto vzorků byly použity celkem čtyři vertikální zatížení, 29, 56, 68 and 82 kPa. Testy pro stanovení retenční křivky byly provedeny před započítáním triaxiálních zkoušek. V té době jsem předpokládal, že vertikální zatížení 70 kPa bude dostatečné pro přípravu vzorku, se kterým bude možné následně bezpečně manipulovat, aniž by došlo k jeho porušení. Při osazování vzorků konsolidovaných při 70 kPa se ukázalo, že takové vzorky jsou příliš měkké a při manipulaci docházelo k jejich částečnému porušení. Následně jsem tedy zvýšil vertikální zatížení při konsolidaci na 100 kPa. Tato hodnota pak již byla dodržena u všech zkoušených vzorků, a to jak triaxiálních, tak oedometrických. Vzhledem k časové náročnosti přípravy vzorků, a hlavně následnému stanovení retenčních křivek, nebyla retenční křivka dodatečně stanovena na vzorku konsolidovaném při 100 kPa. Pro kalibraci hypoplastického modelu byla jako referenční zvolena retenční křivka vzorku konsolidovaného při 82 kPa (nejbližší k 100 kPa). Tento nesoulad samozřejmě vnáší do následné interpretace výsledků jistou chybu, která však podle mého názoru není z hlediska celkových výsledků významná.

7 LABORATORNÍ ZKOUŠKY

Tato kapitola popisuje všechny laboratorní zkoušky provedené v rámci tohoto výzkumu. Všechny níže uvedené zkoušky, s výjimkou stanovení retenční křivky, byly provedeny autorem samotným. Zkoušky byly provedeny v Laboratořích mechaniky zemin Přírodovědecké fakulty, Univerzity Karlovy, v Praze, v ulici Albertov 6.

7.1 Retenční křivka

Retenční křivky byly stanoveny pomocí komerčního aparátu „pressure plate“ ve Výzkumném ústavu meliorací a ochrany půdy (VÚMOP, v.v.i.) v Praze. Kopeckého válečky s rekonstituovanou zeminou byly umístěny do přístroje na keramický disk s vysokou vstupní hodnotou pro vzduch (HAEV disk). Předběžné výsledky zkoušek v přístroji „pressure plate“ ukázaly, že při sání 100 kPa a 250 kPa jsou odpovídající hodnoty objemové vlhkosti, respektive stupně nasycení, nerealistické. Výsledná křivka naznačovala, že zemina dosáhla residuální zóny již při sání 250 kPa. Bylo tedy zřejmé, že pro sání vyšší než 1500 kPa bude sklon retenční křivky třeba stanovit pomocí jiné metody. Byla zvolena metoda „vapor equilibrium“, pomocí níž byla stanovena vlhkost při sání cca 3,2 MPa. Pro vyvolání kapilárního sání ve vzorku byl použit roztok K_2SO_4 – viz např. [127]. Výsledná retenční křivka je tak kombinací dvou metod stanovení.

7.2 Oedometrické zkoušky

Oedometrické zkoušky byly provedeny na nasycených vzorcích. Zemina o vlhkosti nad mezí tekutosti byla umístěna do oedometrického prstence o průměru 50 mm a výšky 20 mm. Následně byla zemina konsolidována přímo v oedometru při vertikálním napětí 100 kPa. Po konsolidaci bylo odstraněno závaží a prstenec se vzorkem byl vytažen z přístroje. Pomocí posuvného měřítka byla změřena výška vzorku (stanovena jako průměr 4 měření v různých místech) a změřena hmotnost vzorku a oedometrického prstence. Poté byl prstenec se vzorkem umístěn zpět do oedometrické komory a bylo znovu aplikováno stejné konsolidační napětí. Celá tato operace trvala v řádu prvních minut, aby nedošlo k vysušení a deformaci vzorku jeho odlehčením.

7 LABORATORNÍ ZKOUŠKY

V oedometrickém přístroji byly zkoušeny dva vzorky a pro účely kalibrace hypoplastického modelu byl použit průměr výsledků z obou zkoušek. Zatěžovací a odlehčovací kroky z výchozího konsolidačního napětí byly následující:

Vzorek „OE1“

Zatížení ... 100-200-400-800-1250-2500-5000-7500-10000 kPa

Odlehčení ... 10000-7500-5000-2500-250-1 kPa

Vzorek „OE2“

Zatížení ... 100-200-400-800-1250-2500-5000-7500-10000-12500 kPa

Odlehčení ... 12500-7500-2500-1200-1 kPa

Stlačení vzorku bylo registrováno pomocí digitálního úchylkoměru Mahr Militast 1085, který má rozsah měření 12,5 mm a rozlišení 0,001 mm. Po skončení zkoušek byly vzorky znovu změřeny posuvným měřítkem, zváženy a vysušeny v peci při konstantní teplotě 110° C. Po vysušení byla stanovena suchá hmotnost vzorků. Použitý oedometrický přístroj je uveden na Obr. 55. Výsledky oedometrických zkoušek jsou uvedeny v Kapitole 8.1.



Obr. 55: Oedometrický přístroj pro jednoosé stlačení nasycené zeminy.

7.3 CID triaxiální zkoušky

Jedním z hlavních a důležitých vstupních parametrů hypoplastického modelu je kritický úhel vnitřního tření. V případě nesoudržných materiálů, jako jsou písky a šterky, může být stanoven jednoduše změřením úhlu přirozené sklonitosti (Obr. 56).



Obr. 56: Měření úhlu přirozené sklonitosti písku.

U jemnozrnných zemin, ale i u písků, se pro stanovení kritického úhlu vnitřního tření v geotechnických laboratořích běžně používá smyková krabice. V neposlední řadě je možné tento parametr stanovit v triaxiálním přístroji, což byl i případ výzkumu v rámci této disertační práce.

Pevnost rekonstituovaných vzorků o průměru 38 mm a výšce 76 mm byla měřena při třech úrovních efektivního napětí - 100, 200 and 400 kPa. Po osazení vzorku do triaxiální komory byl vzorek sycen plynulým zvyšováním pórového tlaku z počáteční hodnoty 10 kPa na syticí tlak 300 kPa. Při tom byl současně zvyšován komorový tlak z počáteční hodnoty 20 kPa až na konečnou hodnotu 310 kPa. Oba tlaky byly zvyšovány rychlostí 1 kPa/min. K dosažení potřebného efektivního napětí byla na vzorcích provedena víceetapňová konsolidace. Při každém konsolidačním stupni bylo komorové napětí zvýšeno maximálně o 50 kPa.

7 LABORATORNÍ ZKOUŠKY

Z konsolidačních křivek (viz Obr. 73) byly stanoveny počáteční rozměry vzorku před smykem a maximální možná rychlost smykání. Ta byla spočtena podle normy ČSN CEN ISO/TS 17892-9 [33] z následujícího vztahu:

$$v_{max} = \frac{(H_i - \Delta H_c) \varepsilon_{1f}}{F t_{50}} \quad (32),$$

kde t_{50} je čas potřebný pro 50 % konsolidaci vzorku, ε_{1f} je očekávané poměrné osově přetvoření (absolutní hodnota) při porušení, F je faktor závislý na typu zkoušky a podmínkách drénování, H_i je počáteční výška vzorku před konsolidací, H_c je změna výšky vzorku v průběhu konsolidace. Hodnoty faktoru F odpovídající 95 % disipaci pórového tlaku jsou uvedeny v následující tabulce.

Tab. 5: Hodnoty faktoru F pro výpočet rychlosti zatěžování (převzato z ČSN EN ISO TS 17892-9 [33]).

Drenážní podmínky v průběhu konsolidace	Hodnoty F (pro $H_i/D_i = 2$)	
	Neodvodněná zkouška ^a	Odvodněná zkouška ^b
z jedné podstav	2,1	34
z obou podstav	8,4	34
z pláště a jedné podstav	7,2	56
z pláště a obou podstav	9,2	64
^a U pevných potrhaných zemin se má hodnota F udaná pro odvodněnou zkoušku použít i pro zkoušku neodvodněnou.		
^b Pro stanovení hodnoty F se použijí stejné drenážní podmínky při smykání jako při konsolidaci.		

Před zahájením smykání bylo zkontrolováno nasycení vzorků. Nasycenost byla kontrolována pomocí parametru B , který definoval Skempton ve své práci v roce 1954 [125]. Tento parametr se stanoví pomocí následující rovnice:

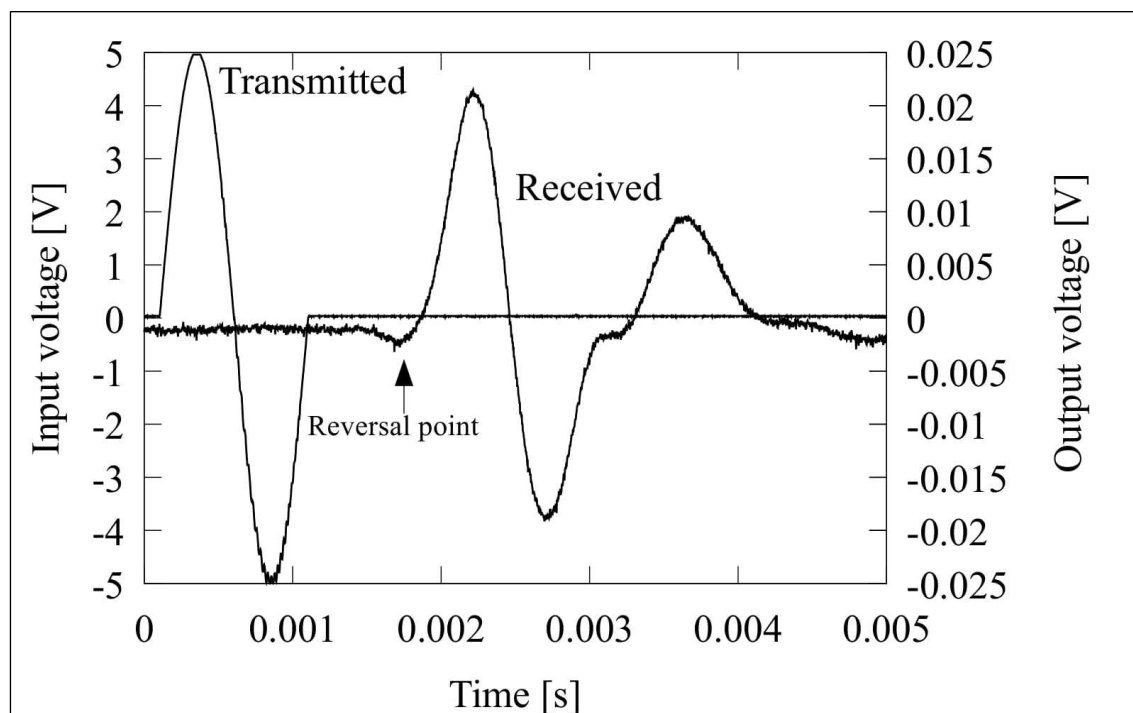
$$B = \frac{\Delta u}{\Delta \sigma} \quad (33),$$

kde Δu je změna pórového tlaku ve vzorku a $\Delta \sigma$ je změna komorového (totálního) tlaku. Po konsolidaci bylo uzavřeno drenážní vedení a byl jednorázově zvýšen komorový tlak o 30 kPa. Zároveň byl měřen pórový tlak vody ve vzorku pomocí snímače pórového tlaku. Výsledný nárůst pórového tlaku spolu s přírůstkem tlaku komorového byl dosazen do uvedeného vzorce. Vzorek byl před zahájením triaxiálních zkoušek považován za nasycený, jestliže byla hodnota parametru B větší než 95 %.

7.4 Tuhost nasycené zeminy

7.4.1 Maximální smyková tuhost

Maximální smyková tuhost nasyceného vzorku testované zeminy byla stanovena v triaxiálním přístroji osazeném piezoelektrickými snímači, tzv. bender elementy. Vysílací bender element byl osazen ve spodním podstavci vzorku, zatímco přijímací bender element byl osazen v horním čepci. Byl zkoušen vzorek o průměru 38 mm a výšce 76 mm, který byl postupně konsolidován na efektivní napětí 10, 50, 100, 200 a 400 kPa. Konsolidační proces byl stejný jako v případě měření smykové pevnosti, to znamená víceetapňová konsolidace o maximálním kroku 50 kPa při sytícím tlaku 300 kPa. Před osazením do triaxiální komory byl vzorek změřen posuvným měřítkem a zvážen. Po konci každé konsolidační fáze byly rozměry vzorku přepočítány na základě množství vody, která byla vytlačena ze vzorku. Tuhost zeminy byla měřena při izotropním napětí. Jako dráha průchodu vlny vzorkem byly zvoleny vzdálenost mezi konci vysílacího a přijímacího bender elementu [142]. Čas příchodu smykové vlny byl určen v souladu s metodikou popsanou Jovičicem et al. [62], tzn. v místě tzv. bodu obratu (viz Obr. 57). Pro měření maximální smykové tuhosti byla zvolena sinusová vlna o vstupní frekvenci od 5 do 10 kHz. Jednotlivé výstupní signály byly mezi sebou porovnány, protože pro jednotlivé frekvence by měl být čas příchodu smykové vlny stejný.



Obr. 57: Vstupní a výstupní signál bender elementů a čas příchodu vlny - tzv. „reversal point“ (z testu snímačů před naplněním triaxiální komory vodou).

7.4.2 Křivky poklesu tuhosti

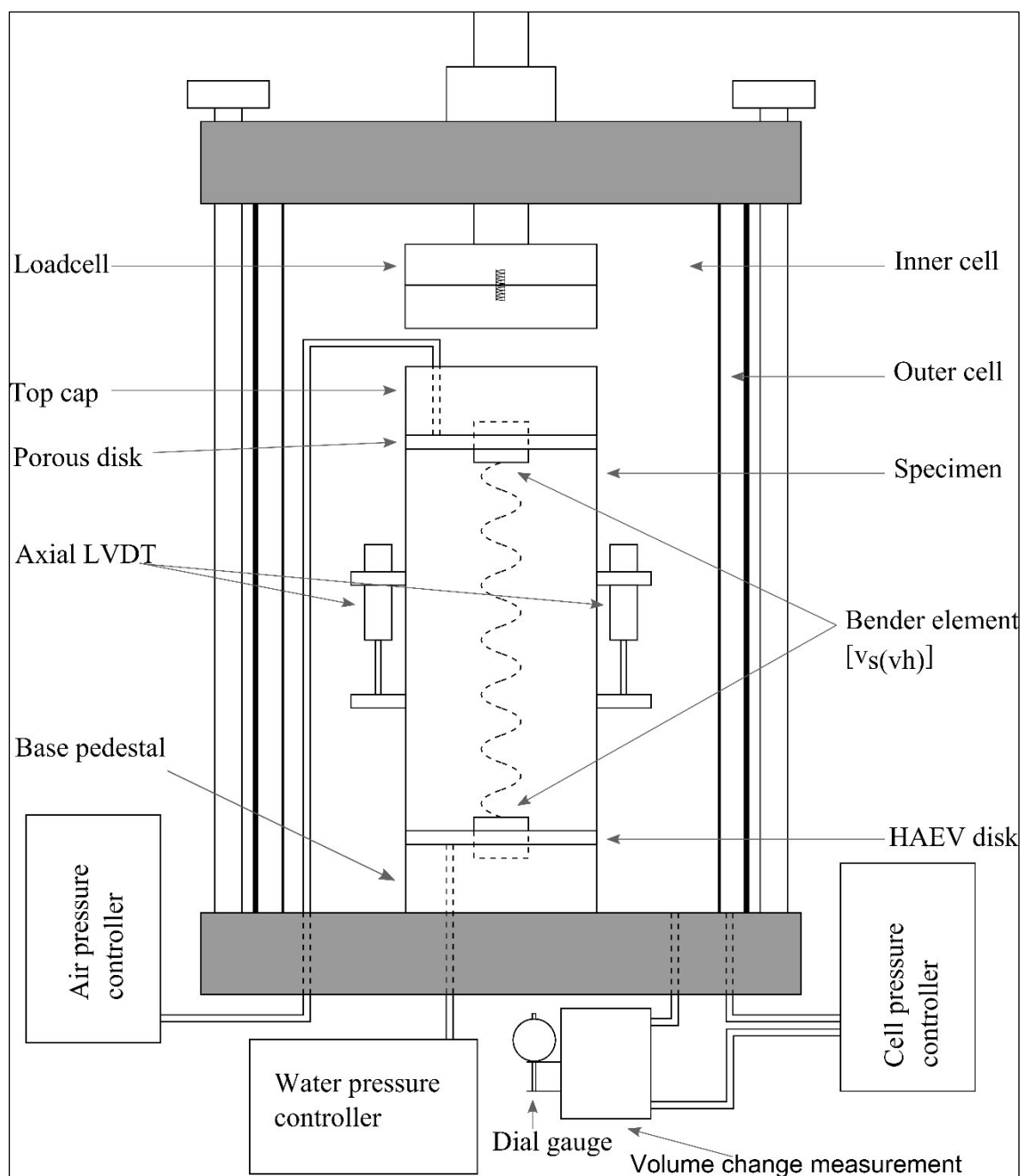
Křivky poklesu tuhosti nasycené zeminy byly stanoveny během CID triaxiálních zkoušek, a to při efektivních napětích $p' = 100, 200, 400$ kPa. Axiální deformace byly měřeny pomocí dvou axiálních snímačů LVDT (linear variable differential transformer) a také pomocí externího digitálního úchylkoměru Mahr Militast 1085. Axiální přetvoření vzorku bylo do 1 % stanoveno z měření snímačů LVDT a následně byl výpočet proveden z měření externího úchylkoměru až do konečného přetvoření cca 25 %.

Držáky snímačů LVDT byly na vzorek připevněny pomocí vteřinového lepidla Loctite Superatak Power Flex. Radiální snímače LVDT nebyly použity a radiální přetvoření bylo stanoveno z měření změny objemu vzorku a axiálních přetvoření. Pro výpočet axiálních přetvoření v počátku přetěžování byl použit průměr ze dvou měření axiálních deformací snímači LVDT. Velká přetvoření byla stanovena z jednoho měření externím měřidlem.

7.5 Tuhost nenasycené zeminy

Hlavní částí výzkumu bylo laboratorní měření tuhosti vzorků nenasycené zeminy. Zkoušky probíhaly v triaxiálním přístroji s dvojitou komorou (výrobce VJ Tech). Jedná se o mírně modifikovaný a dnes běžně používaný typ triaxiální komory pro zkoušení nenasycených zemin (původní design triaxiálních komor pro nenasycené zeminy viz např. [21], [22], [88]).

Vnitřní komora je vyrobena ze skla, zatímco vnější komora je standardní akrylátová. Tlak v obou komorách je řízen současně jediným kontrolérem (VJ Tech). Toto schéma zaručuje, že vnitřní komora se nedeformuje a změny objemu vzorku je možné stanovit ze změn množství vody ve vnitřní komoře. Pro tento účel je potřeba do drenážního vedení mezi kontrolér a vnitřní komoru triaxiálního přístroje zařadit speciální přístroj k měření změn objemu [124]. Pórový tlak vody a pórový tlak vzduchu je ovládán samostatným konvenčním kontrolérem (VJ Tech). Schéma celého přístroje uvedeno na Obr. 58.

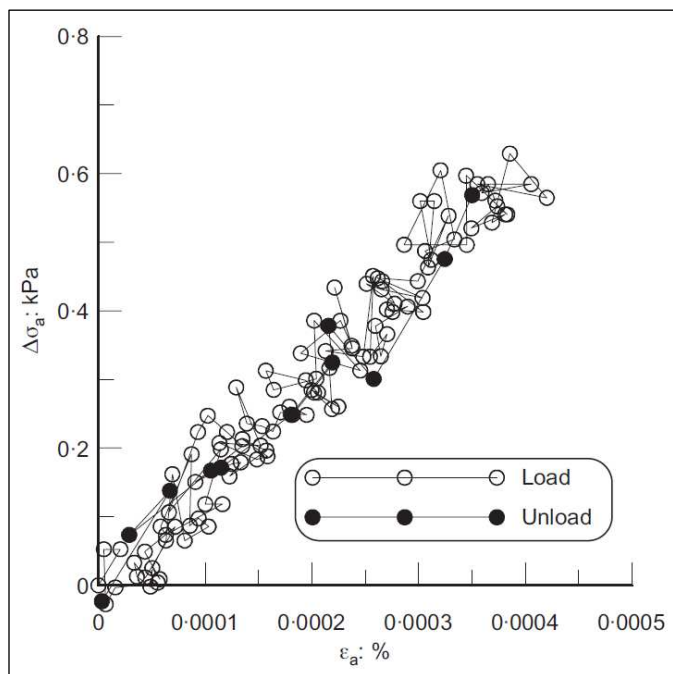


Obr. 58: Schéma použitého triaxiálního přístroje pro nenasycené zeminy s dvojitou komorou, HAEV diskem, bender elementy a snímači LVDT [93].

Deviátorové napětí bylo na vzorek aplikováno pomocí triaxiálního přístroje s řízenou deformací a měřeno pomocí ponorného snímače napětí („loadcell“) o kapacitě 1 kN. Takto nízká kapacita byla zvolena s ohledem na zajištění dostatečné přesnosti pro stanovení poklesových křivek tuhosti. Měření poklesu tuhosti probíhalo v každém rovnovážném bodě vzorku SM2 (viz Obr. 83), kdy byla provedena krátká zatěžovací axiální sonda do maximálního deviátorového napětí 30 kPa. Z toho důvodu nebyla potřeba vyšší kapacita ponorného snímače zatížení. Stanovení celkové napětí-deformační křivky (tj. až do cca 30 % axiálního přetvoření) nebylo předmětem výzkumu, a proto byla pro laboratorní zkoušky kapacita 1 kN dostatečná.

7 LABORATORNÍ ZKOUŠKY

Po provedení zatěžovací fáze do maximálního deviátorového napětí 30 kPa bylo provedeno odlehčení až na nulovou hodnotu deviátoru ($\sigma_a = \sigma_r$) – viz Obr. 59. Dosažení maximálního zatížení bylo průběžně kontrolováno během testu. Délka zatěžování se pohybovala zhruba od 17 do 28 hodin. Rychlost zatěžování byla různá s ohledem na aktuální napěťové podmínky a pohybovala se v rozmezí od $0,00009 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$ do $0,00023 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$.



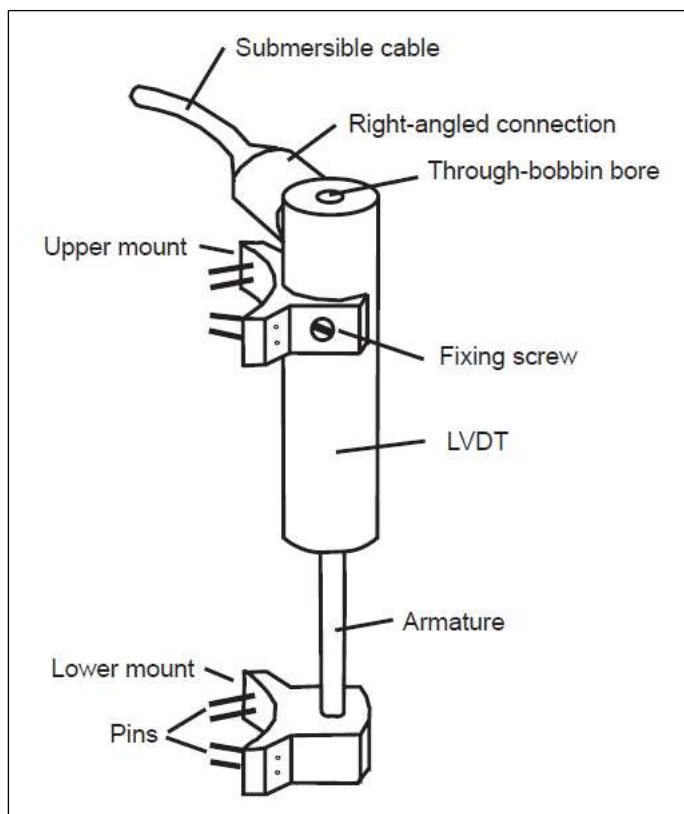
Obr. 59: Typický průběh axiální sondy [43].

7.5.1 Maximální smyková tuhost

Podobně, jako v případě nasycených vzorků, byla počáteční tuhost nenasyčených vzorků měřena ve vertikálním směru pomocí páru piezoelektrických bender elementů. Vysílací snímač byl umístěn v podstavě triaxiálního vzorku, zatímco přijímací snímač se nacházel v horním čepci. Vzdálenost mezi konci bender elementů byla zvolena jako vzdálenost průchodu smykové vlny vzorkem. Čas příchodu smykové vlny byl zvolen stejně jako u nasycených vzorků, tj. v bodě prvního obratu sinusové vlny. Vstupní frekvence byly zvoleny od 5 do 10 kHz pro každý rovnovážný napěťový bod. Pro stanovení času příchodu smykové vlny byla vždy vybrána taková frekvence, aby výstupní signál byl co nejméně rozkolísaný a zároveň efekt blízkého pole co nejnižší. Zašumění výstupního signálu mohl způsobit jednak zesilovač, ale pravděpodobně větší efekt měl napěťový stav vzorku, respektive stupeň nasycení. Horizontální bender elementy nebyly použity, protože se předpokládalo, že testy budou dlouhodobé a mohl by vzniknout problém s dokonalým utěsněním perforované membrány.

7.5.2 Křivky poklesu tuhosti

Při měření poklesových křivek tuhosti nasycených vzorků se držáky snímačů LVDT často přichytávají na vzorek za pomoci špendlíků propíchnutých skrz membránu do vzorku (viz Obr. 60).



Obr. 60: Schéma uchycení LVDT snímače na triaxiální vzorek pomocí špendlíků [29].

U nenasyčeného vzorku jsem měl obavu, zda by se podařilo dokonale utěsnit vzniklou perforaci (musely by se propíchnout dvě latexové membrány). Z toho důvodu jsem přistoupil pouze k nalepení držáků LVDT na vnější latexovou membránu (viz Obr. 61). Vzdálenost obou držáků byla při nalepení zhruba 5 cm a držáky byly umístěny do prostřední třetiny vzorku, aby bylo zajištěno co nejmenší ovlivnění aplikovaným zatížením v blízkosti dolní podstavy vzorku a horního čepce. Axiální přetvoření bylo stanoveno z průměru tří měření lokální deformace snímači LVDT. Tři snímače deformace byly zvoleny proto, aby se zamezilo stavu, který může nastat při použití pouze dvou snímačů. Jak uvádějí Gasparre et al. [44], může v takovém případě dojít k ohybu vzorku podél osy, na které jsou umístěny oba snímače. Instalací tří snímačů rovnoměrně po obvodu vzorku se nesprávné měření eliminuje.

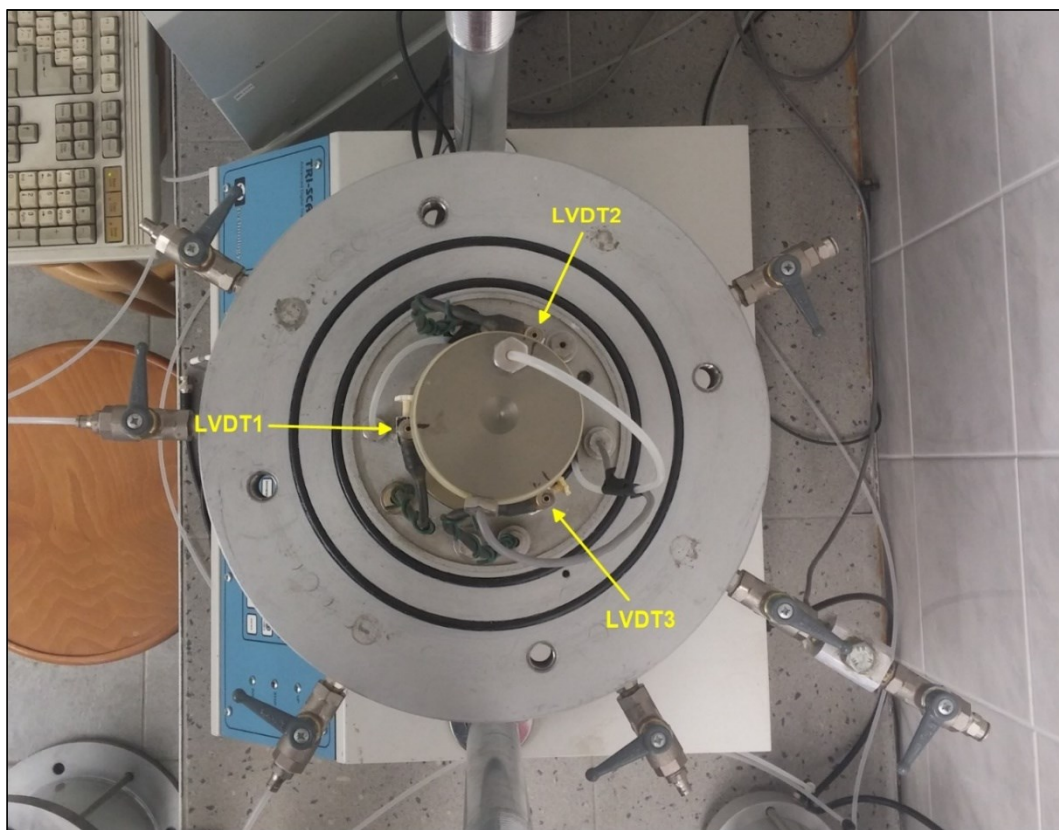
Držáky snímačů LVDT byly na membránu přichyceny pomocí vteřinového lepidla. Pro dlouhodobé zkoušky nenasyčených zemin se osvědčilo lepidlo Loctite Superatak Power Flex, jehož gelová konzistence se hodí na lepení držáků snímačů LVDT ve svislé pozici. Pro zajištění co nejdelší trvanlivost spoje byl držák LVDT, přilepený vteřinovým lepidlem, následně „obalen“ vrstvou kaučukového lepidla Vulkan Cement. Kombinace

7 LABORATORNÍ ZKOUŠKY

těchto lepidel se ukázala jako spolehlivá během několikaměsíčního kontaktu s vodou. U vzorku SM1 byly snímače přilepeny pouze pomocí vteřinového lepidla a během dlouhého kontaktu s vodou držák odpadl a lokální měření deformace nebylo možné provést.



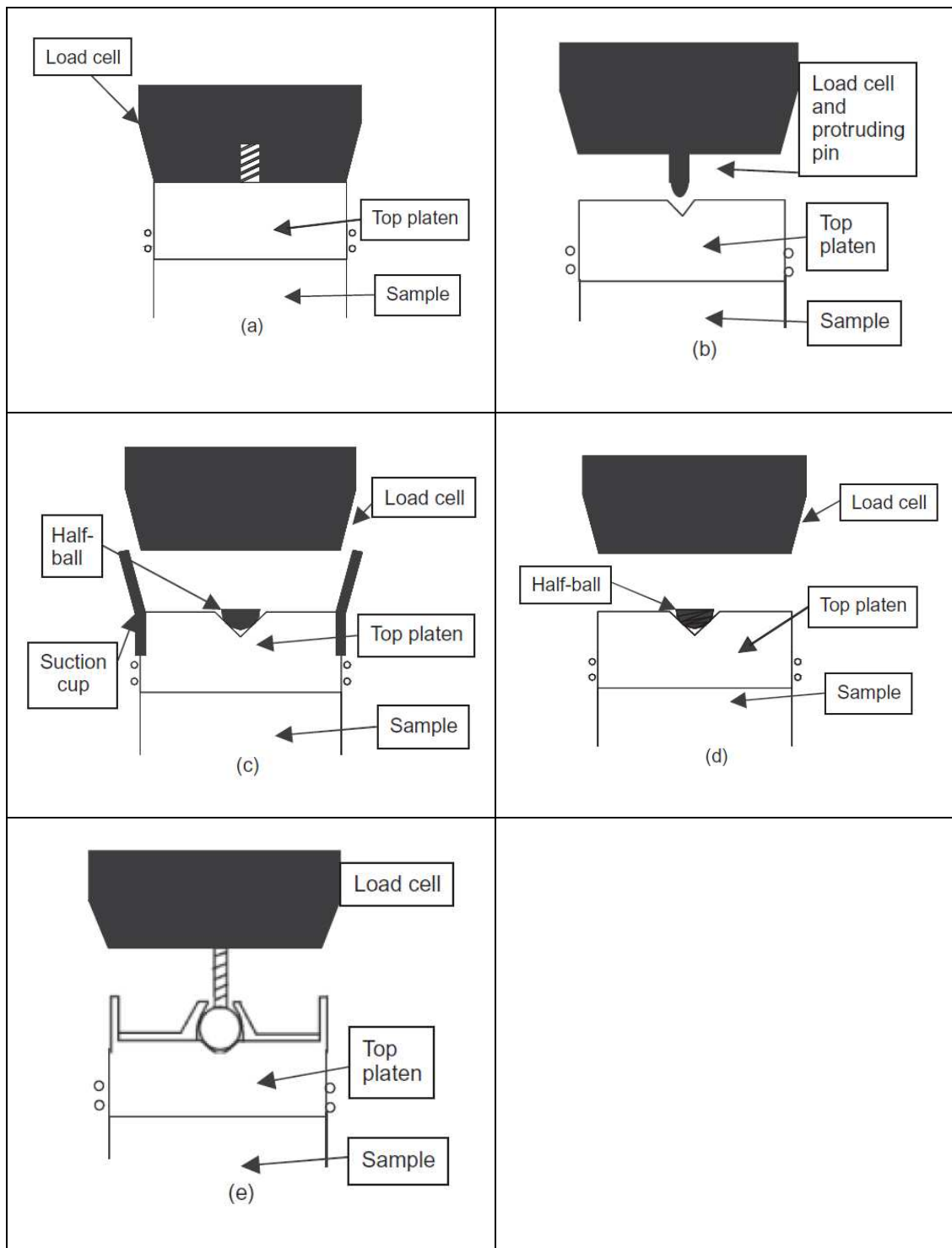
Obr. 61: Přichycení LVDT snímačů na triaxiální vzorek nenasycené zeminy; vlevo – držáky LVDT snímačů, vpravo – osazené LVDT snímače.



Obr. 62: Detail osazení LVDT snímačů po obvodu vzorku.

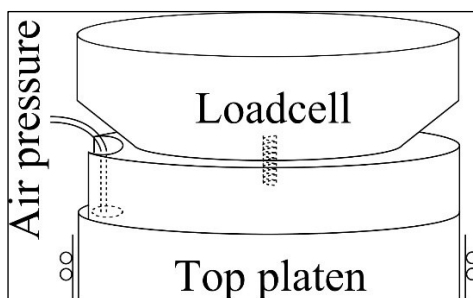
7 LABORATORNÍ ZKOUŠKY

Pro kvalitní měření deformací vzorku je důležitý způsob kontaktu mezi snímačem síly a horním čepcem vzorku. Pokud je kontakt nedokonalý, snímače LVDT v počátku zatěžování registrují asymetrické deformace [44]. Existuje několik typů kontaktů mezi snímačem síly a horním čepcem vzorku. Ty nejběžnější jsou uvedeny na následujícím obrázku [44].



Obr. 63: Nejběžnější typy kontaktu mezi snímačem síly a horním čepcem vzorku (upraveno z [44]): a) pevný, b) kuliček, c) „suction cap“ s půlkou koule, d) pouze půlka koule, e) pevná koule.

Pro laboratorní zkoušky v rámci této disertační práce byl zvolen „pevný“ (plochý) kontakt mezi snímačem síly a vzorkem zeminy (Obr. 64), který omezuje počáteční naklánění a ohýbání vzorku. Pro tento typ kontaktu je však důležité, aby podstavy vzorku byly rovnoběžné, respektive aby horní čepec vzorku byl rovnoběžný s plochou připevněnou na snímač loadcell. Kvalitní kontakt zabrání naklánění a dosedání celého systému a tím pádem i nepřesným měřením na začátku zatěžování. Proto je důležité dbát na přesné seřiznutí podstav rekonstituovaného vzorku před jeho osazením do triaxiální komory a správnému vyrovnaní celého triaxiálního systému do roviny.



Obr. 64: Detail kontaktu mezi snímačem síly a horním čepecem triaxiálního vzorku [93].

7.5.3 Osazení nenasyceného vzorku do triaxiální komory

Pro kontrolu kapilárního sání byla při zkouškách využita technika proporčně zvýšených napětí [54]. Vzorek zeminy byl obalen dvěma latexovými membránami, mezi které byla umístěna hliníková fólie. Ta zabraňuje difuzi vzduchu z nenasyceného vzorku skrz membránu do vody ve vnitřní komoře triaxiálního přístroje, což by následně vedlo k nesprávnému měření objemu vzorku. Ve spodním podstavci byl uchycen disk s vysokou vstupní hodnotou vzduchu (HAEV disk). Disk umožňoval oddělit od sebe pórový tlak vody a pórový tlak vzduchu, a to až do jejich rozdílu 500 kPa (vstupní hodnota). Aby mohl být řízen tlak vzduchu ve vzorku, musel být v kontroléru stlačený vzduch. Ten byl dodán ze zásobníku stlačeného vzduchu a byl z něj průběžně během zkoušek doplňován. Celý triaxiální systém pro zkoušky nenasycené zeminy je zobrazen na následující fotografii (Obr. 65).



Obr. 65: Triaxiální systém pro zkoušky nenasycené zeminy, použitý v rámci prezentovaného výzkumu – triaxiální komora VJ Tech, zatěžovací lis VJ Tech (Tri-scan 50), úchylkoměr Mahr, 3 kontroléry tlaku VJ Tech, externí měřidlo změny objemu vzorku s úchylkoměrem Mahr, tlaková lahev se stlačeným vzduchem, snímače LVDT (RDP Electronics), bender elementy, počítačový systém.

Keramický disk bylo potřeba před osazením vzorku zeminy nasytit vodou. Triaxiální komora byla naplněna vodou a byl v ní nastaven tlak 100 kPa. Následně byl otevřen kohout pórové vody a do něj byla umístěna hadička, která byla ponořena do kádinky s vodou. Byl sledován unikající vzduch z keramického disku, který pod vodou v kádince

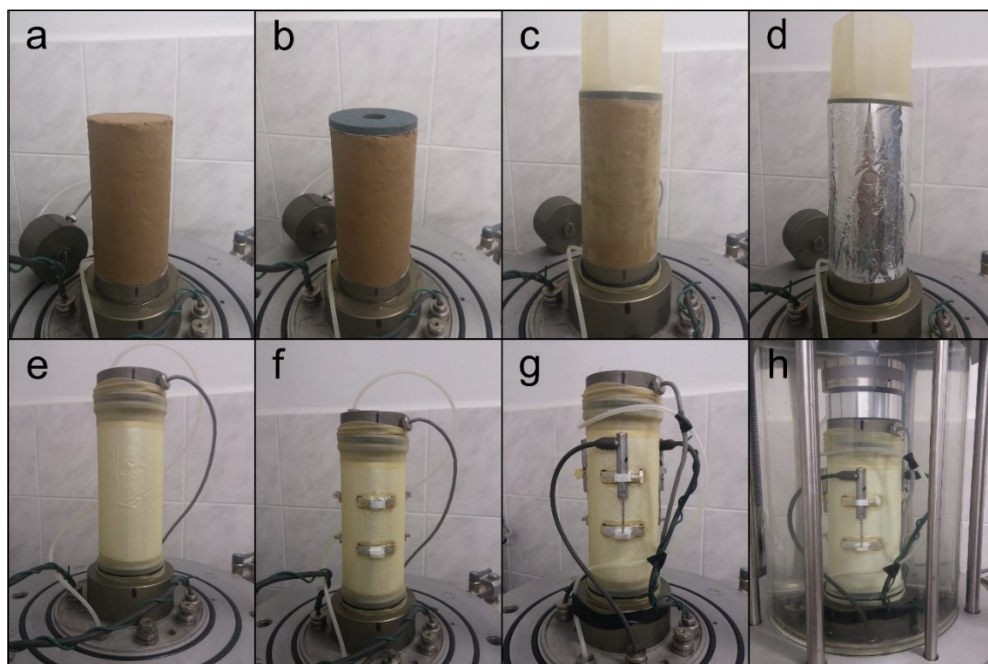
7 LABORATORNÍ ZKOUŠKY

tvořil bublinky na konci hadičky. Proces saturace trval zhruba týden. Na jeho konci z hadičky již nevycházely žádné vzduchové bubliny, ale pouze voda. Po nasycení HAEV disku byla vypuštěna komora a ihned osazen vzorek zeminy, aby nedošlo k desaturaci disku (na disku byla ponechána tenká vrstva vody). Pro všechny části triaxiálního systému pro nenasyčené zeminy (tj. i do jednotlivých komor) byla použita destilovaná voda.

V podstavcích rekonstituovaného nasyceného vzorku byly před osazením do triaxiální komory vytvořeny malé prohlubně pro následné umístění bender elementů. Vzorek byl před osazením do triaxiální komory zvážen, změřen a umístěn na HAEV disk. K zajištění správného kontaktu mezi zeminou a bender elementem byla do prohlubně nalita trocha zeminové „kaše“. Následně byla na vzorek umístěna trojvrstvá membrána-hliníková fólie-membrána – viz Obr. 66.

Po osazení do triaxiální komory a nainstalování LVDT snímačů byl do vzorku přiveden tlak vody 10 kPa a do obou komor 20 kPa. Následně byly oba tlaky, jak pórový tlak vody, tak komorový tlak, současně zvyšovány rychlostí 1 kPa/min na hodnotu 100 kPa, respektive 110 kPa. Poté byl do vzorku přiveden pórový tlak vzduchu, a to za současného zvyšování komorového tlaku rychlostí 3 kPa/h. Od této chvíle byl vzorek zkoušen v nenasyčeném stavu a každá změna kapilárního sání nebo redukovaného napětí byla provedena rychlostí 3 kPa/h.

Po každé změně napětí bylo potřeba dosáhnout rovnováhy. Dosažení rovnováhy bylo považováno za skončené, když změna vlhkosti vzorku byla menší než 0,04 % za 24 hodin [123] v [97]. Dosažení rovnováhy typicky trvalo v řádu dní až týdnů, a to podle typu a velikosti změny. Postup osazení vzorku zeminy pro nenasyčené zkoušky do triaxiální komory je vidět na Obr. 66.



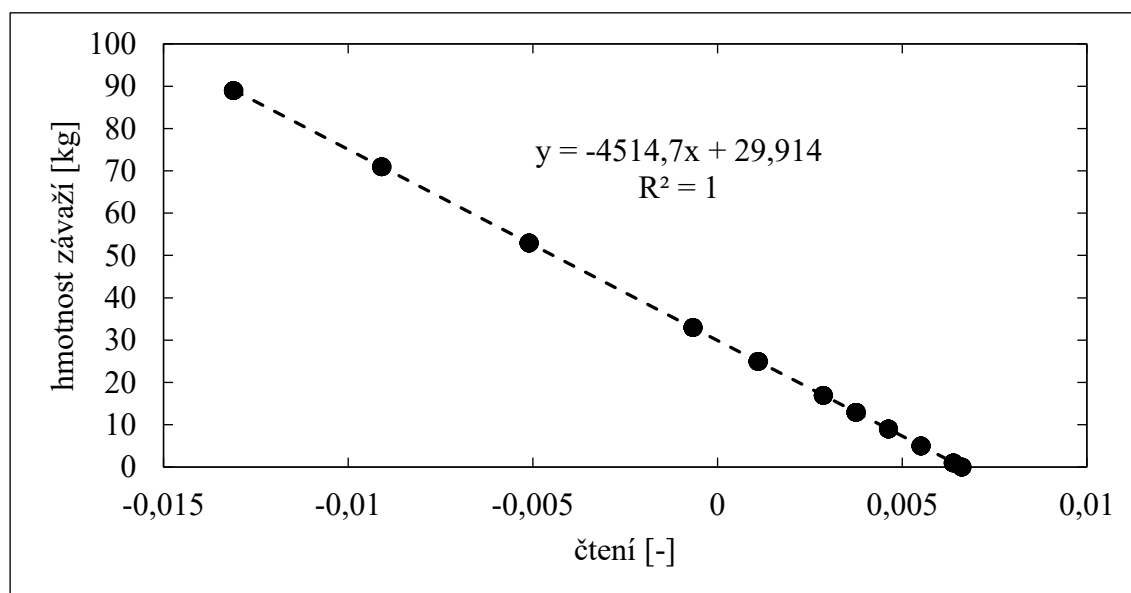
Obr. 66: Osazení nenasyčeného vzorku do triaxiálního přístroje: a – umístění vzorku na podstavu; b – umístění porézní keramické destičky na horní podstavu vzorku; c – osazení vnitřní latexové membrány a spodních O-kroužků; d – osazení hliníkové fólie na vnitřní latexovou membránu; e – osazení vnější latexové membrány, horního čepce a zbývajících O-kroužků; f – přilepení držáků LVDT snímačů; g – umístění LVDT snímačů do držáků; h – osazení dvojité triaxiální komory.

V Laboratořích mechaniky zemin na Přírodovědecké fakultě Univerzity Karlovy nebyl v době provádění tohoto doktorského výzkumu dostupný snímač „suction probe“. Během triaxiálních zkoušek nenasyčené zeminy proto nebylo možné kapilární sání kontinuálně sledovat a dosažení požadovaných napěťových podmínek testů bylo kontrolováno pouze nepřímo pomocí měření změny vlhkosti vzorku – viz výše.

7.6 Kalibrace přístrojů

7.6.1 Snímač síly

Ponorný snímač síly byl kalibrován mimo triaxiální komoru s použitím ocelových závaží.



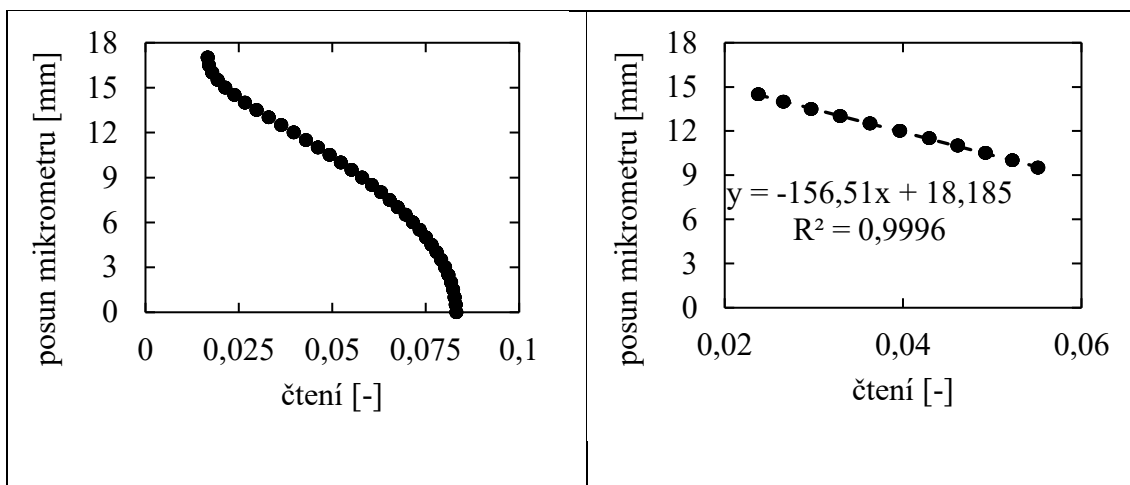
Obr. 67: Kalibrace snímače síly (loadcell).

7.6.2 Snímače LVDT

Snímače LVDT byly kalibrovány pomocí mikrometru (viz Obr. 68). Zprvu byla kalibrace provedena pro celou délku feromagnetického jádra. Jakmile byla nalezena lineární oblast, byla kalibrace provedena znovu s krokem po 0,5 mm. Lineární oblast byla na feromagnetickém jádře označena pomocí lihového fixu, aby bylo možné provést správnou instalaci LVDT snímače na vzorek zeminy. Při instalaci snímače bylo feromagnetické jádro do snímače umístěno na počátek lineární oblasti (respektive přibližně 0,5 mm do lineární oblasti), protože bylo počítáno s tím, že v prvních fázích bude probíhat stlačování vzorku.



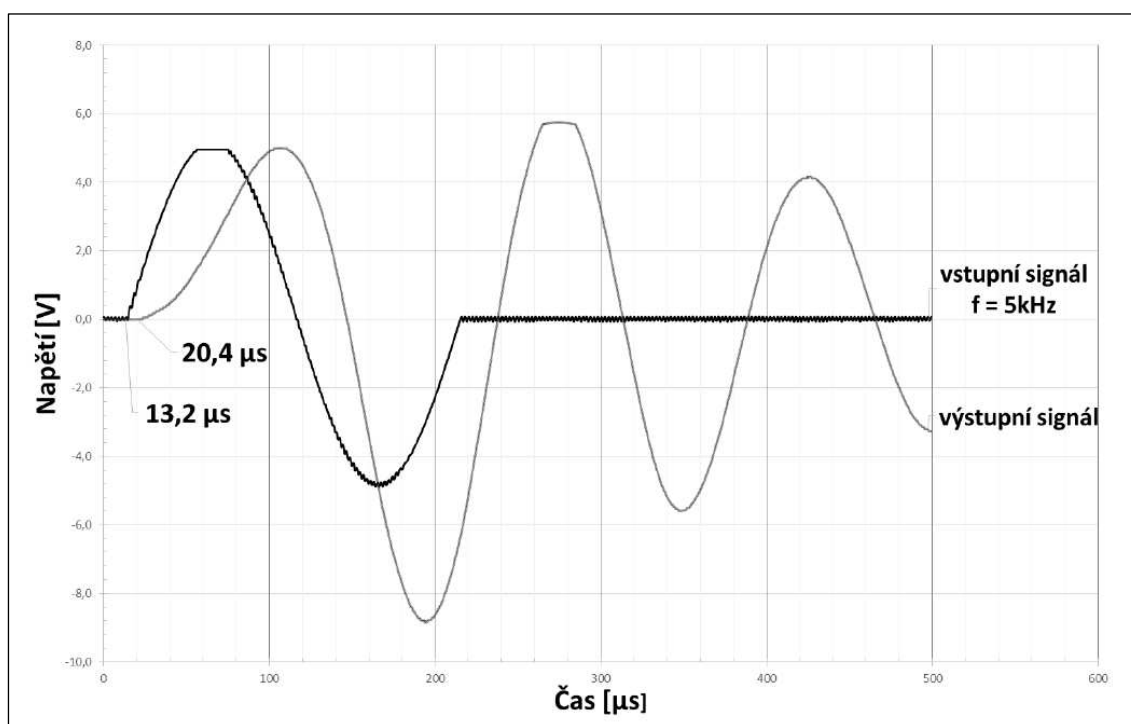
Obr. 68: Držák na kalibraci snímače LVDT pomocí mikrometru.



Obr. 69: Kalibrace snímače LVDT: vlevo – profil celým feromagnetickým jádrem; vpravo – lineární část feromagnetického jádra.

7.6.3 Bender elementy

Bender elementy nebyly před zahájením zkoušek nijak kalibrovány. Byl pouze zkontrolován jejich stav a těsnost jejich instalace do triaxiální komory. Krupička v rámci své diplomové práce [71] pracoval se stejným typem snímače, funkčním generátorem, zesilovačem, výpočetní technikou i programovým vybavením a provedl kalibraci bender elementů. Kalibraci provedl při přímém kontaktu vysílacího a přijímacího snímače, a to při frekvenci 5 kHz. Při přímém kontaktu je možné určit celkové zpoždění měřicího systému, protože čas vzniku smykové vlny nemusí odpovídat okamžiku vytvoření budícího elektrického napětí. Krupička provedl odečet času v místě prvního nasazení vstupního signálu a stanovil zpoždění přibližně 13 μs – viz Obr. 70.

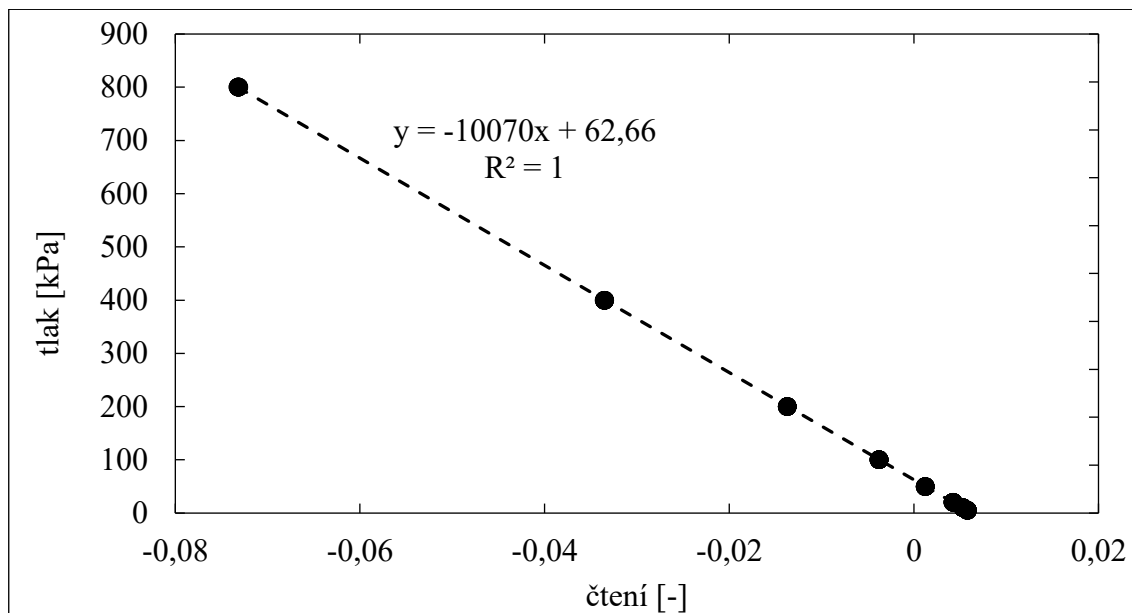


Obr. 70: Zpoždění měřicího systému [71].

Jak uvádí Petružálek [104], zpoždění je pravděpodobně způsobeno polarizací vysílacího elementu a běžně se zanedbává, protože časy průchodu smykové vlny jsou u standardních triaxiálních vzorků o výšce 76 mm v řádu stovek mikrosekund (u vyšších vzorků budou časy průchodu delší). V této diplomové práci tedy vycházím z měření provedených Krupičkou [71] a zpoždění zanedbávám.

7.6.4 Snímač pórového tlaku

Snímač pórového tlaku byl použit pouze pro kontrolu nasycení nasycených vzorků před konsolidací (*CID* triaxiální zkoušky a měření maximální tuhosti). Jeho kalibrace byla provedena proti kontroléru tlaku vody.

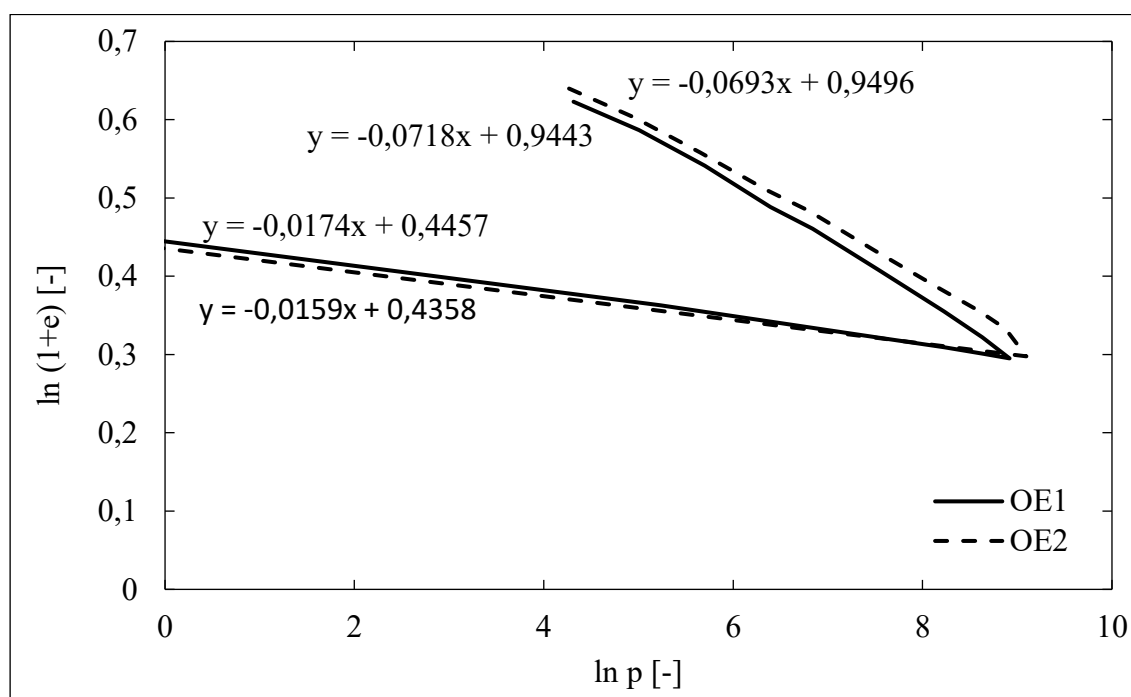


Obr. 71: Kalibrace snímače pórového tlaku.

8 VÝSLEDKY – Zkoušky na nasycené zemině

8.1 Oedometrické zkoušky

Výsledky oedometrických zkoušek byly interpretovány s ohledem na potřeby kalibrace hypoplastického modelu. Parametry modelu jsou určeny ze zatěžovací a odlehčovací větve v prostoru $\ln(1+e): \ln(p)$. Sklon zatěžovací větve je definovaný parametrem λ^* , zatímco parametr κ^* určuje sklon odlehčovací větve. Parametr N je hodnota y pro $x=0$. Výsledky oedometrických zkoušek spolu s parametry hypoplastického modelu jsou uvedeny na Obr. 72.

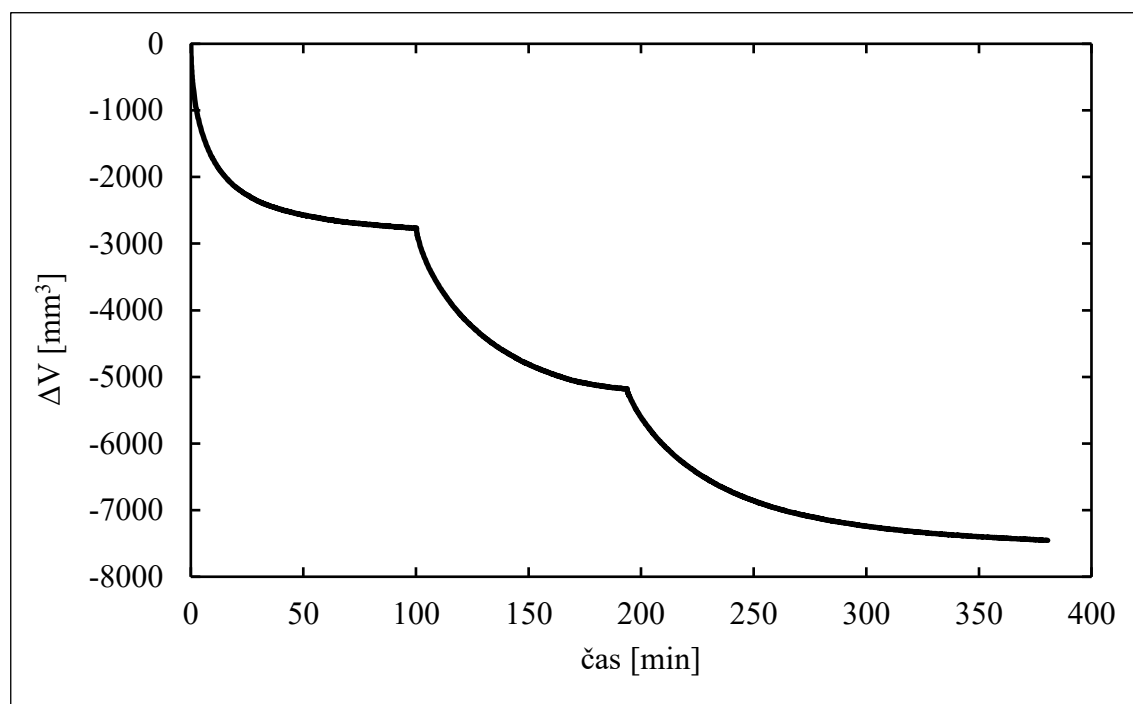


Obr. 72: Výsledky oedometrických zkoušek nasycených vzorků.

Pro účely kalibrace hypoplastického modelu byly použity průměrné hodnoty ze dvou oedometrických zkoušek. Sklon zatěžovací větve byl stanoven jako $\lambda^* = 0,0706$ a sklon odlehčovací větve jako $\kappa^* = 0,0167$. Průsečík zatěžovací větve s osou y je v bodě $N = 0,947$.

8.2 CID triaxiální zkoušky

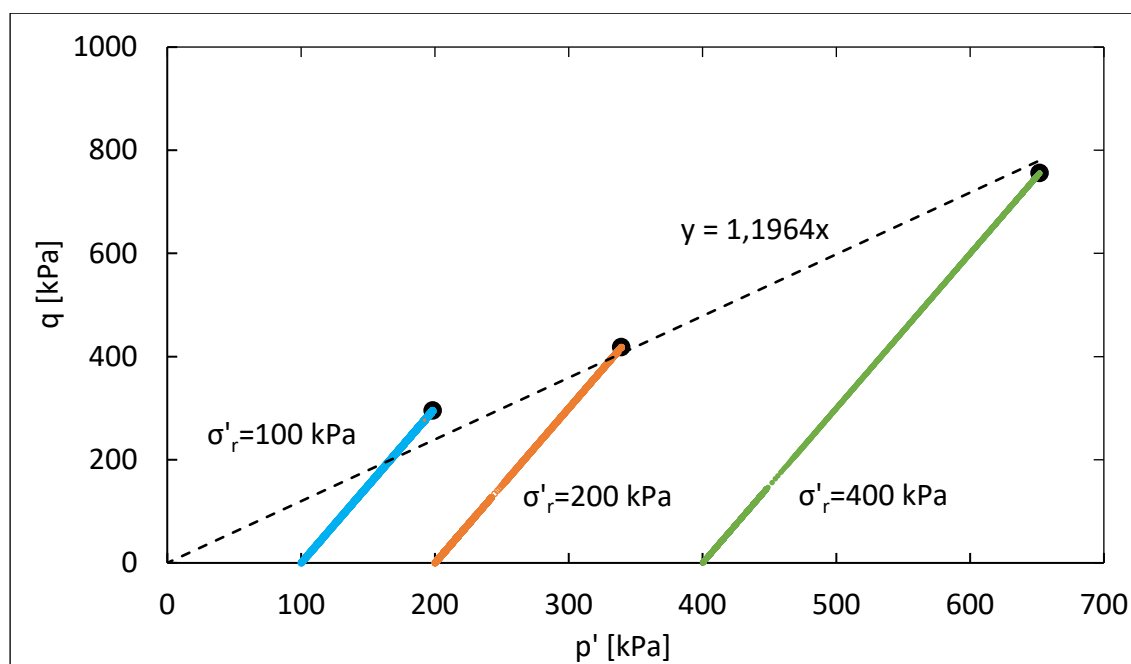
Vzorky zeminy byly před triaxiálními zkouškami konsolidovány v triaxiální komoře. Konsolidace byla víceetapňová, aby nedošlo k porušení struktury vzorku při příliš velké změně tlaku. Komorový tlak byl postupně zvyšován o maximální hodnotu 50 kPa až na cílovou hodnotu. Každé zvýšení o daný stupeň proběhlo naráz o daný tlak (maximálně však 50 kPa). Vícestupňová konsolidace je uvedena Obr. 73.



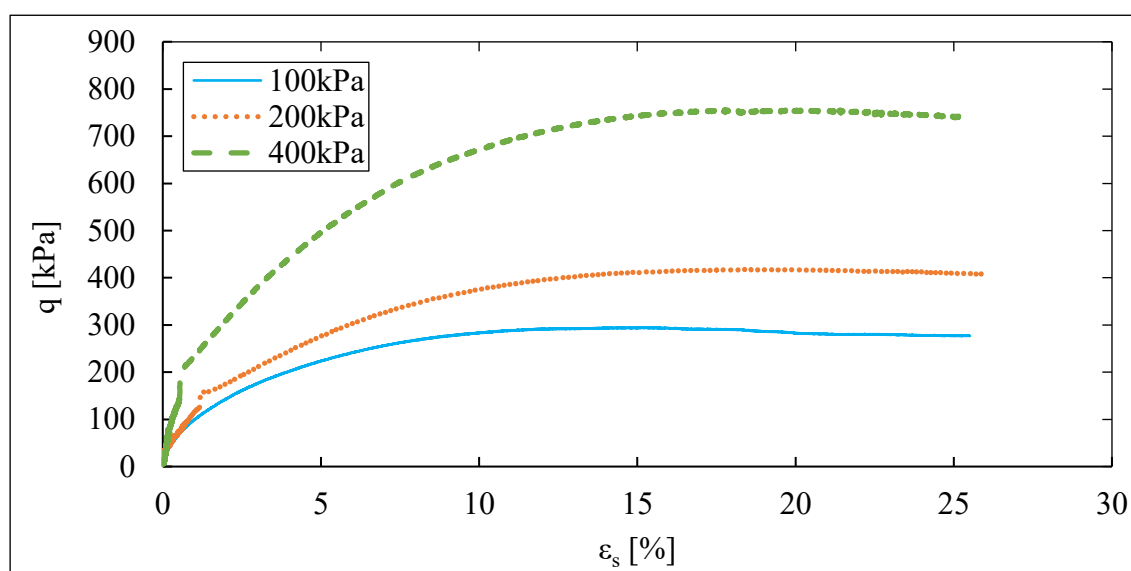
Obr. 73: Tříetapňová konsolidace; $\Delta\sigma_r = 50 \text{ kPa}$ pro každý stupeň.

Maximální rychlost smyku byla spočtena na základě konsolidace podle vzorce (32). Výsledná maximální rychlost smyku byla $0,0038 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$.

Obr. 74 ukazuje dráhy napětí tří rekonstituovaných vzorků, které byly zkoušeny při efektivních napětích 100, 200 and 400 kPa. Napětí-o-deformační křivky jsou uvedeny na Obr. 75.



Obr. 74: Dráhy napětí CID triaxiálních zkoušek při $\sigma'_r = 100, 200$ a 400 kPa.



Obr. 75: CID triaxiální zkoušky – q vs. ε_s .

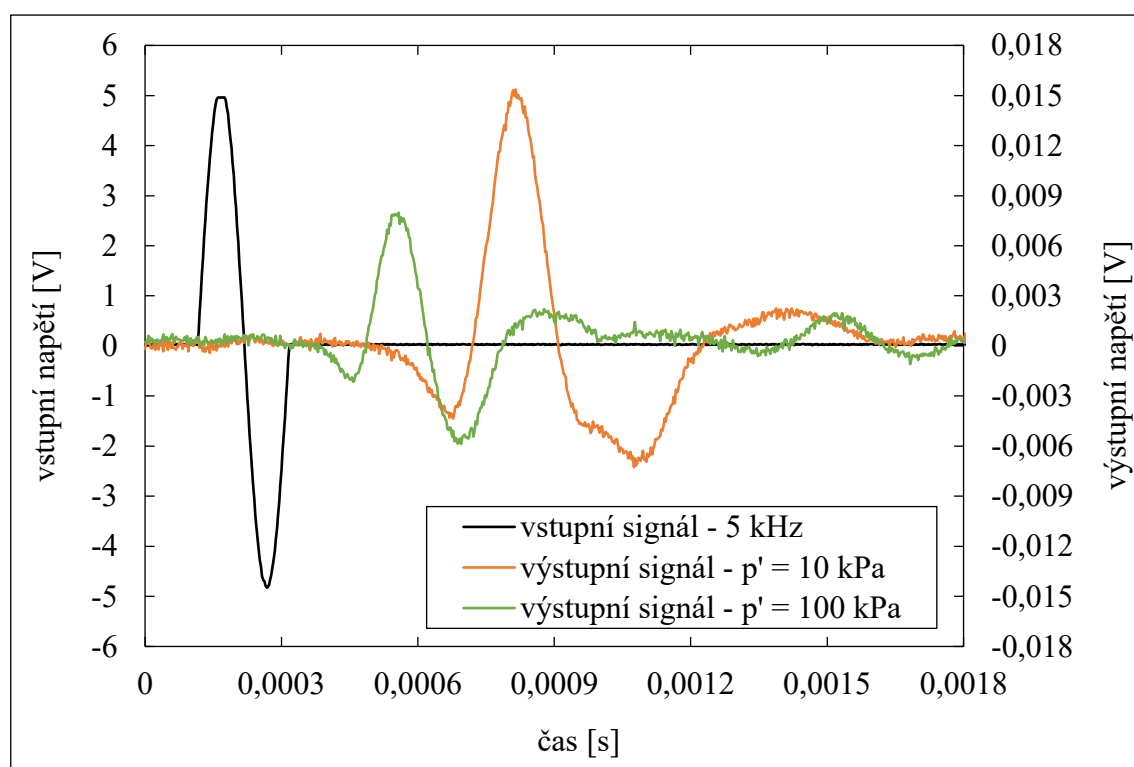
Rekonstituované vzorky dosáhly kritické pevnosti při axiálním přetvoření zhruba 10 % až 15 % a zkoušky byly ukončeny při axiálním přetvoření 25 %, viz Obr. 75. Z výsledků zkoušek vyplývá, že kritický úhel vnitřního tření rekonstituované sprašové zeminy je přibližně $\varphi_c = 30^\circ$. Výkyv v zaznamenaných datech na začátku smykání je způsoben dosedáním snímače loadcell na horní čepce vzorku, kdy dochází k narovnávání vzorku a jeho vystředování.

V rámci odvođených smykových zkoušek bylo provedeno i měření tuhosti nasycené zeminy pomocí lokálních snímačů deformace. Výsledky těchto měření jsou uvedeny v kapitole 8.3.2.

8.3 Tuhost nasycené zeminy

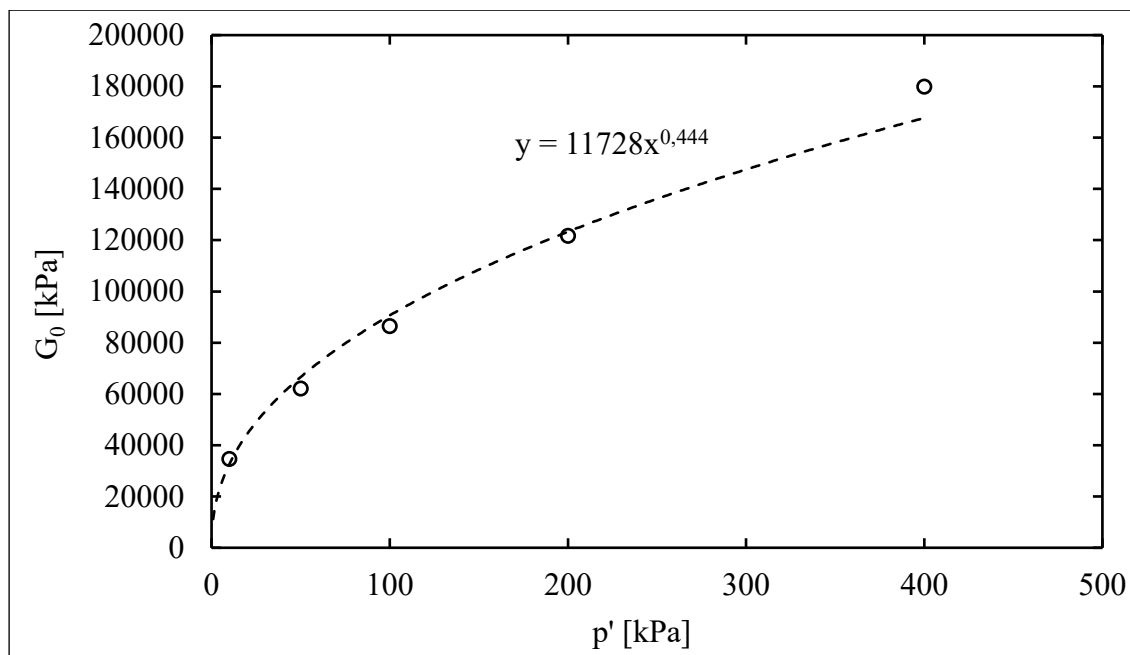
8.3.1 Maximální smyková tuhost

Celkem bylo provedeno pět měření tuhosti při izotopních středních efektivních napětích 10, 50, 100, 200 a 400 kPa. Čas příchodu smykové vlny byl stanoven tak, jak je uvedeno v kapitole 7.4. Na následujícím obrázku je patrný vliv středního efektivního napětí na čas příchodu smykové vlny, a tím pádem i na tuhost zeminy. Je zřejmé, že se zvyšujícím se napětím se výrazně zkracuje čas průchodu smykové vlny vzorkem a tuhost zeminy narůstá.



Obr. 76: Porovnání času příchodu smykové vlny při středních efektivních napětích $p' = 10$ kPa a $p' = 100$ kPa.

Výsledky zkoušek při výše uvedených středních efektivních napětích jsou uvedeny na Obr. 77. Při zvýšení středního efektivního napětí z 10 kPa na 100 kPa se snížil čas průchodu smykové vlny vzorkem o 0,2 ms. Rychlost šíření smykové vlny se zvýšila zhruba o 57 % a maximální smyková tuhost vzorku se zvýšila přibližně 2,5x z 34,6 MPa na 86,4 MPa.



Obr. 77: Tuhost nasyceného rekonstituovaného vzorku při různých středních efektivních napětích.

Tuhost nasycené zeminy se zvýšila z $G_0 \approx 35$ MPa při $p' = 10$ kPa až na hodnotu $G_0 \approx 180$ MPa při $p' = 400$ kPa. Je zřejmé, že grafem závislosti maximálního smykového modulu na středním efektivním napětí lze proložit mocninnou funkcí (jak uvádí např. [143]). Parametry mocninné funkce jsou $A = 11728$ a $n = 0,444$, viz Obr. 77. Pro účely kalibrace hypoplastického modelu bylo však dále nutné stanovit závislost tuhosti zeminy na čísle pórovitosti, středním efektivním napětí a stupni nasycení – viz rovnice (29). Z měření tuhosti na nasyceném vzorku bylo možné stanovit pouze parametry A , m , n . Parametry byly stanoveny pomocí následující rovnice, která je shodná s rovnicí (29) pouze nezohledňuje vliv stupně nasycení:

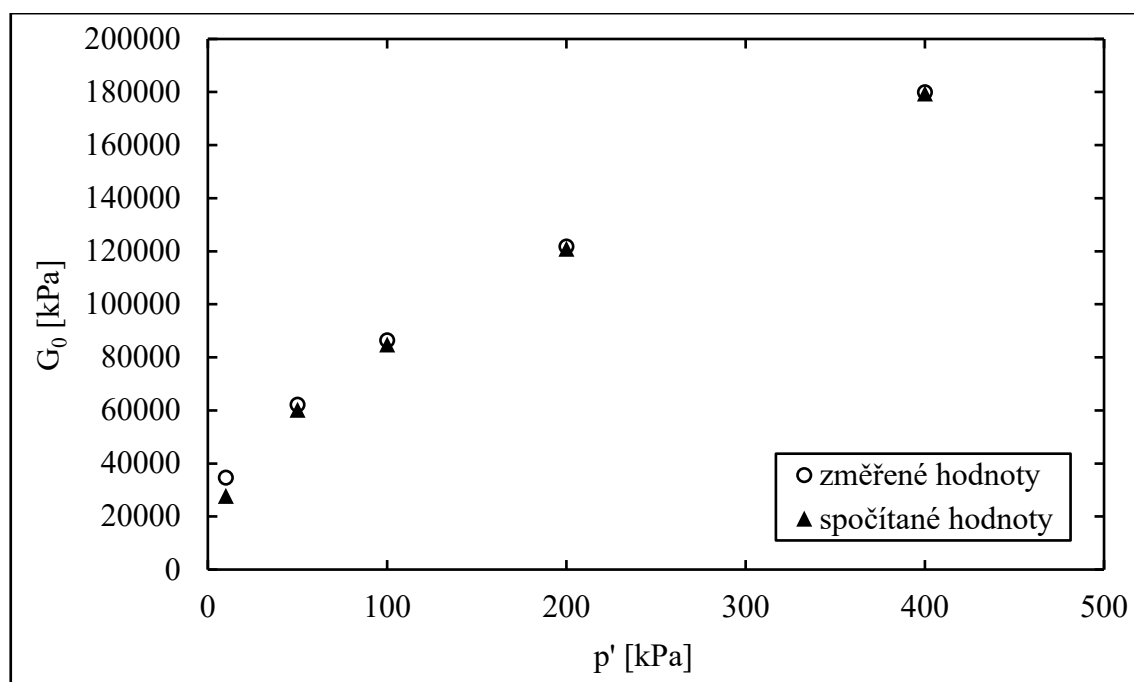
$$G_0 = A_g e^{(-m)} p'^{(n)} \quad (34),$$

kde parametr m zohledňuje vliv čísla pórovitosti a parametr n zohledňuje vliv středního efektivního napětí na maximální smykový modul.

Na Obr. 78 jsou uvedeny výsledky laboratorního měření počáteční tuhosti na nasyceném vzorku spraše. Dále jsou zde uvedeny vypočítané hodnoty smykového modulu z rovnice (34). Na základě výsledků laboratorního měření a výsledků z rovnice (34) byly stanoveny parametry A , m , n , které byly použity pro kalibraci numerického modelu pro nenasyčené zeminy. Parametry k_g a λ_p , které jsou spjaty se stupněm nasycení a jsou potřeba v případě nenasyčené zeminy pro stanovení G_0 (viz rovnice (29)), byly kalibrovány zvlášť na základě laboratorních měření na vzorcích nenasyčené zeminy – viz kapitola 10.1.4.

Číslo pórovitosti bylo spočteno ze změny objemu vzorku při jednotlivých hodnotách středního napětí. Hodnoty čísla pórovitosti pro jednotlivé napěťové stavy jsou uvedeny v následující tabulce. Výsledné hodnoty parametrů pro kalibraci počáteční tuhosti jsou následující: $A = 6800$, $n = 0,47$, $m = 1$.

8 VÝSLEDKY – Zkoušky na nasycené zemině



Obr. 78: Tuhost nasyceného rekonstituovaného vzorku při různých p' - porovnání naměřených hodnot a spočítaných hodnot s vlivem čísla pórovitosti a středního efektivního napětí.

Tab. 6: Porovnání změřených a spočítaných hodnot smykového modulu nasyceného triaxiálního vzorku.

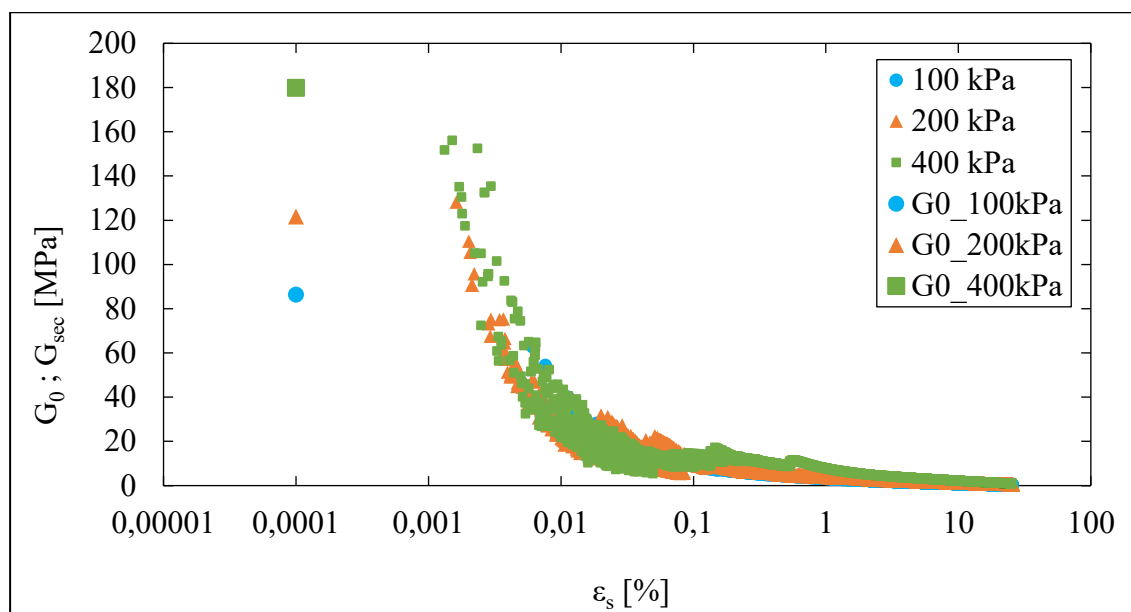
p' [kPa]	e [-]	G_0 – změřený [kPa]	G_0 – spočítaný * [kPa]
10	0,724	34 592	27 717
50	0,710	62 157	60 191
100	0,698	86 413	84 801
200	0,679	121 703	120 904
400	0,633	179 912	179 408

* smykový modul spočítaný z rovnice (34)

Maximální tuhost nasyceného vzorku se zvyšuje s rostoucím středním efektivním napětím, což je v souladu s dříve publikovanými výsledky (např. [143]). Spočítané hodnoty smykového modulu G_0 z rovnice (34) dobře korespondují s hodnotami změřenými v laboratoři. Největší rozdíl mezi změřenou a spočítanou hodnotou smykového modulu je při efektivním napětí 10 kPa. Při tomto napětí je spočítaný smykový modul G_0 zhruba o 20 % nižší než změřená hodnota. U ostatních měření je rozdíl mezi laboratorními a spočítanými hodnotami v průměru pouze 1,8 %. Rovnice (34) tedy velmi dobře předpovídá maximální smykový modul nasycené zeminy na základě vstupních dat z laboratorních zkoušek.

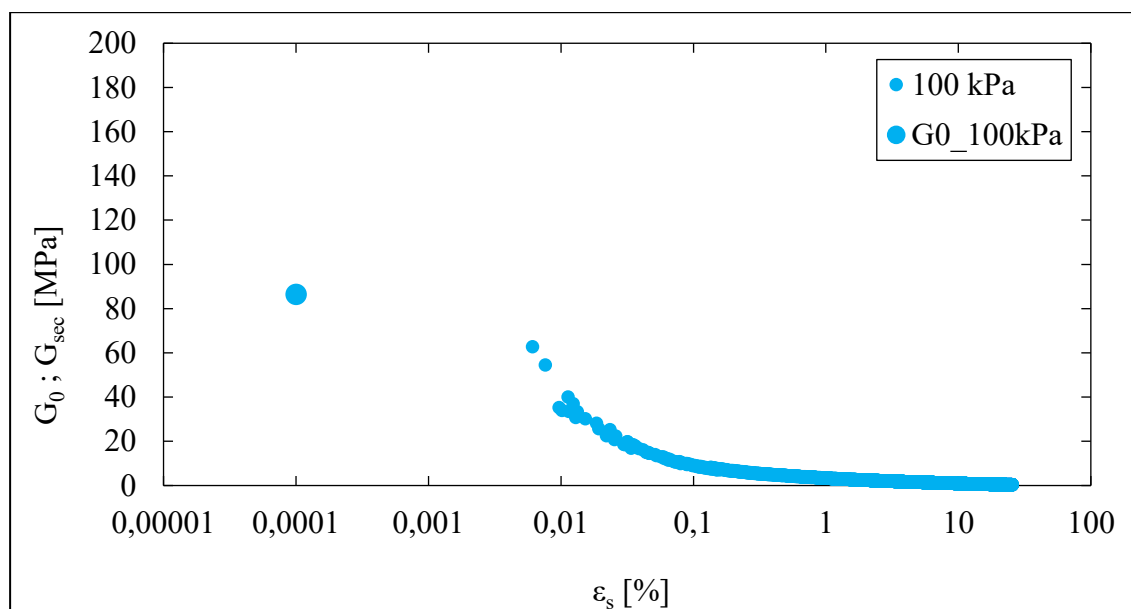
8.3.2 Křivky poklesu tuhosti

Na následujícím obrázku jsou uvedeny křivky poklesu tuhosti nasycené spraše při různých úrovních středního efektivního napětí. V grafu jsou dále uvedeny maximální smykové moduly, které byly stanoveny pomocí bender elementů – viz výše.

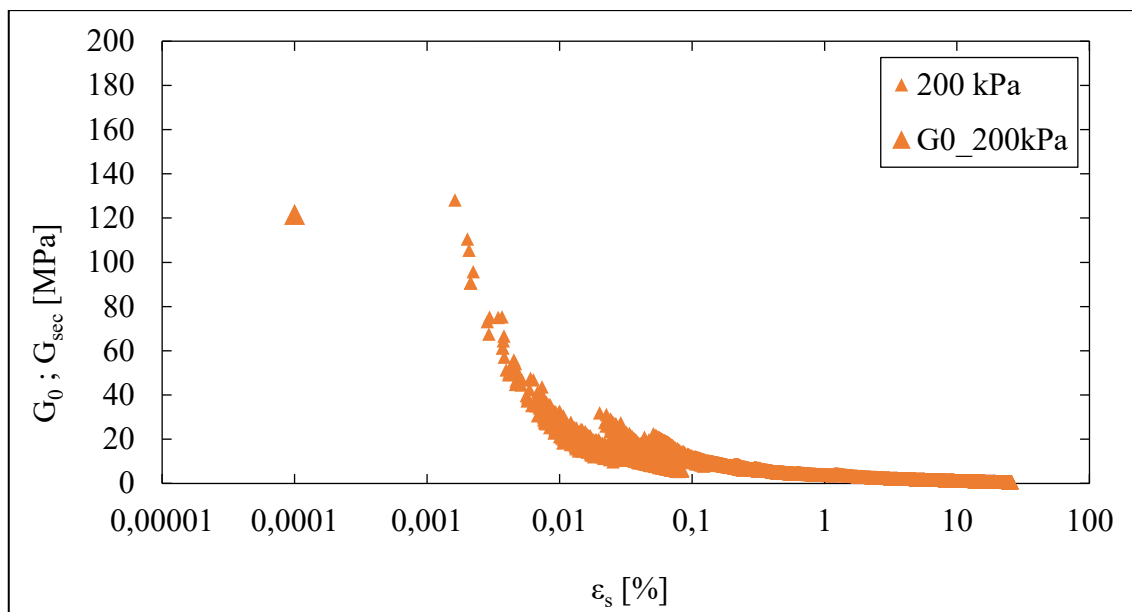


Obr. 79: Křivky poklesu tuhosti nasycených vzorků spraše při $p' = 100 / 200 / 400$ kPa.

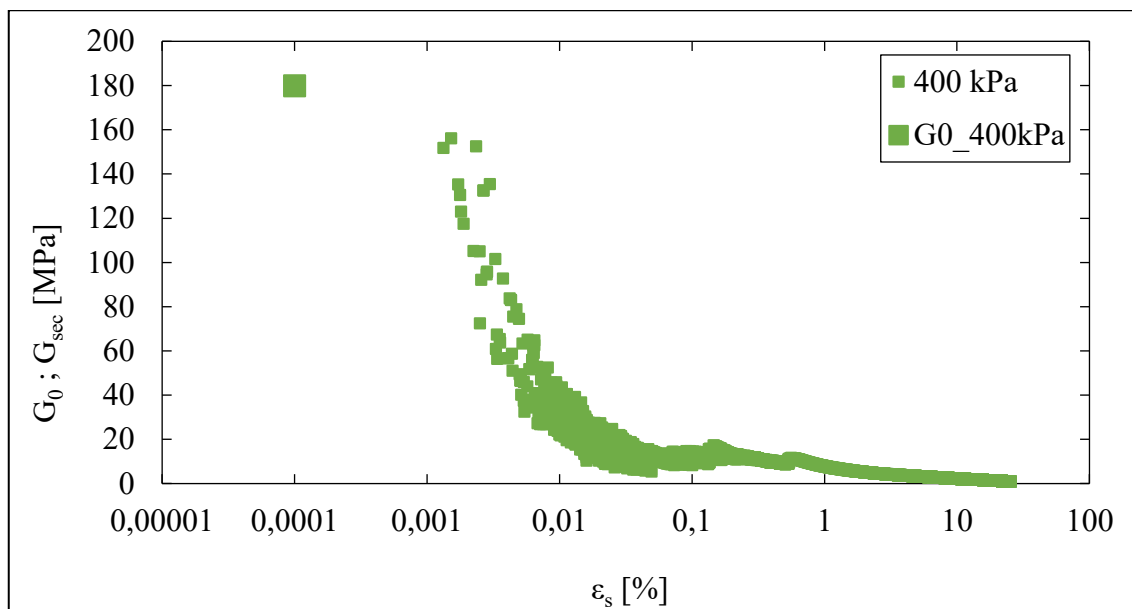
Pro lepší přehlednost jsou na následujících grafech uvedeny výsledky měření tuhosti pro jednotlivé vzorky zeminy.



Obr. 80: Pokles tuhosti nasyceného vzorku při $p' = 100$ kPa.



Obr. 81: Pokles tuhosti nasyceného vzorku při $p' = 200$ kPa.



Obr. 82: Pokles tuhosti nasyceného vzorku při $p' = 400$ kPa.

Z grafů je vidět vliv středního efektivního napětí na tuhost zeminy, která se zvyšuje s jeho nárůstem. Maximální smykové tuhosti z křivek poklesu tuhosti poměrně dobře odpovídají stanoveným počátečním smykovým modulům G_0 z měření bender elementy.

9 VÝSLEDKY – Zkoušky na nenasycené zemině

Pro potřeby studia vlivu úrovně redukovaného napětí, úrovně kapilárního sání, a nedávné historie sání byly na vzorek aplikovány různé dráhy napětí (Obr. 83). V každém bodě rovnováhy byla změřena rychlost šíření smykové vlny vzorkem a následně byl spočítán maximální smykový modul G_0 . V případě vzorku SM2 byly při konstantním redukovaném napětí a kapilárním sání následně provedeny krátké drénované smykové sondy až do deviátorového napětí 30 kPa. Odlehčovací fáze byla provedena po stejné drénované totální dráze napětí. Jednotlivé body rovnováhy představují jednu zkoušku, tj. jedno měření maximálního smykového modulu pomocí bender elementů a v případě vzorku SM2 i odvodněnou smykovou sondu. Každá zkouška má jednoznačné označení, ze kterého je možné určit napěťové podmínky a historii prodělaného sání. Jako příklad způsobu značení je níže popsán test **SM1_P100S125C2.4L25**:

SM1 číslo triaxiálního vzorku zeminy

P100 hodnota redukovaného napětí při testu, $p_n = 100 \text{ kPa}$

S125 hodnota sání při testu, $s = 125 \text{ kPa}$

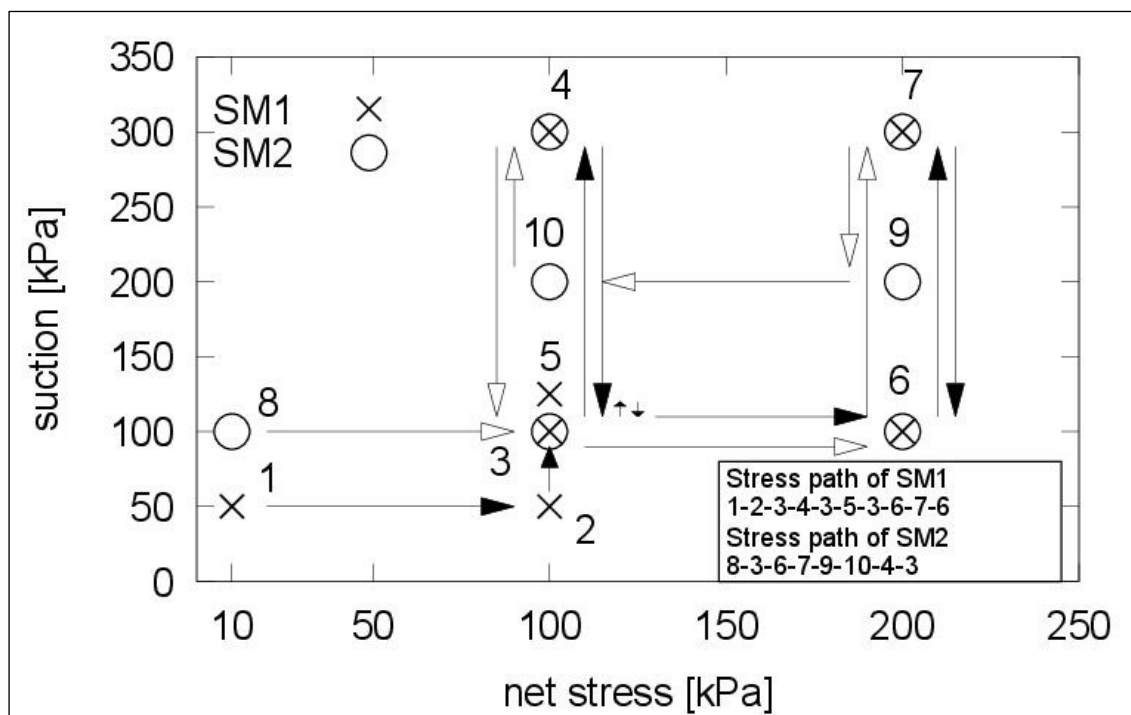
C2.4 předkonsolidace sáním, $CSR = 2,4$

L25 velikost změny sání během poslední dráhy napětí, $l = 25 \text{ kPa}$

Rychlost axiální deformace byla zvolena, s ohledem na správné drénování vzorků, 0,0001 mm za minutu. Maximální (počáteční) smykový modul byl spočten z rovnice (3). Křivky poklesu tuhosti s rostoucím přetvořením byly stanoveny z měření axiálních deformací pomocí LVDT snímačů a deviátorové síly měřené ponorným snímačem. Radiální přetvoření byla vypočítána z měření objemových a axiálních deformací (za předpokladu izotropie vzorku), protože nebyla měřena přímo. Vzorec pro výpočet radiálního přetvoření je následující:

$$\varepsilon_r = \frac{(\varepsilon_v - \varepsilon_a)}{2} \quad (35),$$

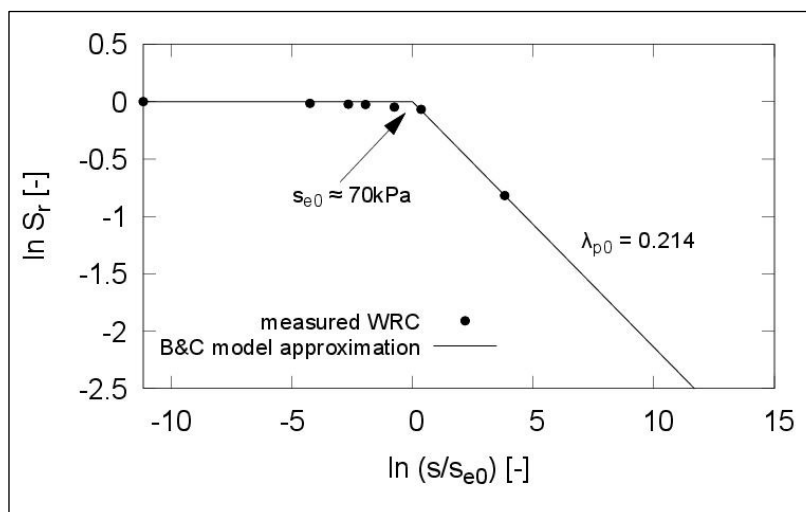
Objemové přetvoření bylo stanoveno ze změny objemu vzorku měřené externím objemoměrem. Axiální přetvoření bylo stanoveno z měření deformace vzorku pomocí ponorných lokálních snímačů LVDT.



Obr. 83: Dráhy napětí dvou nenasycených rekonstituovaných vzorků [93].

9.1 Retenční křivka

Retenční křivka zkoušené zeminy je uvedena na následujícím obrázku (Obr. 84). Vstupní hodnota vzduchu dané zeminy je cca 70 kPa. Pro účely kalibrace hypoplastického modelu [149] byl sklon retenční křivky stanoven v prostoru $\ln S_r$ vs. $\ln (s/s_{e0})$ [79] a jeho hodnota je přibližně 0,21.



Obr. 84: Retenční křivka rekonstituovaného vzorku spraše [93].

Stanovená retenční křivka byla porovnána s podobnými zeminami. Na Obr. 86 jsou porovnány retenční křivky Barcelonského siltu [132], kaolinu typu Speswhite [132] a

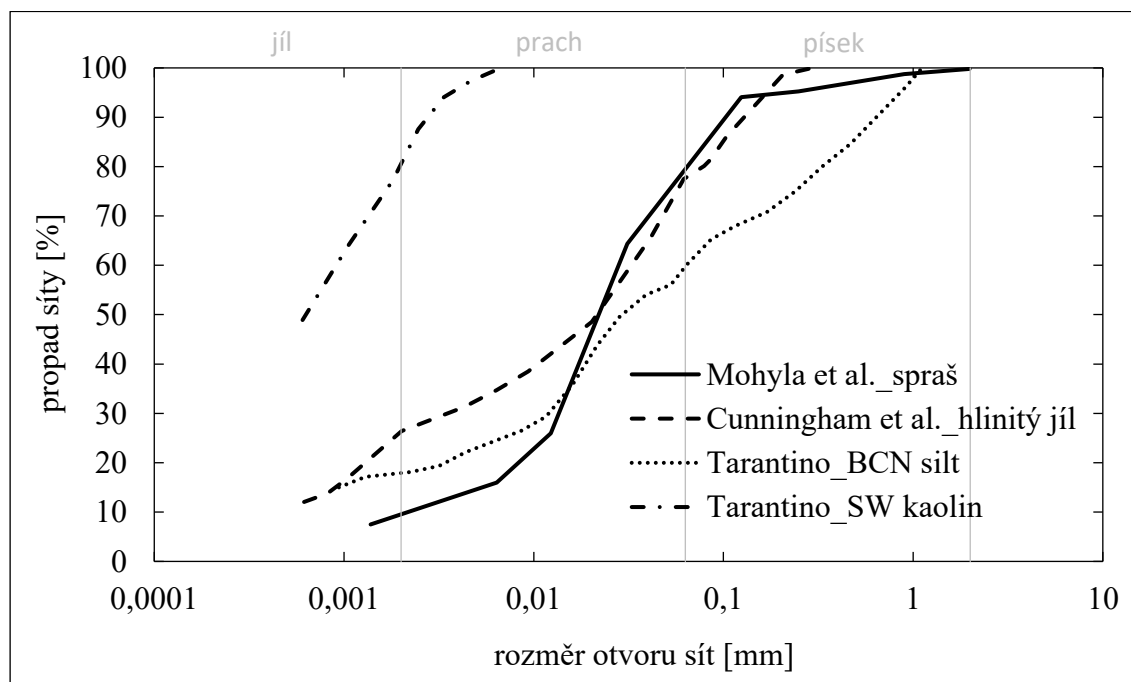
9 VÝSLEDKY – Zkoušky na nenasycené zemině

uměle vytvořeného hlinitého jílu [30] se zeminou zkoušenou v rámci této disertační práce. Tyto zeminy byly vybrány pro jejich relativně podobné křivky zrnitosti (kromě kaolinu) – viz Obr. 85. Pro porovnání byl z článku Tarantina [132] použit i kaolin typu Speswhite, který však obsahuje o cca 70 % více jílovitých částic než sprašová zemina, použitá v rámci doktorského výzkumu. Základní indexové vlastnosti, které byly v uvedených zdrojích dostupné, nebo se daly orientačně odečíst z publikovaných dat, jsou uvedeny v Tab. 7. Pro digitalizaci dat byl použit bezplatný online nástroj „WebPlotDigitizer“ [111].

Tab. 7: Základní indexové vlastnosti zemín pro srovnání retenčních křivek.

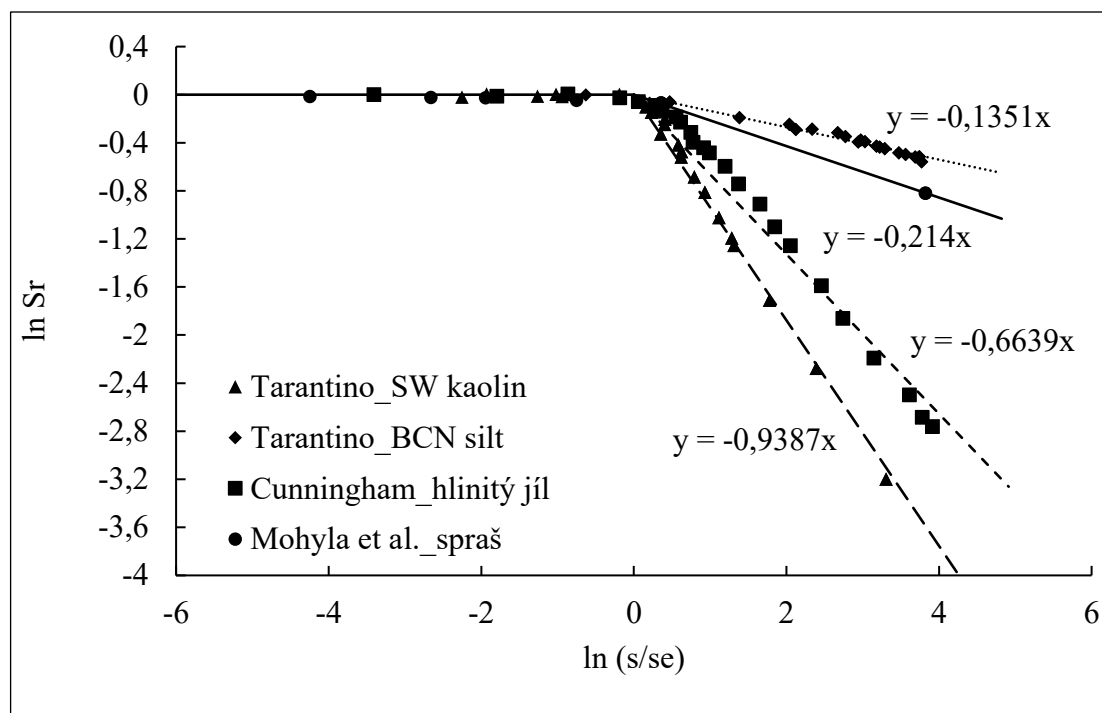
	Cunningham et al. [30] *	Tarantino [132] *		Mohyla et al. [93]
	hlinitý jíl	SW kaolin	BCN silt	spraš
Obsah jílovitých částic [%]	27	81	18	10
Obsah prach. částic [%]	51	19	42	68
Obsah písčitých částic [%]	22	0	40	22
w _L [%]	28	64	32	29,1
I _p [%]	18	32	16	11,1
s _e [kPa]	400	900	30	70

* vstupní hodnoty vzduchu a zrnitosti byly orientačně odečteny z grafů v daných zdrojích



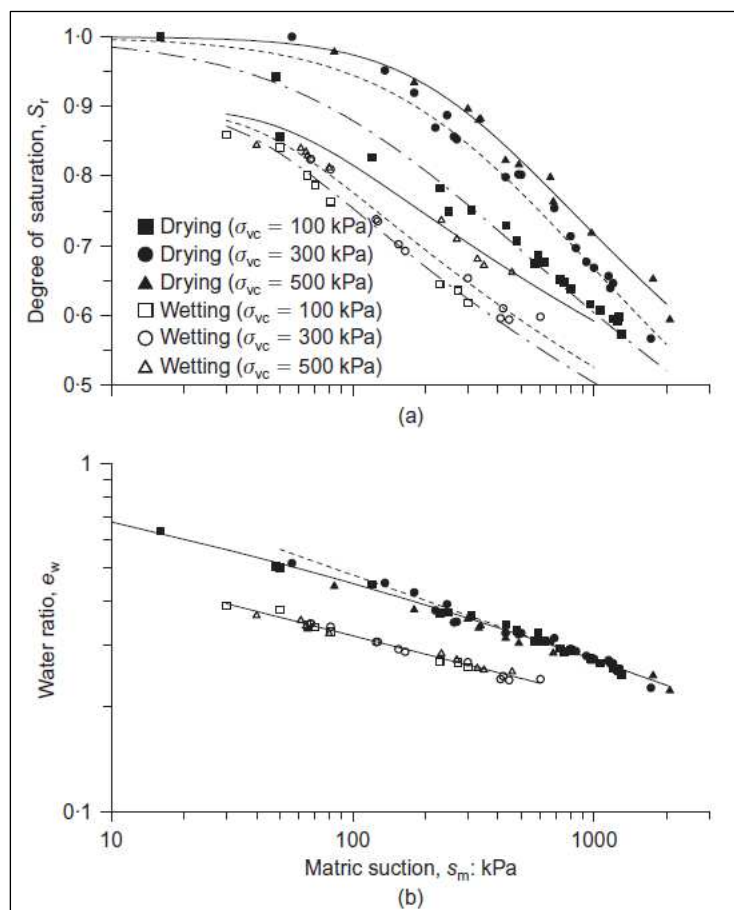
Obr. 85: Porovnání křivek zrnitosti různých jemnozrnných zemín.

Jak je vidět z Obr. 86, sklony retenčních křivek daných zemín jsou velmi rozdílné. Sklony retenčních křivek odpovídají předpokladu, že zeminy s vysokým obsahem jemnozrnných částic mají strmější sklon retenční křivky než hrubozrnné zeminy. Zároveň je zřejmé, že jemnozrnné zeminy mají výrazně vyšší vstupní hodnotu vzduchu. Z porovnávaných zemín má nejvyšší vstupní hodnotu vzduchu (900 kPa) Speswhite kaolin, který obsahuje 100 % částic menších než 0,063 mm (jílovité a prachovité částice). Naopak nejnižší vstupní hodnotu vzduchu (30 kPa) má Barcelonský silt, který obsahuje pouze 60 % částic menších než 0,063 mm. Spraš z Horek nad Jizerou obsahuje přibližně 78 % částic menších než 0,063 mm.



Obr. 86: Porovnání retenčních křivek čtyř různých zemín.

Výše uvedená retenční křivka Barcelonského siltu platí pro zeminu normálně konsolidovanou při vertikálním napětí 100 kPa. V článku Tarantina [132] jsou uvedeny ještě retenční křivky pro vzorky normálně konsolidované při vertikálním napětí 300 kPa a 500 kPa. Vzhledem k tomu, že pro můj doktorský výzkum byla spraš konsolidována při vertikálním napětí 100 kPa, byla pro nejlepší porovnání vybrána právě křivka vzorku Barcelonského siltu, konsolidovaného při stejném napětí. Jak uvádí Tarantino [132], napětí, při kterém je vzorek konsolidován výrazně ovlivňuje retenční křivku. Čím vyšší je konsolidační napětí, tím nižší je počáteční číslo pórovitosti a tím pádem roste vstupní hodnota vzduchu. Na Obr. 87, převzatém z výše uvedené publikace, je dobře patrný vliv konsolidačního napětí na retenční křivku.



Obr. 87: Vliv konsolidačního napětí na retenční křivku Barcelonského siltu [132].

9.2 Maximální smyková tuhost

Celkem bylo v laboratoři provedeno 18 měření maximální tuhosti při různých úrovních redukovaného napětí a kapilárního sání a s různou historií napětí. Na dva testované nenasycené vzorky byly aplikovány různé přímkové dráhy napětí. Vliv těchto drah na maximální tuhost je zcela evidentní. V Tab. 8 je uveden souhrn všech změřených maximálních smykových modulů.

9 VÝSLEDKY – Zkoušky na nenasycené zemině

Tab. 8: Vstupní podmínky testů a stanovené hodnoty maximálního smykového modulu.

Test č.	Dráha napětí	Aktuální redukované napětí	Aktuální sání	Nedávná historie sání			Maximální smykový modul
				Poslední dráha napětí	Poslední změna sání	Překonsolidace sáním	
p_n	s	l	CSR	G_0			
[kPa]	[kPa]	[kPa]	[-]	[MPa]			
SM1_P10S50C1L50	0-1	10	50	0-1	50	1	55
SM1_P100S50C1L0	1-2	100	50	1-2	0	1	103
SM1_P100S100C1L50	1-2-3	100	100	2-3	50	1	125
SM1_P100S300C1L200	1-2-3-4	100	300	3-4	200	1	186
SM1_P100S100C3L200	1-2-3-4-3	100	100	4-3	200	3	158
SM1_P100S125C2.4L25	1-2-3-4-3-5	100	125	3-5	25	2,4	158
SM1_P100S100C3L25	1-2-3-4-3-5-3	100	100	5-3	25	3	158
SM1_P200S100C3L0	1-2-3-4-3-5-3-6	200	100	3-6	0	3	185
SM1_P200S300C1L200	1-2-3-4-3-5-3-6-7	200	300	6-7	200	1	219
SM1_P200S100C3L200	1-2-3-4-3-5-3-6-7-6	200	100	7-6	200	3	196
SM2_P10S100C1L100	0-8	10	100	0-8	100	1	65
SM2_P100S100C1L0	8-3	100	100	8-3	0	1	113
SM2_P200S100C1L0	8-3-6	200	100	3-6	0	1	154
SM2_P200S300C1L200	8-3-6-7	200	300	6-7	200	1	210
SM2_P200S200C1.5L100	8-3-6-7-9	200	200	7-9	100	1,5	197
SM2_P100S200C1.5L0	8-3-6-7-9-10	100	200	9-10	0	1,5	184
SM2_P100S300C1L100	8-3-6-7-9-10-4	100	300	10-4	100	1	198
SM2_P100S100C3L200	8-3-6-7-9-10-4-3	100	100	4-3	200	3	169

9.2.1 Vliv redukováného napětí a sání

Zprvu byl samostatně vyhodnocen vliv redukováného napětí, respektive kapilárního sání, na maximální smykovou tuhost. Výstup tohoto zjednodušeného přístupu je uveden na Obr. 88. Z grafu je zřejmé, že čím vyšší je kapilární sání, respektive redukované napětí, tím vyšší je smyková tuhost zeminy. Nepatrně větší vliv na tuhost zeminy má podle výsledků měření hodnota kapilárního sání – viz Obr. 89. Zvýšení kapilárního sání vede v důsledku ke zvýšení mezičásticových normálových sil a ke stabilizaci celého skeletu zeminy, a tím k nárůstu tuhosti [155]. Na Obr. 88 není zohledněn vliv *CSR* a aktuální historie zatěžování, uvedená měření reprezentují pouze první vysušovací dráhy napětí.

Ve vzorku SM1 bylo nejprve zvýšeno redukované napětí z počáteční hodnoty 10 kPa na 100 kPa. Následně bylo kapilární sání zvýšeno z výchozí hodnoty 50 kPa přes úroveň 100 kPa až na sání 300 kPa.

U vzorku SM2 bylo redukované napětí z výchozí hodnoty 10 kPa zvýšeno nejprve na úroveň 100 kPa a následně na úroveň 200 kPa. Sání bylo poté zvýšeno z hodnoty 100 kPa na 300 kPa.

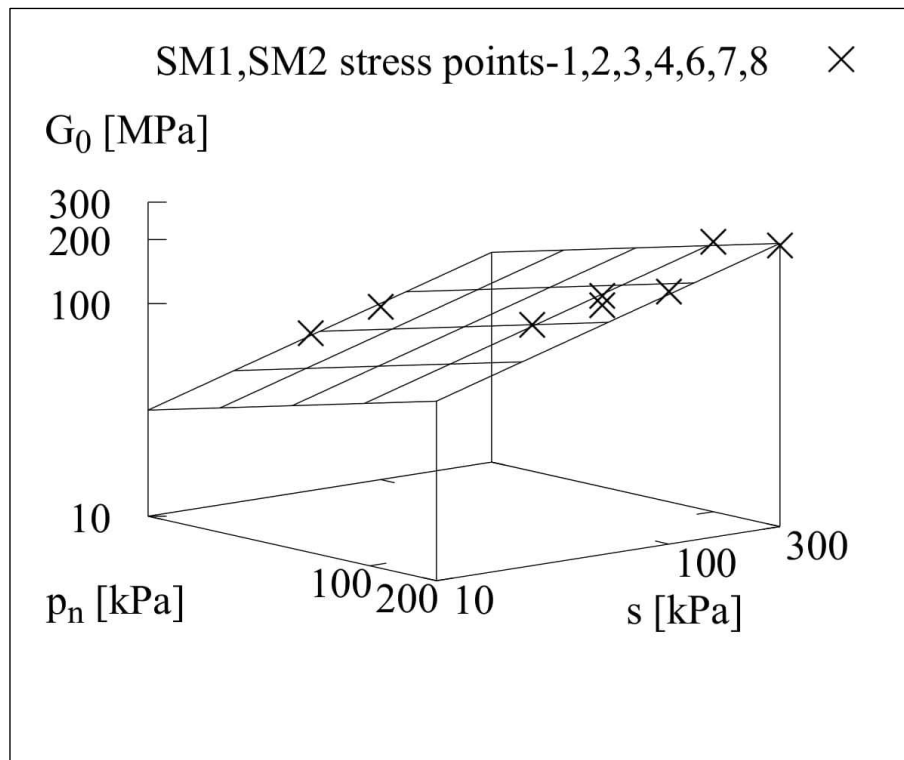
Zvýšení redukováného napětí z úrovně 10 kPa na úroveň 100 kPa vedlo ke zvýšení počátečního smykového modulu o zhruba 87 % v případě vzorku SM1 a 74 % v případě vzorku SM2. Průměrně tedy došlo ke zvýšení smykového modulu o přibližně 81 %. Je třeba upozornit, že redukované napětí bylo zvyšováno ze stejné počáteční hodnoty, nicméně hodnota kapilárního sání byla rozdílná (viz Obr. 83). Smykový modul se u obou vzorků zvýšil o stejnou totální hodnotu 48 MPa.

U vzorku SM1 došlo při zvýšení redukováného napětí z hodnoty 100 kPa na hodnotu 200 kPa ke zvýšení maximálního smykového modulu o 17 %, zatímco u vzorku SM2 se hodnota smykového modulu zvýšila přibližně o 36 %. U vzorku SM1 se totální hodnota smykového modulu zvýšila o 27 kPa a u vzorku SM2 o 41 kPa. Tuhost vzorku SM1 ve výchozím bodě daného porovnání, tj. při redukovaném napětí 100 kPa a sání 100 kPa - test SM1_P100S100C3L25, byla vyšší o 45 kPa, než u testu SM2_P100S100C1L0 a tedy vyšší o 4 MPa než v cílovém porovnávaném bodě dráhy napětí testu SM2_P200S100C1L0. Redukované napětí mělo výrazně nižší vliv na dodatečné zvýšení tuhosti u vzorku SM1. Toto pozorování lze přičíst vlivu parametru *CSR*, který výrazně ovlivnil tuhost u vzorku SM1 v předchozí dráze napětí mezi testy SM1_P100S100C1L50 a SM1_P100S300C1L200.

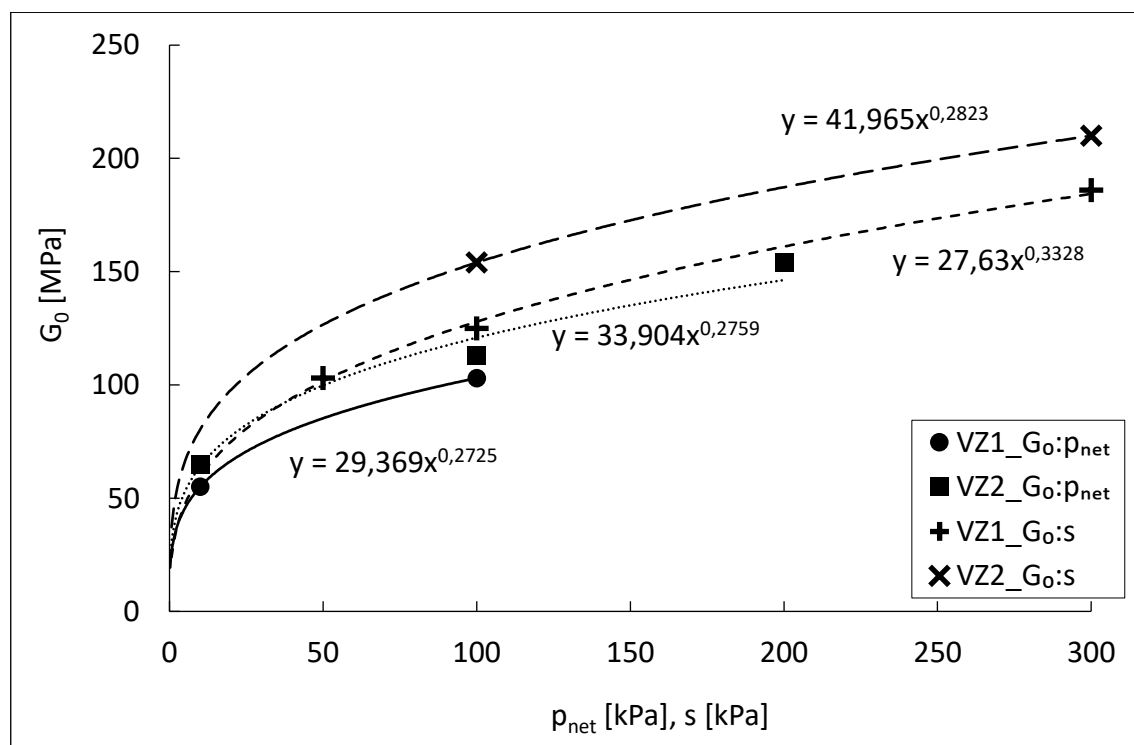
Při zvýšení úrovně sání ze 100 kPa na 300 kPa při redukovaném napětí 100 kPa se smykový modul zvýšil o přibližně 49 %. V tomto případě se jedná o dráhu napětí vzorku SM1 z bodu SM1_P100S100C1L50 do SM1_P100S300C1L200. U vzorku SM2 byl vliv zvýšení sání z hodnoty 100 kPa na 300 kPa pozorován při redukovaném napětí 200 kPa, konkrétně se jedná o dráhu napětí z bodu SM2_P200S100C1L0 do bodu SM2_P200S300C1L200. Smykový modul se v tomto případě zvýšil o 36 %.

9 VÝSLEDKY – Zkoušky na nenasycené zemině

Je tedy zřejmé, že na tuhost zeminy mají vliv jak redukované napětí, tak kapilární sání. V grafu na Obr. 89 je porovnán vliv nárůstu redukovaného napětí a sání na počáteční smykový modul. Z grafu je patrné, že kapilární sání má na tuhost zeminy nepatrně větší vliv než redukované napětí. V tomto grafu jsou uvedena měření pro stejné body jako na Obr. 88, tj. pro vysušovací dráhy napětí bez vlivu překonsolidace.



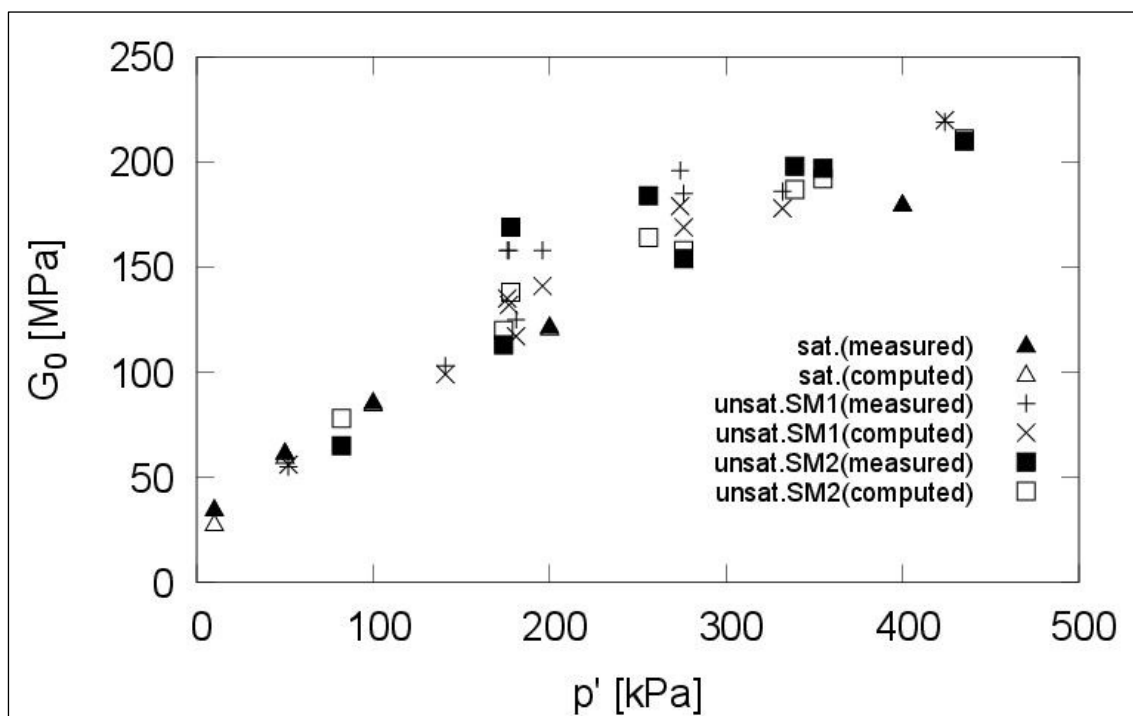
Obr. 88: Nárůst G_0 se zvyšujícím se redukovaným napětím a sáním [93].



Obr. 89: Porovnání vlivu redukovaného napětí a sání na smykový modul G_0 .

9.2.2 Vyhodnocení pomocí efektivního napětí

Důležitým cílem disertační práce bylo popsat tuhost nenasycené zeminy ve vztahu k efektivnímu napětí. Vyhodnocení naměřených maximálních tuhostí v porovnání k efektivnímu napětí je uvedeno v Tab. 9 a na Obr. 90. V tomto obrázku jsou dále uvedeny výsledky měření počáteční tuhosti u nasyceného vzorku a také spočítané hodnoty dle rovnice (29) jak pro nenasycené, tak pro nasycené vzorky.



Obr. 90: Změřené a spočítané hodnoty G_0 při různých hodnotách středního efektivního napětí [93].

9 VÝSLEDKY – Zkoušky na nenasycené zemině

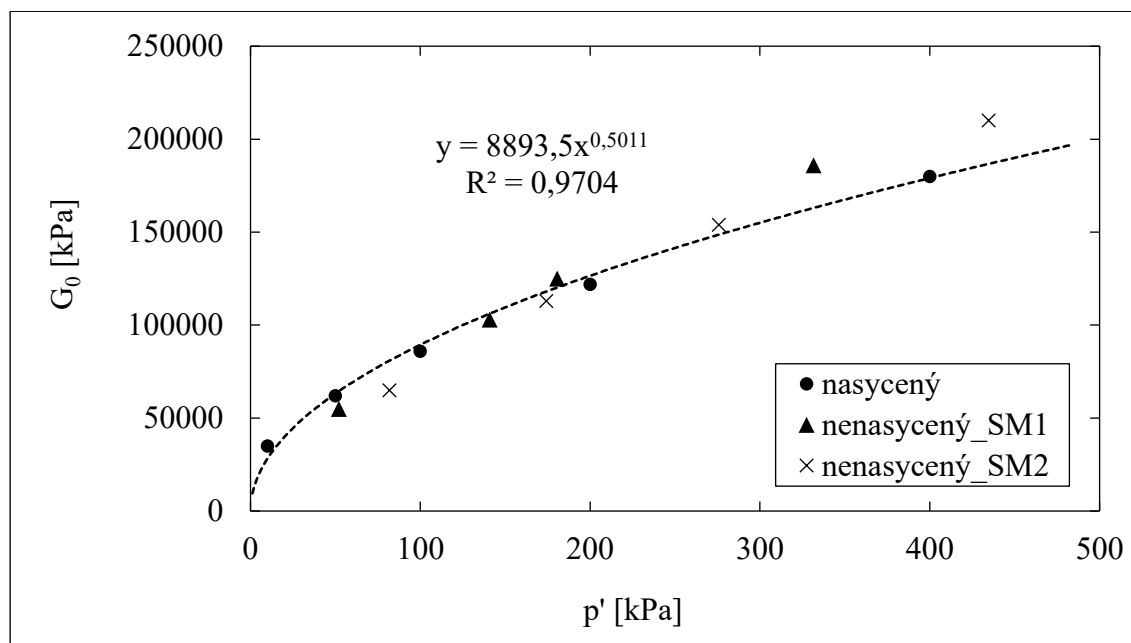
Tab. 9: Tuhost zeminy ve vztahu k efektivnímu napětí.

Nasycený vzorek			Nenasycený vzorek SM1			Nenasycený vzorek SM2				
p'	G ₀	G ₀	Test č.	p'	G ₀	G ₀	Test č.	p'	G ₀	G ₀
-	-	-		-	-	-		-	-	-
lab.	lab.	model		lab.	lab.	model		lab.	lab.	model
[kPa]	[MPa]	[MPa]		[kPa]	[MPa]	[MPa]		[kPa]	[MPa]	[MPa]
10	35	28	SM1_P10S50C1L50	52	55	56	SM2_P10S100C1L100	82	65	78
50	62	60	SM1_P100S50C1L0	141	103	99	SM2_P100S100C1L0	174	113	120
100	86	85	SM1_P100S100C1L50	181	125	117	SM2_P200S100C1L0	276	154	158
200	122	121	SM1_P100S300C1L200	332	186	178	SM2_P200S300C1L200	435	210	211
400	180	180	SM1_P100S100C3L200	177	158	132	SM2_P200S200C1.5L100	355	197	192
			SM1_P100S125C2.4L25	196	158	141	SM2_P100S200C1.5L0	256	184	164
			SM1_P100S100C3L25	176	158	135	SM2_P100S300C1L100	339	198	187
			SM1_P200S100C3L0	276	185	169	SM2_P100S100C3L200	178	169	138
			SM1_P200S300C1L200	424	219	220				
			SM1_P200S100C3L200	274	196	179				

Nejvyšší tuhost $G_0 \approx 219$ kPa ze všech testovaných napět'ových stavů byla změřena u testu s označením SM1_P200S300C1L200, a to při efektivním napětí 424 kPa. Z laboratorního pohledu byl vzorek testován při redukovaném napětí 200 kPa a kapilárním sání 300 kPa. Sání bylo před měřením zvýšeno z hodnoty 100 kPa na hodnotu 300 kPa. Stejnou úroveň sání však vzorek prodělal již v minulosti o 5 ustálených napět'ových stavů dříve. Vzorek byl v tu dobu měřen při redukovaném napětí 100 kPa a byla stanovena maximální tuhost $G_0 \approx 186$ kPa, tj. zhruba o 15 % méně.

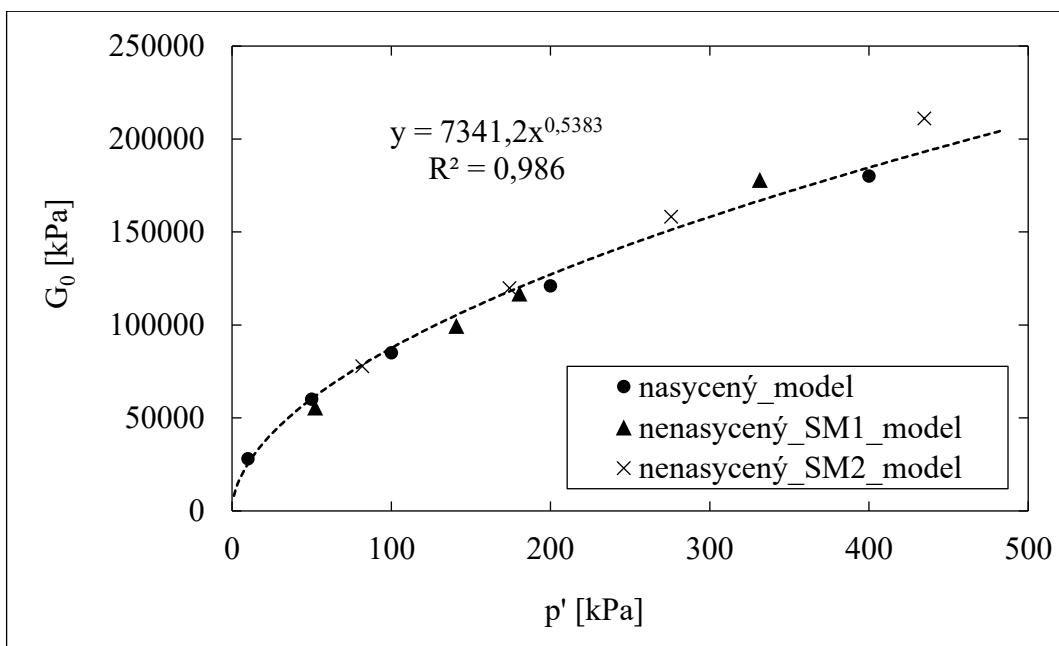
Spočítané hodnoty dle rovnice (29) relativně dobře korespondují s výsledky laboratorních měření. Průměrně je rozdíl mezi laboratorní hodnotou a spočítanou hodnotou maximálního smykového modulu zhruba 8 % a maximální rozdíl byl zhruba 20 %, a to u testu SM2_P10S100C1L100.

Hodnotami (jak změřenými, tak spočítanými) nelze proložit mocninnou funkci stejně jako u Obr. 77. Stanovená tuhost u nenasycené zeminy je ovlivněna prodělanou překonsolidací kapilárním sáním a redukovaným napětím. Například u testu SM1_P100S100C1L50 byla změřena maximální tuhost $G_0 = 125$ MPa a u testu SM1_P100S100C3L200 je $G_0 = 158$ MPa. Oba testy přitom proběhly při v podstatě shodném středním efektivním napětí 180,5 kPa, respektive 177,1 kPa. Pokud jsou do grafu vynesena pouze měření bez vlivu parametru CSR , případně $OCRp_n$ (tj. pouze zvyšování s a p_n) lze najít mocninnou funkci popisující závislost G_0 na efektivním napětí p' . Na Obr. 91 jsou vynesena měření maximálního smykového modulu u nasyceného vzorku a dvou nenasycených vzorků. U nenasyceného vzorku SM1 se jedná o následující po sobě jdoucí měření: SM1_P10S50C1L50, SM1_P100S50C1L0, SM1_P100S100C1L50, SM1_P100S300C1L200. U vzorku SM2 jde potom o následující po sobě jdoucí měření: SM2_P10S100C1L100, SM2_P100S100C1L0, SM2_P200S100C1L0, SM2_P200S300C1L200.



Obr. 91: Závislost G_0 na středním efektivním napětí p' (bez vlivu překonsolidace) – naměřené hodnoty; č. testů: SM1_P10S50C1L50, SM1_P100S50C1L0, SM1_P100S100C1L50, SM1_P100S300C1L200, SM2_P10S100C1L100, SM2_P100S100C1L0, SM2_P200S100C1L0, SM2_P200S300C1L200.

Stejná závislost pro hodnoty G_0 spočítané dle rovnice (29) je uvedena Obr. 92.

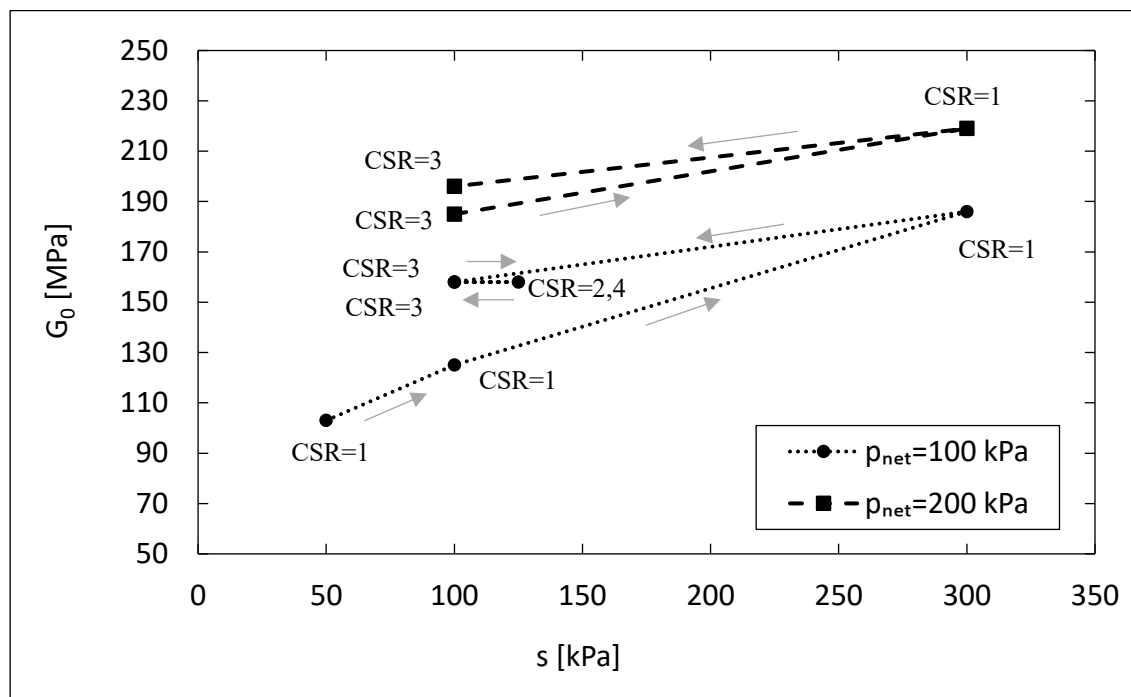


Obr. 92: Závislost G_0 na středním efektivním napětí p' (bez vlivu překonsolidace) – spočítané hodnoty; č. testů: SM1_P10S50C1L50, SM1_P100S50C1L0, SM1_P100S100C1L50, SM1_P100S300C1L200, SM2_P10S100C1L100, SM2_P100S100C1L0, SM2_P200S100C1L0, SM2_P200S300C1L200.

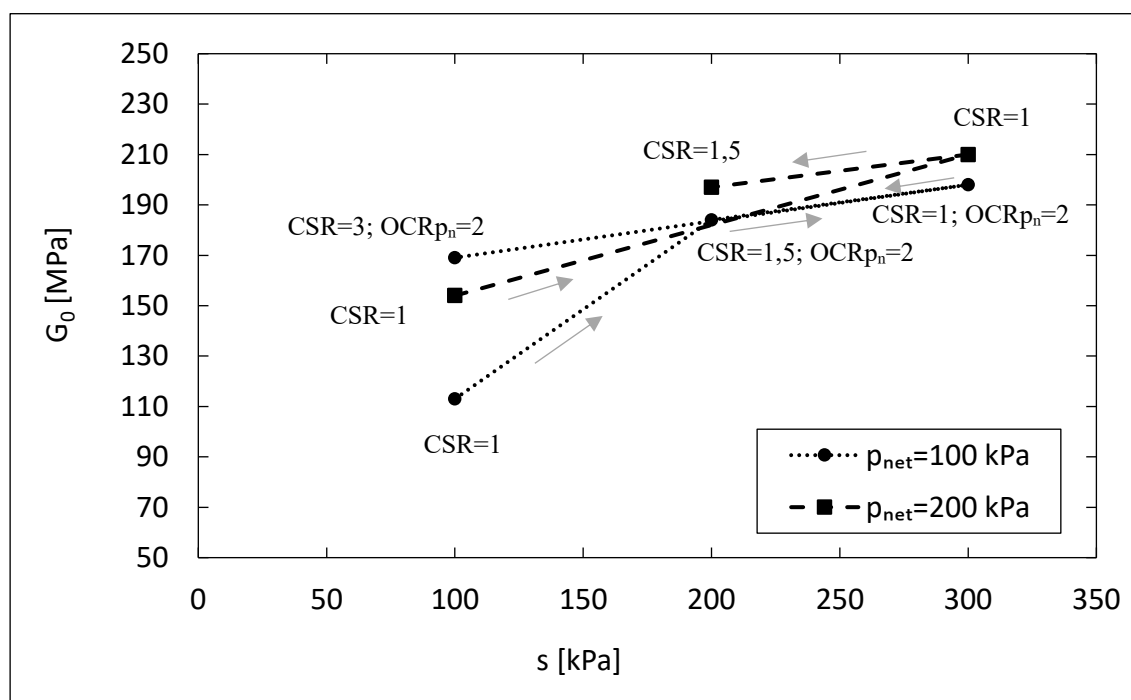
Z uvedených grafů je patrné, že mocninná závislost mezi smykovým modulem a efektivním napětím je platná i pro nenasycené zeminy (pro zatěžování). Bylo ověřeno, že rovnice (29) dobře předpovídá hodnoty smykového modulu při daném efektivním napětí.

9.2.3 Vliv parametru CSR

Vliv překonsolidace sáním (parametr CSR) je patrný z následujících obrázků – viz Obr. 93, Obr. 94.



Obr. 93: Vliv překonsolidace sáním (CSR) na maximální tuhost nenasycené zeminy – vzorek SM1.



Obr. 94: Vliv překonsolidace sáním (CSR) na maximální tuhost nenasycené zeminy – vzorek SM2.

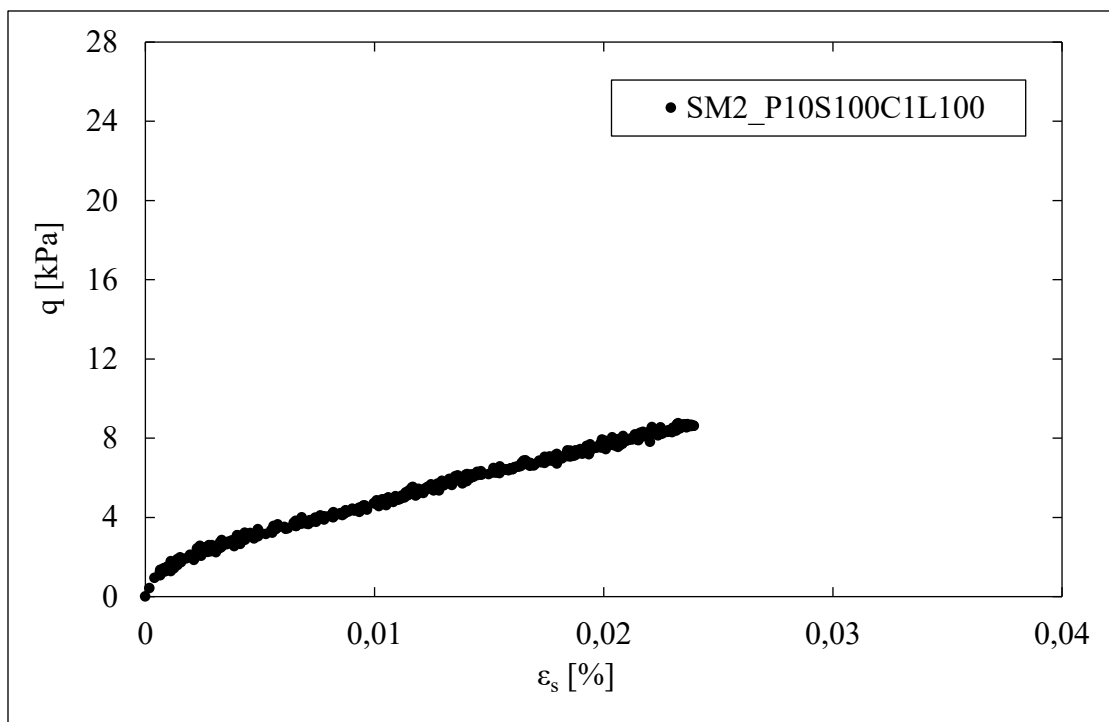
Z grafů je zřejmé, že parametr CSR výrazně ovlivňuje tuhost (zvyšuje ji).

Aplikované dráhy napětí neumožňují stanovit vliv překonsolidace redukováným napětím (v grafu označena jako OCR_{p_n}). U vzorku SM2 bylo provedeno odlehčení redukováného napětí o 100 kPa z testu SM2_P200S200C1,5L100 do testu SM2_P100S200C1,5L0 a následně přes test SM2_P100S300C1L100 bylo sníženo sání na hodnotu 100 kPa při testu SM2_P100S100C3L200. Porovnání mezi výchozím testem SM2_P100S100C1L0 a konečným testem SM2_P100S100C3L200 při stejných napěťových stavech ukazuje, že maximální smykový modul se zvýšil z hodnoty 113 MPa na 169 MPa. Tento nárůst tuhosti je způsoben překonsolidací vzorku. Nelze však určit, jaký podíl má překonsolidace sáním a jaký překonsolidace redukováným napětím. To je dáno tím, že vzorek v minulosti prodělal jak vyšší sání, tak vyšší redukované napětí a aplikované dráhy napětí neumožňují jejich vliv odlišit.

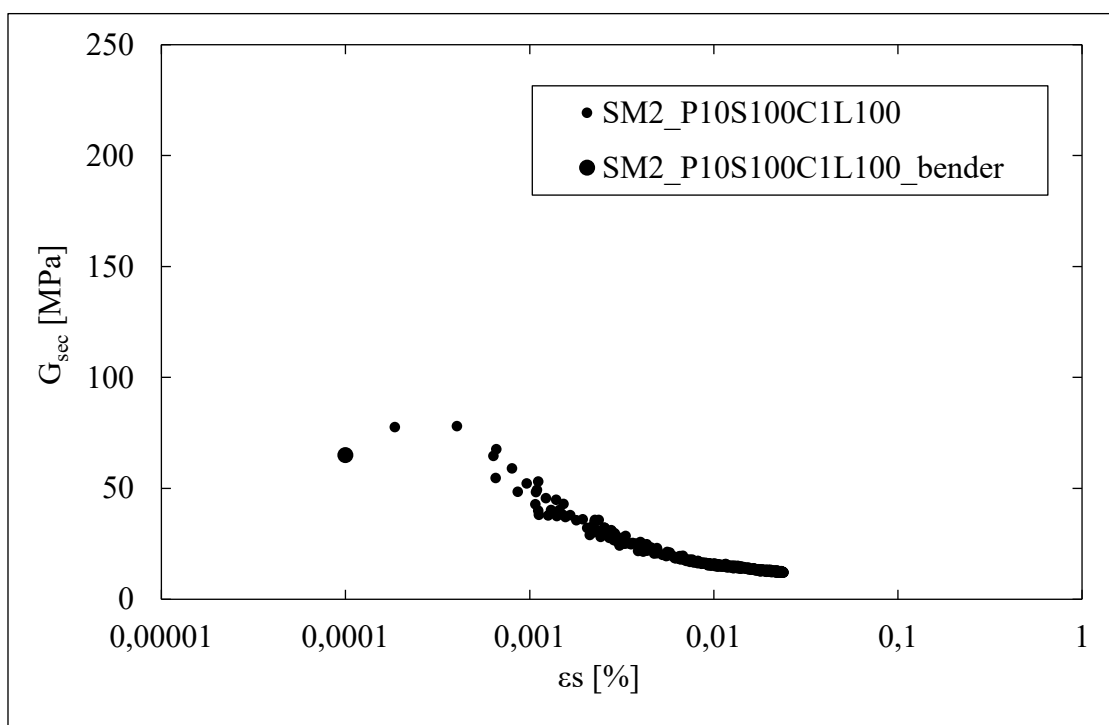
9.3 Křivky poklesu tuhosti

Pokles tuhosti s rostoucím přetvořením byl stanoven na základě měření axiálních deformací pomocí snímačů LVDT a ponorného snímače síly („loadcell“). Zkoušená zemina nemá téměř žádné „plató“ tuhosti (tj. kde je tuhost konstantní při zvyšujícím se přetvoření). Standardně je počáteční (maximální) smyková tuhost uváděna na hranici přetvoření 0,001 %, od které následně rapidně klesá. Maximální smykový modul byl však v rámci tohoto výzkumu stanoven v oboru přetvoření menším než 0,001 %. Z maximální hodnoty smykového modulu tuhost následně rychle klesá a při zmiňované hranici přetvoření 0,001 % je tuhost již na cca 50% maximální hodnoty.

Na Obr. 95 až Obr. 102 jsou uvedeny napětí-deformační křivky $q:\varepsilon_s$ a křivky poklesu tuhosti $G:\varepsilon_s$ pro každou smykovou sondu vzorku zeminy SM2.

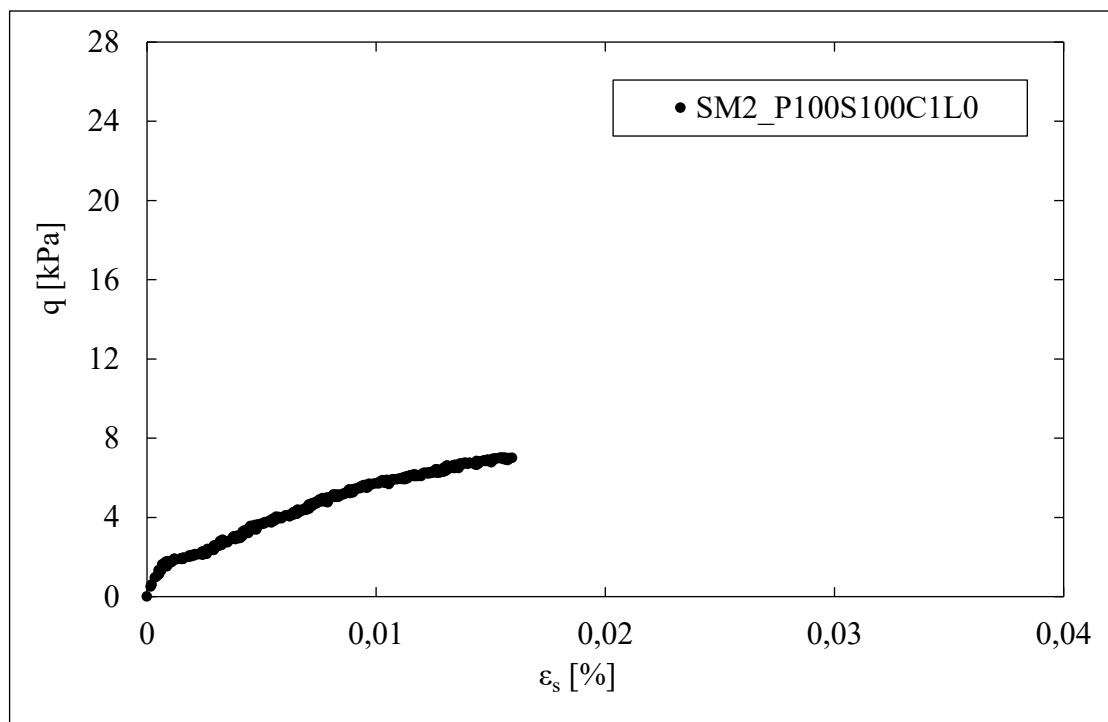


a)

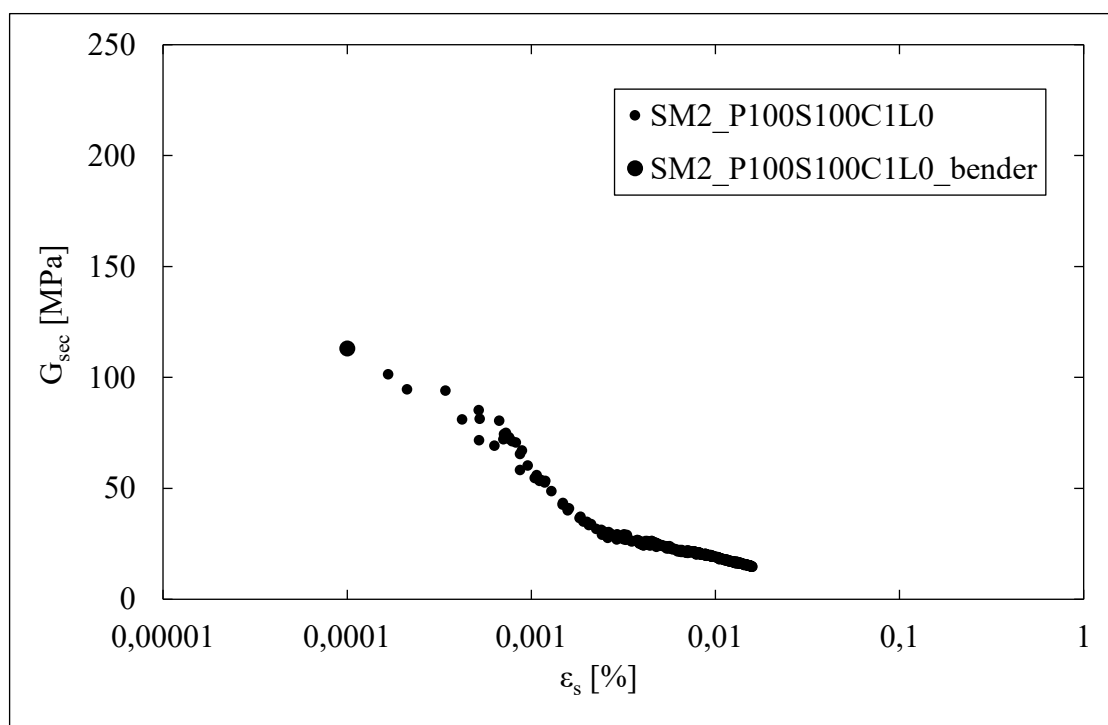


b)

Obr. 95: Výsledky smykové sondy testu SM2_P10S100C1L100: a) napětí vs. smykové přetvoření, b) křivka poklesu tuhosti.

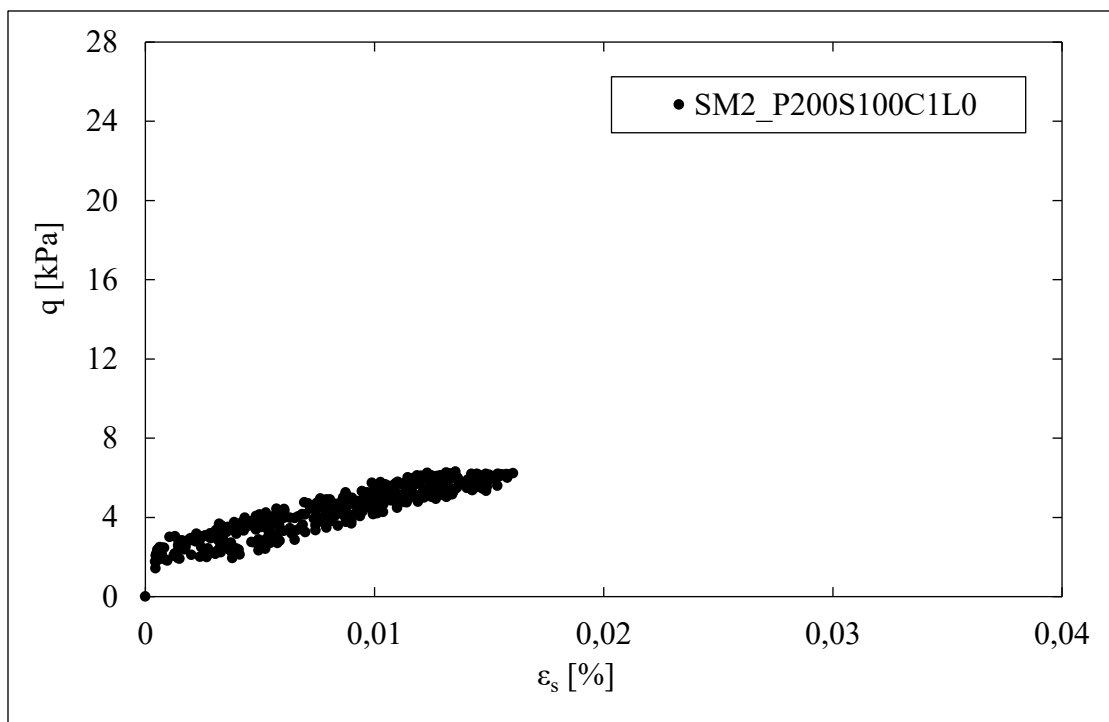


a)

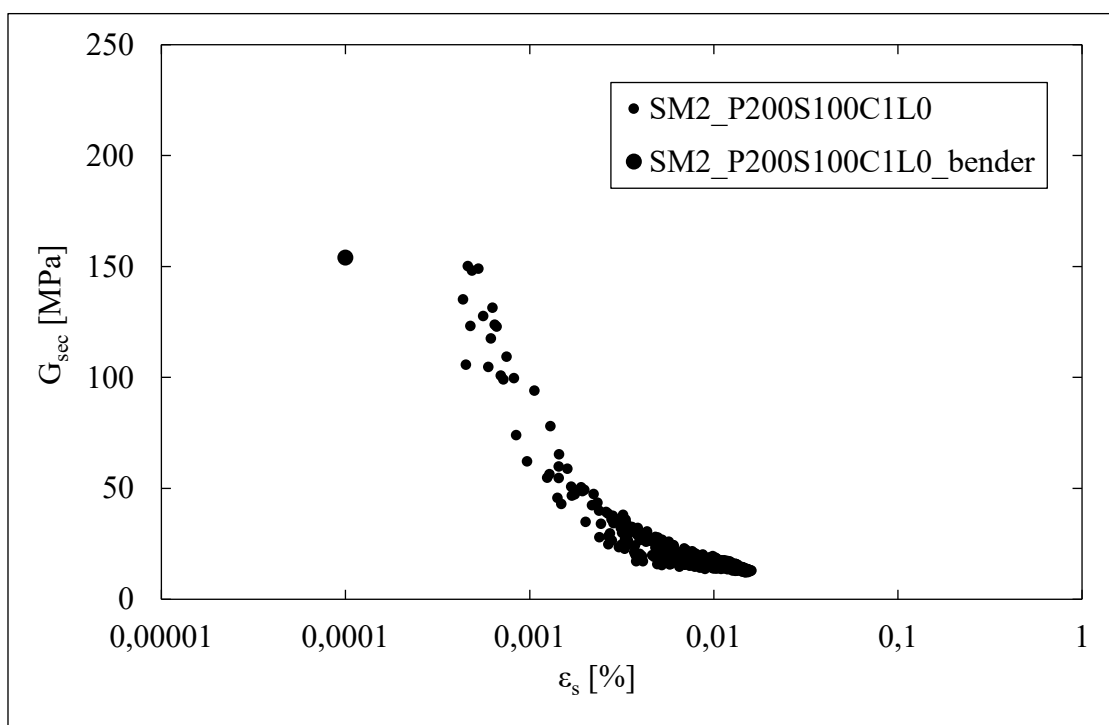


b)

Obr. 96: Výsledky smykové sondy testu SM2_P100S100C1L0: a) napětí vs. smykové přetvoření, b) křivka poklesu tuhosti.

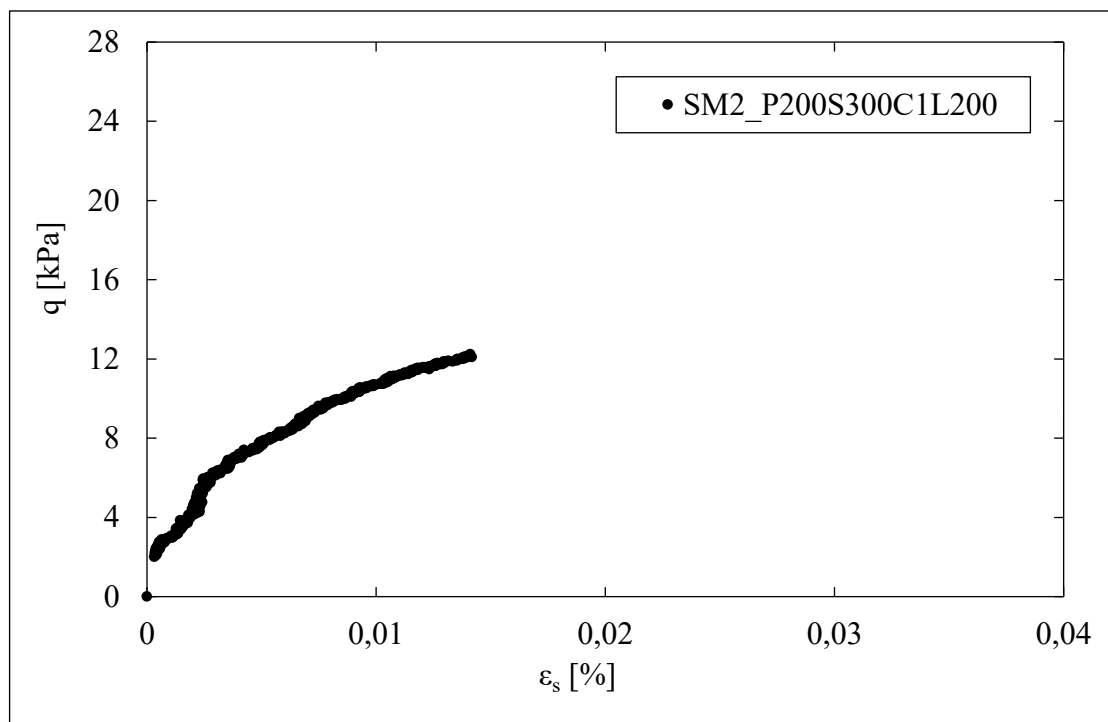


a)

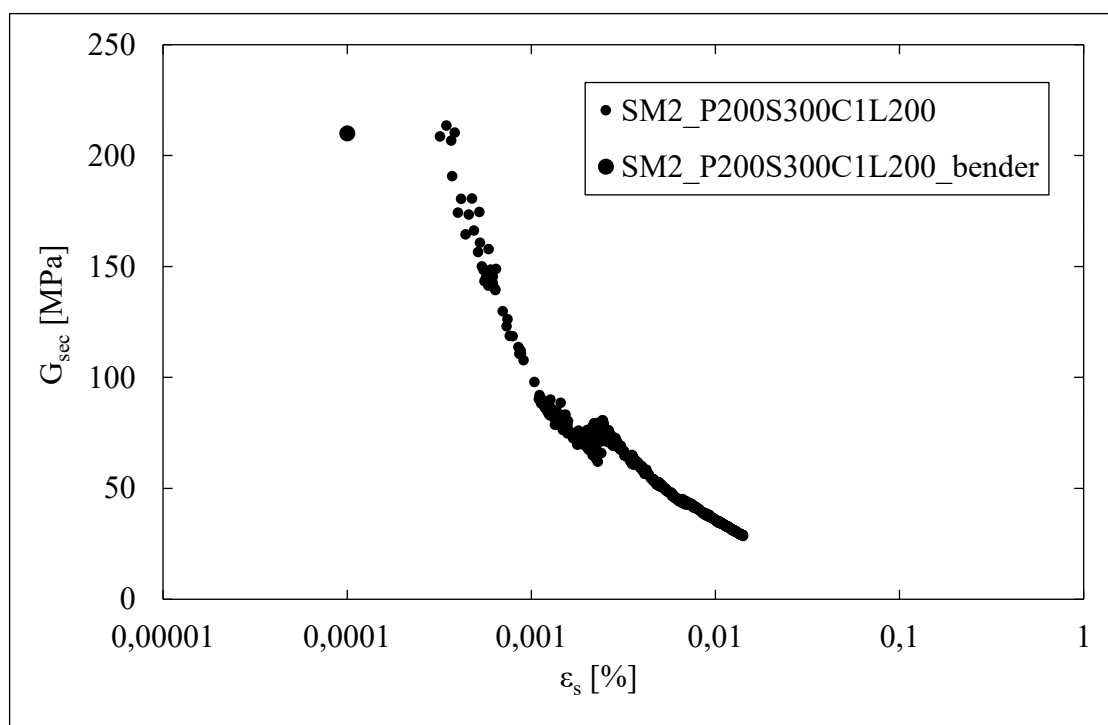


b)

Obr. 97: Výsledky smykové sondy testu SM2_P200S100C1L0: a) napětí vs. smykové přetvoření, b) křivka poklesu tuhosti.

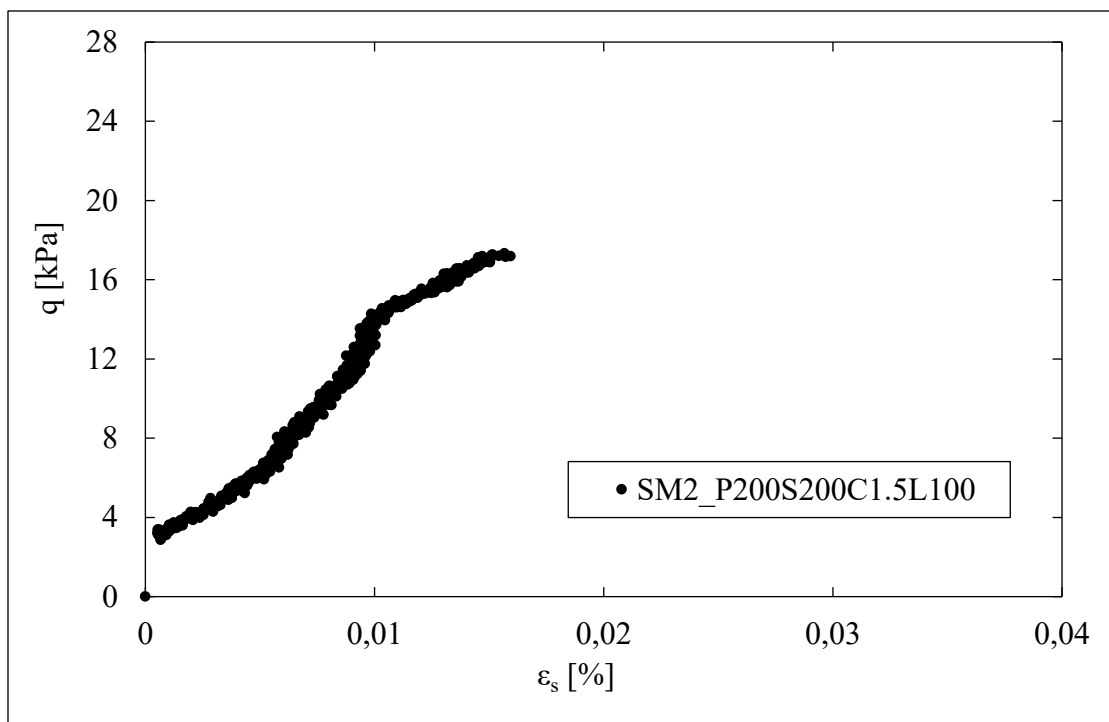


a)

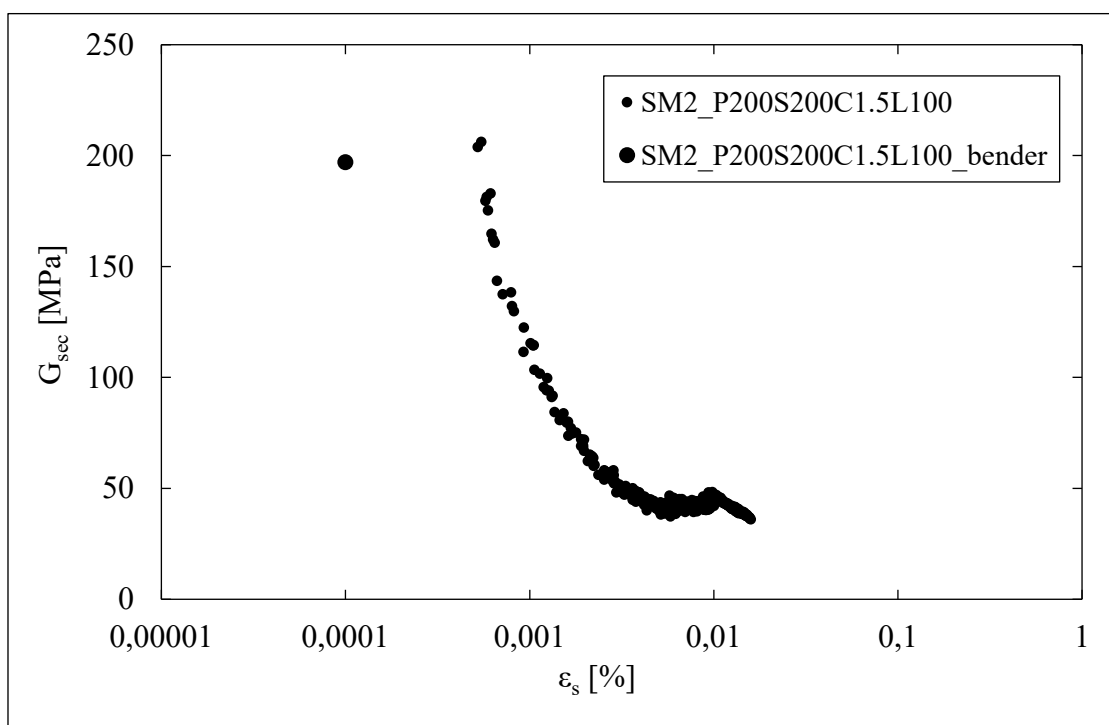


b)

Obr. 98: Výsledky smykové sondy testu SM2_P200S300C1L200: a) napětí vs. smykové přetvoření, b) křivka poklesu tuhosti.

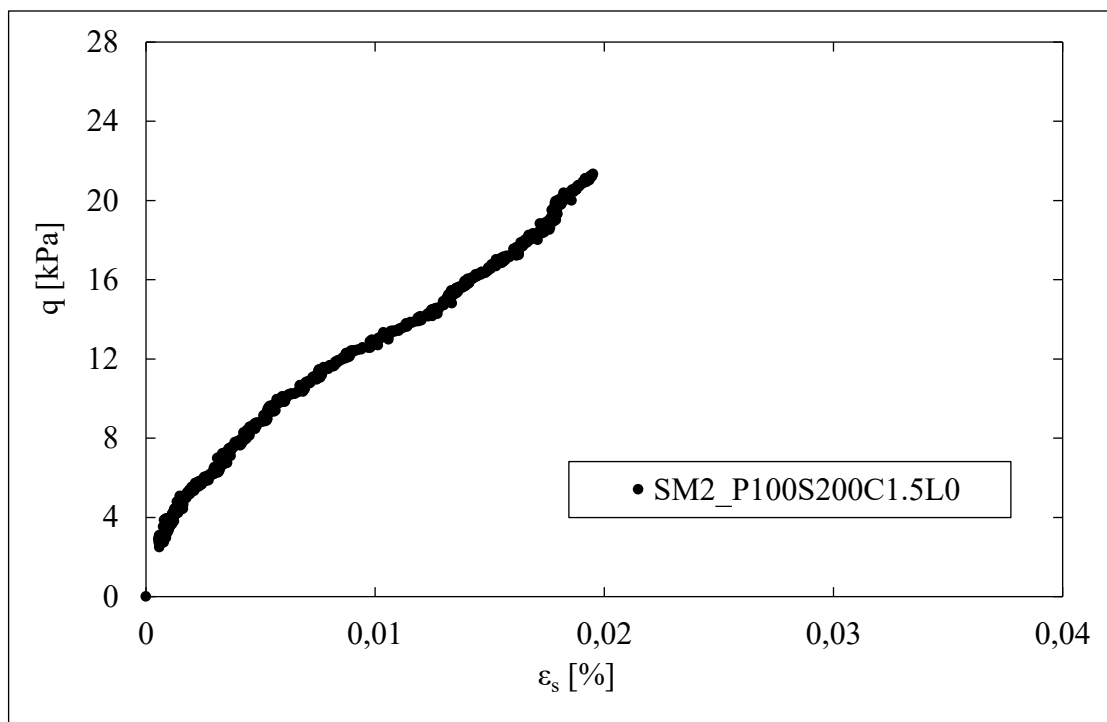


a)

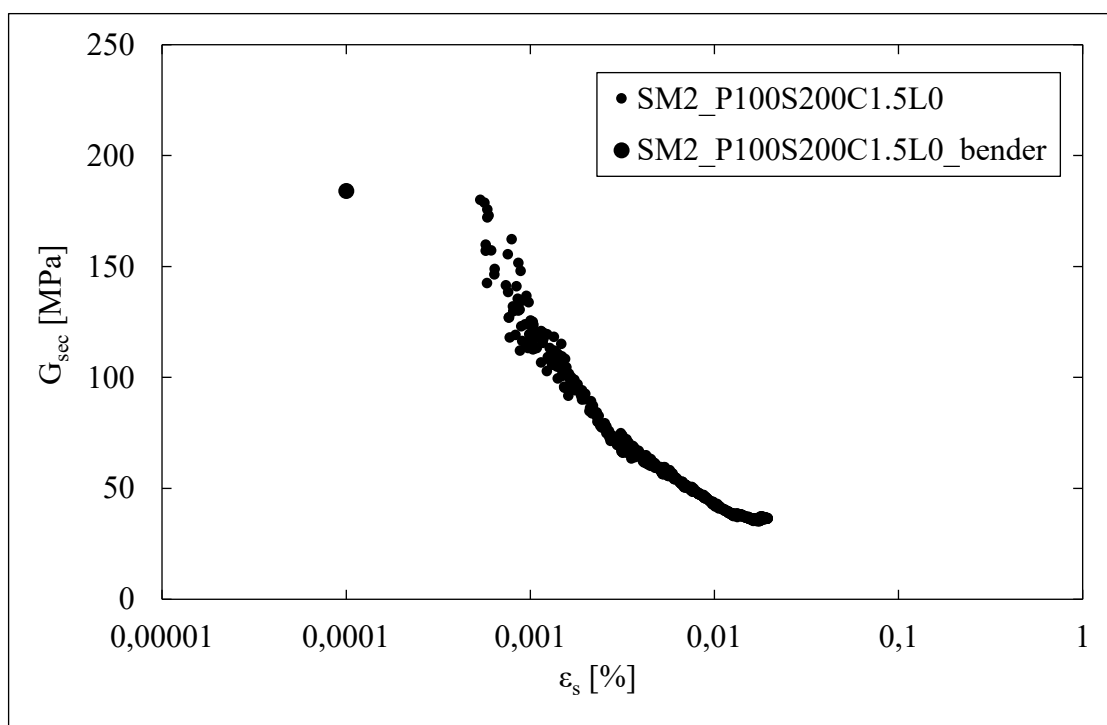


b)

Obr. 99: Výsledky smykové sondy testu SM2_P200S200C1.5L100: a) napětí vs. smykové přetvoření, b) křivka poklesu tuhosti.

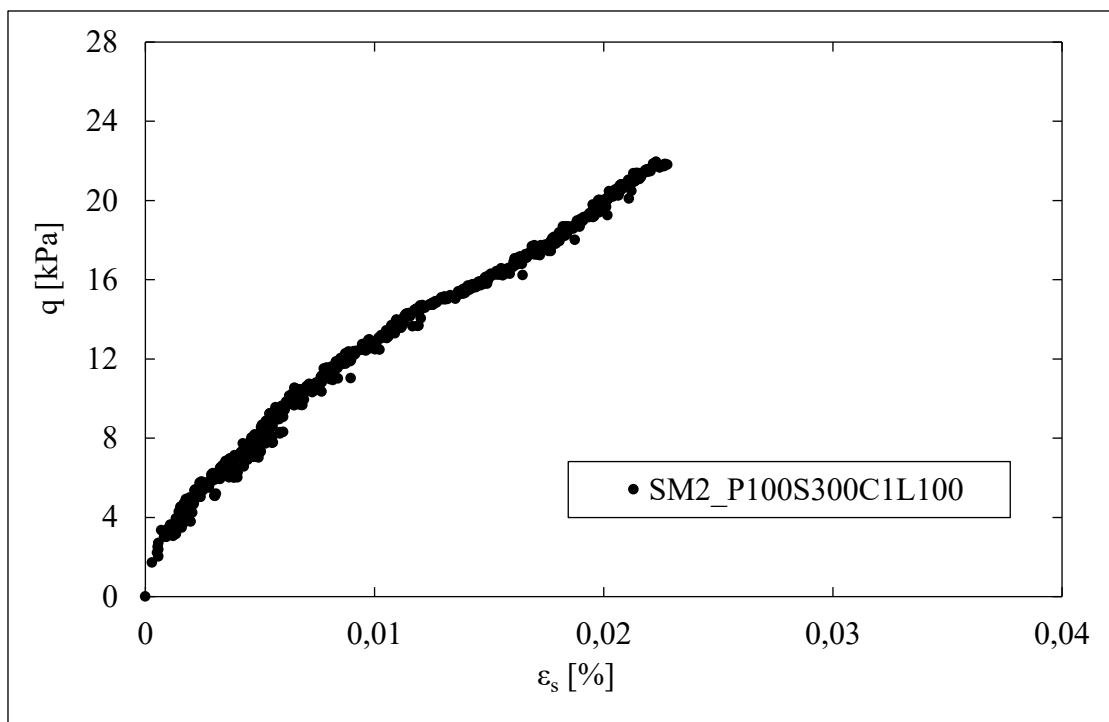


a)

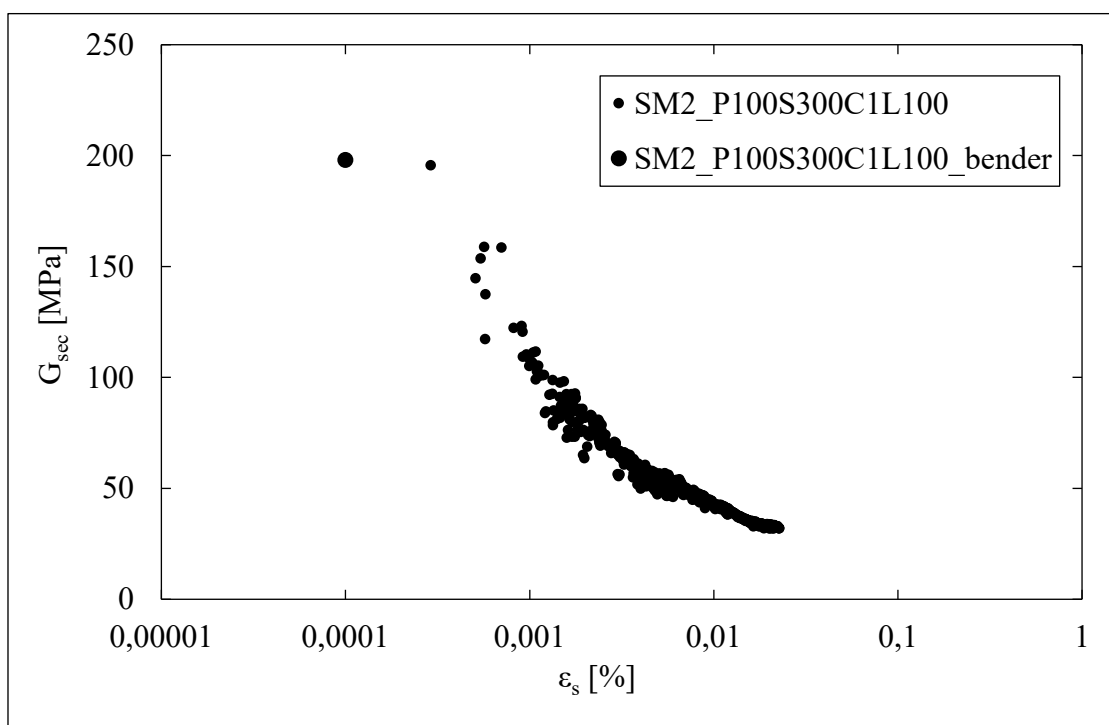


b)

Obr. 100: Výsledky smykové sondy testu SM2_P100S200C1.5L0: a) napětí vs. smykové přetvoření, b) křivka poklesu tuhosti.

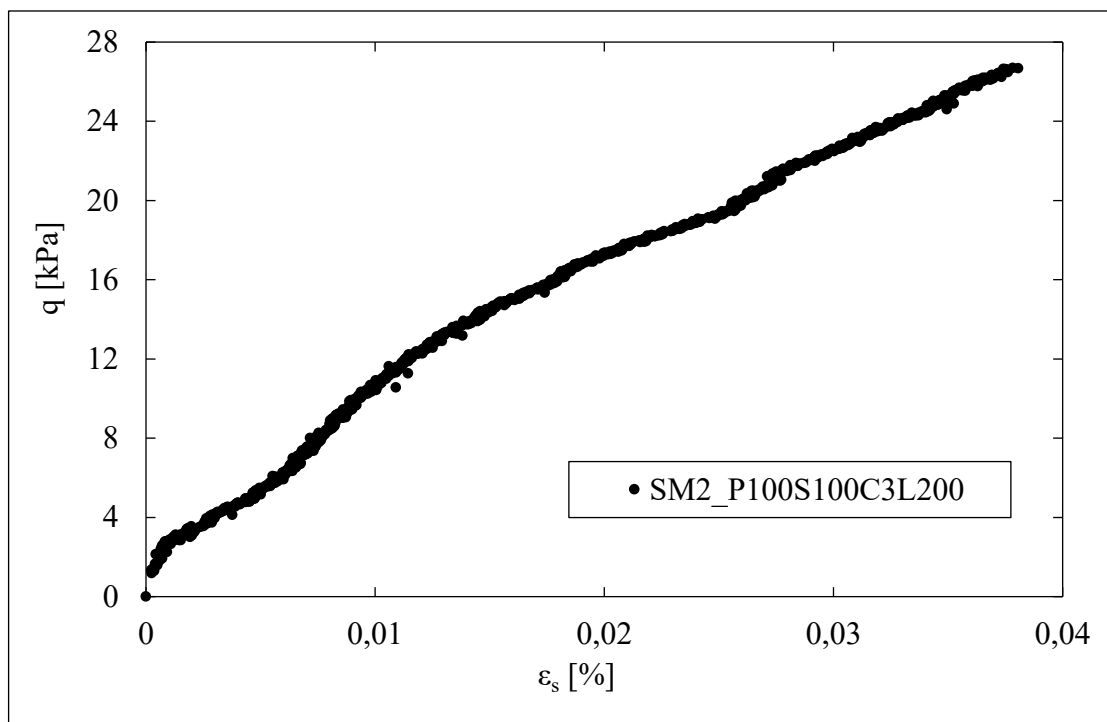


a)

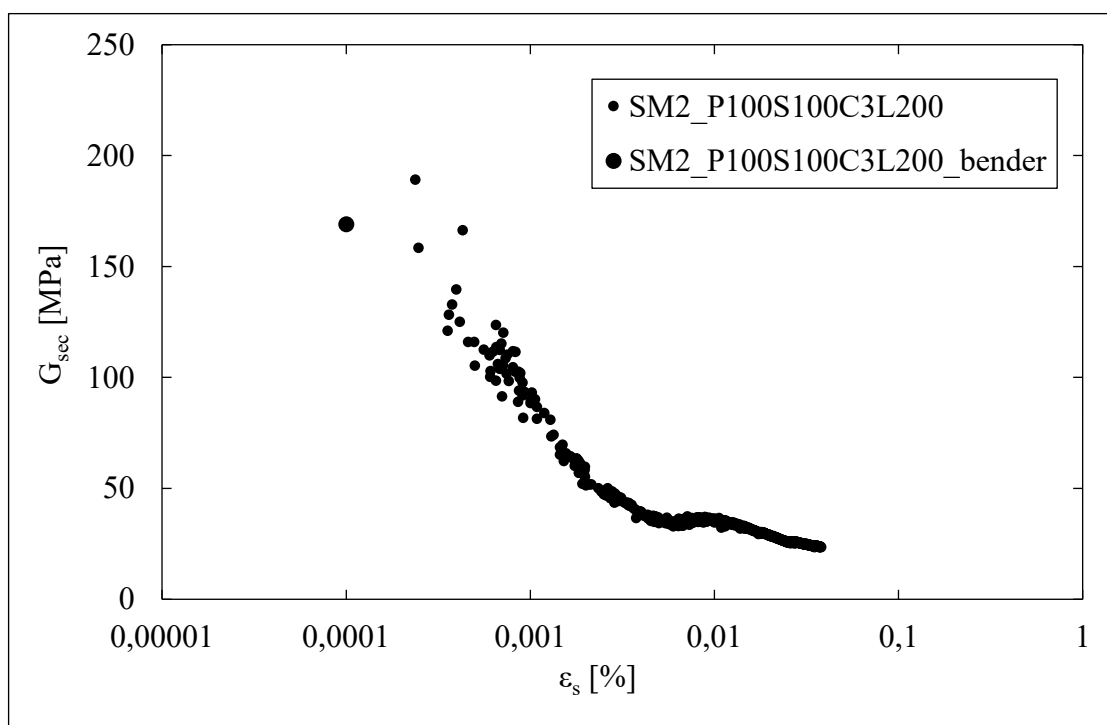


b)

Obr. 101: Výsledky smykové sondy testu SM2_P100S300C1L100: a) napětí vs. smykové přetvoření, b) křivka poklesu tuhosti.



a)



b)

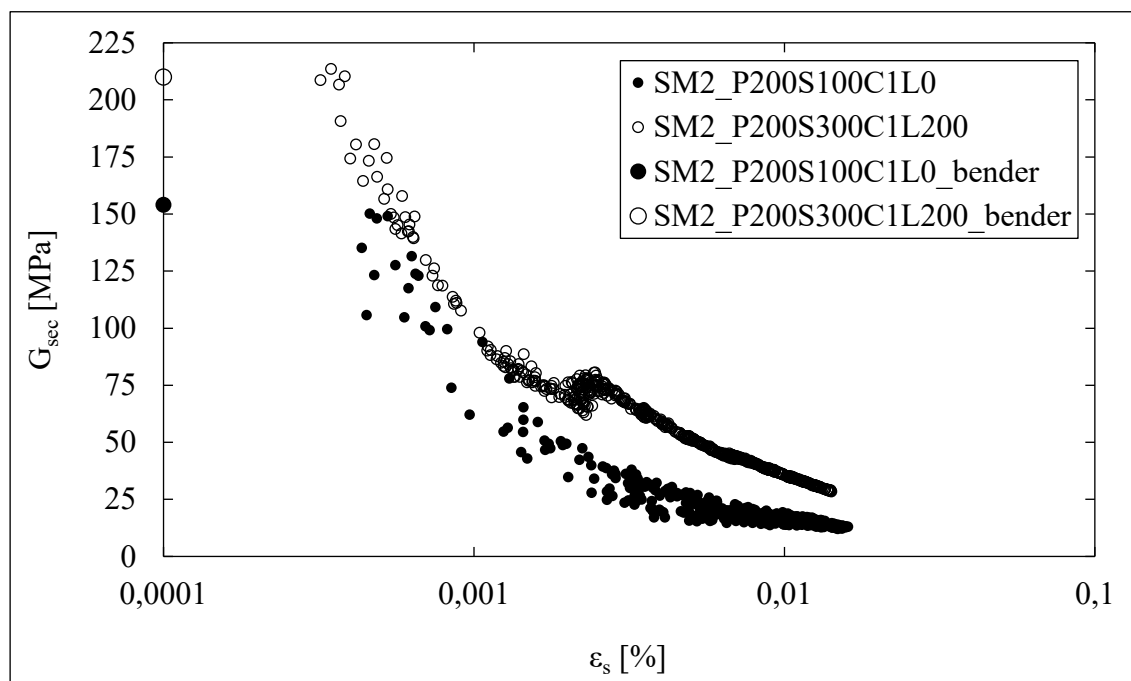
Obr. 102: Výsledky smykové sondy testu SM2_P100S100C3L200: a) napětí vs. smykové přetvoření, b) křivka poklesu tuhosti.

Z výsledných křivek je zřejmé, že se zvýšením sání dochází k posunu tzv. prahu pružného smykového přetvoření (tj. „elastic shear strain threshold“; např. [99]). To znamená, že k degradaci tuhosti dochází později. Tento jev popisují např. Ng a Xu [97], kteří ho vysvětlují tak, že při vyšším sání a nižším stupni nasycení vzorek obsahuje více

vody v meniscích. Tato voda způsobuje normálové síly, které drží částice pohromadě a zabraňuje jejich pohybu. V důsledku se tak zvyšuje elastická tuhost zeminy.

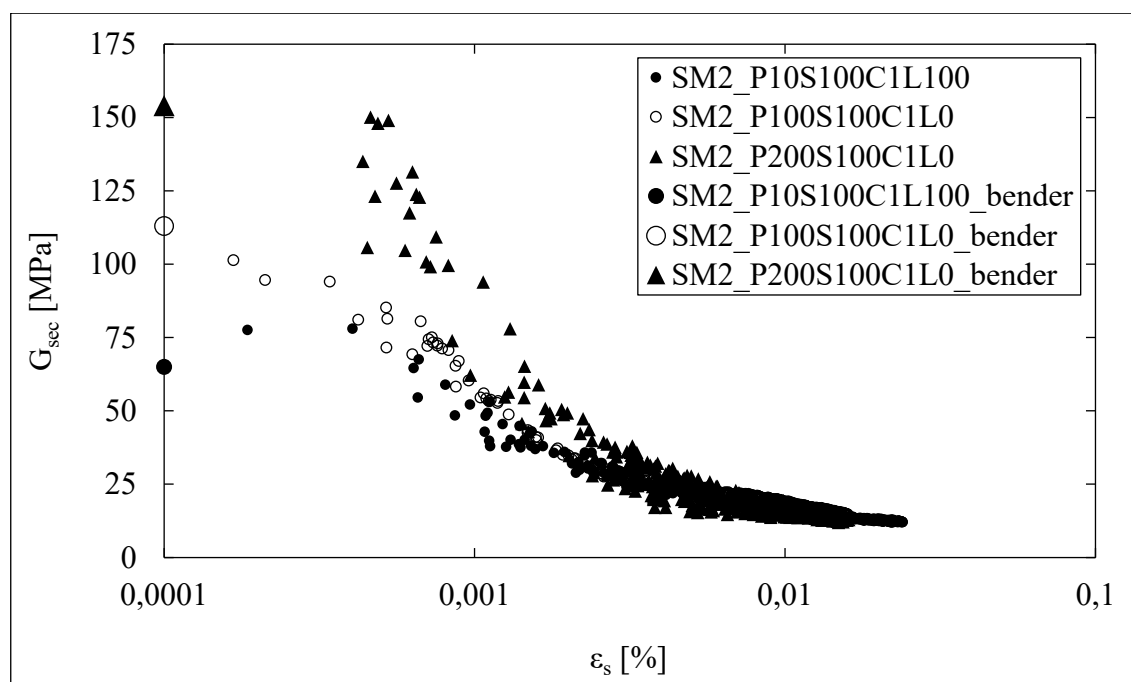
9.3.1 Vliv redukovaného napětí a sání

Stejně jako u měření maximálního smykového modulu, byl u poklesových křivek tuhosti pozorován vliv redukovaného napětí a sání na tuhost nenasycené zeminy. Nárůst tuhosti v důsledku zvýšení sání je patrný z následujícího grafu (Obr. 103).



Obr. 103: Vliv sání na křivku poklesu tuhosti vzorku SM2.

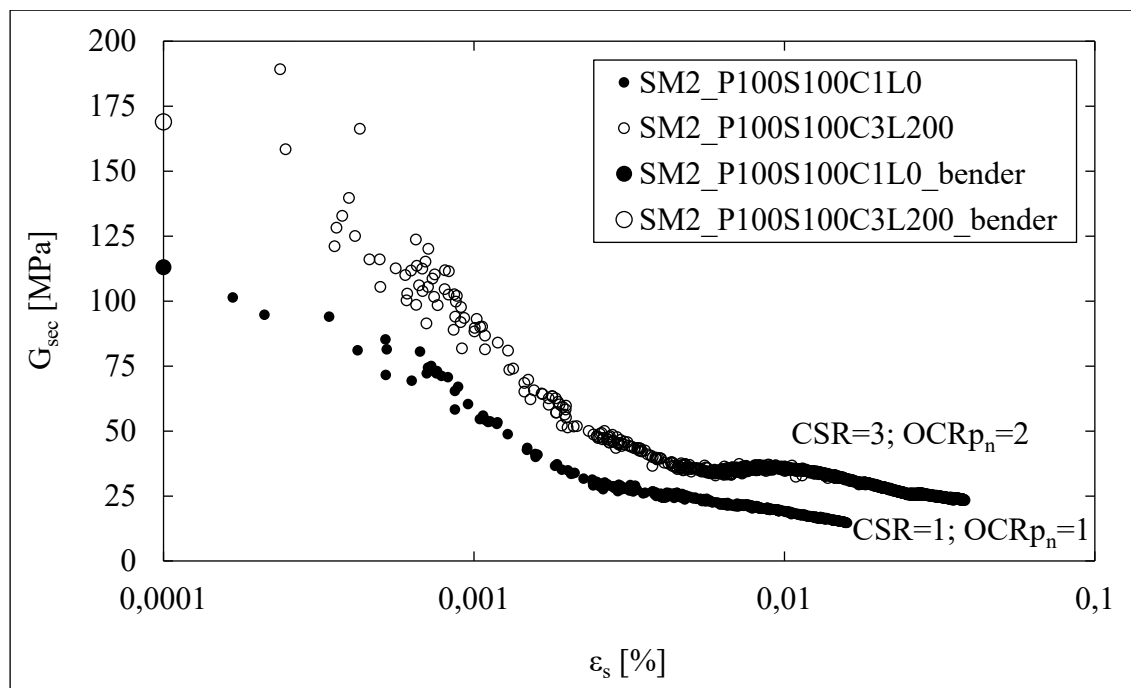
Stejně jako zvýšení sání zvyšuje tuhost nenasycené zeminy, tak i zvýšení redukovaného napětí vede ke zvýšení tuhosti. Porovnání poklesových křivek, kdy bylo zvyšováno pouze redukované napětí a kapilární sání bylo udržováno na stejné úrovni a měření nebylo ovlivněno překonsolidací (ať už p_{net} nebo s), je uvedeno v následujícím grafu na Obr. 104.



Obr. 104: Vliv redukovaného napětí na křivku poklesu tuhosti vzorku SM2.

9.3.2 Vliv parametru CSR

Vliv překonsolidace na tuhost je možné pozorovat také z poklesových křivek. Jak je zřejmé z grafu na Obr. 105, tuhost se vlivem překonsolidace zvýšila. V grafu je zvýrazněna hodnota parametru CSR. Je však třeba upozornit na to, že vlivem aplikované dráhy napětí byl vzorek překonsolidován také z pohledu redukovaného napětí (OCR_{pn}). Nárůst tuhosti je tedy dán překonsolidací jak sáním, tak redukovaným napětím.



Obr. 105: Vliv překonsolidace na tuhost vzorku nenasycené zeminy SM2.

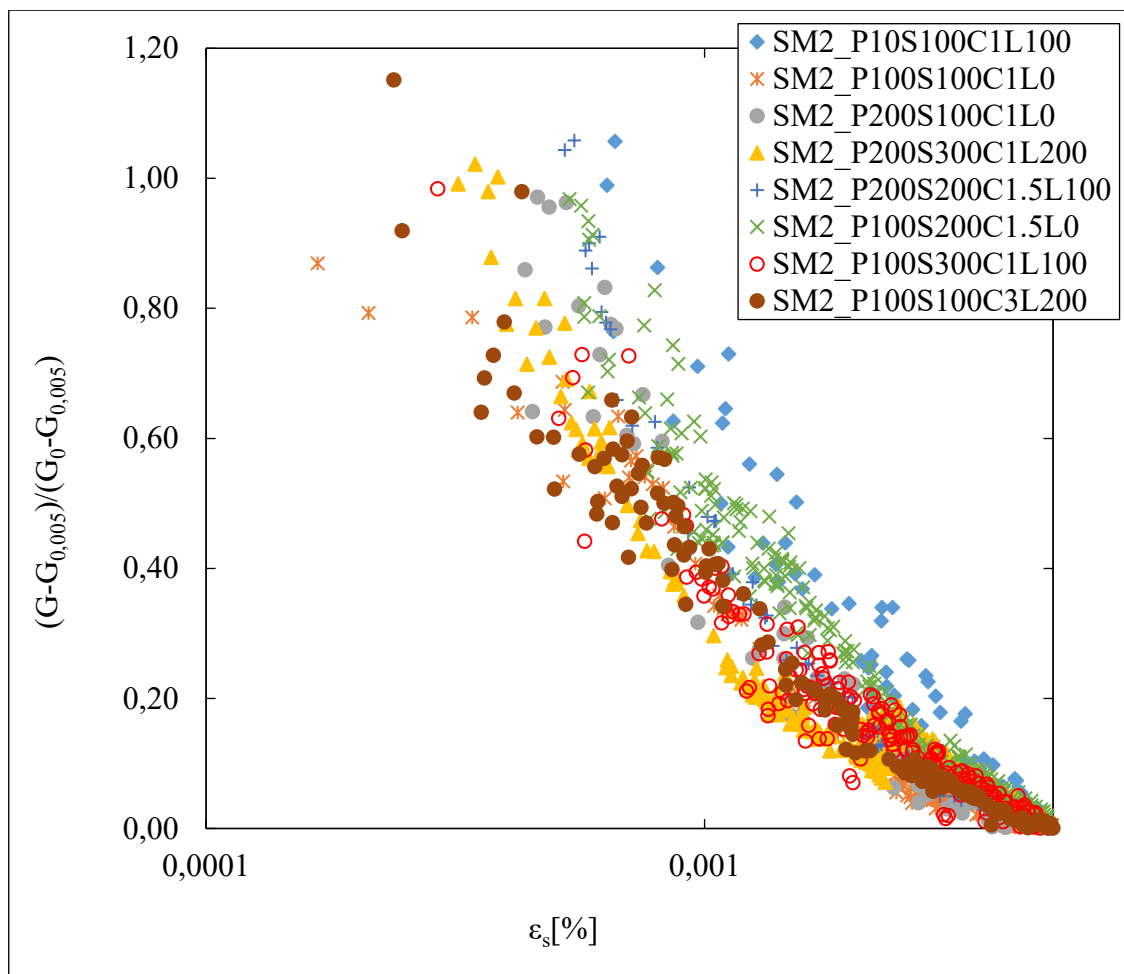
9.3.3 Normalizace dat

Pro porovnání výsledků bodového měření maximální tuhosti a kontinuálního měření poklesu tuhosti se běžně používá normalizace naměřených dat – viz např. [27], [63], [139], [145]. Normalizace se obvykle provádí středním efektivním napětím, neodvodněnou pevností nebo maximálním smykovým modulem.

Vzhledem k tomu, že se tuhost při různých napěťových podmínkách snižuje jinou rychlostí, byla provedena normalizace dle Coopa et al. [27], tzn. smykovým modulem při určitém přetvoření. Výsledné křivky poklesu tuhosti byly normalizovány hodnotou smykového modulu při smykovém přetvoření 0,005 % a hodnotou maximálního smykového modulu pro daný vzorek, stanoveného z měření pomocí bender elementů. Vzorec pro výpočet normalizovaných křivek tuhosti je následující:

$$G_{norm} = \frac{(G_{sec} - G_{0,005})}{(G_0 - G_{0,005})} \quad (36),$$

kde G_{norm} je normalizovaný smykový modul, G_{sec} je aktuální hodnota sečného smykového modulu během smykové sondy, $G_{0,005}$ je smykový modul během smykové sondy při smykovém přetvoření 0,005 % a G_0 je maximální smykový modul pro daný napěťový stav. Normalizované křivky poklesu tuhosti pro jednotlivé napěťové stavy (testy) jsou uvedeny na Obr. 106.



Obr. 106: Normalizované křivky poklesu tuhosti pro jednotlivé testy.

Z normalizovaných křivek je zřejmé, že zemina nevykazuje prakticky žádné elastické chování a tuhost poklesá okamžitě. Měření z bender elementů korespondují s měřeními LVDT snímači při nejmenších přetvořeních.

10 VÝSLEDKY – Numerické modelování

10.1 Program „TRIAX“

V následujících odstavcích je podrobně uveden postup kalibrace celého konstitučního modelu. Pro kalibraci modelu byly využity výsledky laboratorních zkoušek nasycených i nenasycených vzorků.

Jak bylo uvedeno dříve, testovaná zemina má nízkou plasticitu a nevykazuje v podstatě žádnou konstantní hodnotu tuhosti v oboru velmi malých přetvoření a pokles její tuhosti začíná v přetvořeních menších než 0,001 % (což je standardní hranice mezi velmi malým a malým přetvořením). Při úrovni smykového přetvoření 0,001 % je tuhost zeminy zhruba 50 % oproti počáteční (elastické) hodnotě a při přetvoření 0,01 % je pokles smykového modulu z hlavní části dokončen. Tento jev pozorovali například Coop et al. [27] a musel být zohledněn i při následné kalibraci numerického modelu.

Vlastní kalibrační proces sestával v podstatě ze dvou kroků. V prvním byl nasimulován počáteční stav zeminy odpovídající konkrétní fázi laboratorního testování. Nejprve byla modelem ustanovena úroveň redukovaného napětí a poté byla měněna úroveň sání, během čehož bylo redukované napětí drženo v konstantní úrovni. V druhém kroku byla provedena simulace smykové zkoušky (tzn. pokles tuhosti v oboru malých přetvoření).

Veškeré modelové simulace byly provedeny v programu „TRIAX“, který od roku 2001 vyvíjí prof. RNDr. David Mašín, M.Phil., PhD. na Přírodovědecké fakultě Univerzity Karlovy spolu se svými spolupracovníky z celého světa. Jedná se o komplexní nástroj, který obsahuje širokou škálu konstitučních modelů a laboratorních zkoušek, od základních jako např. oedometrické zatížení až po pokročilé hydro-mechanické zkoušky při nenasycených podmínkách. „TRIAX“ je volně dostupný a lze ho stáhnout z webových stránek projektu „SoilModels“ [82].

V programu „TRIAX“ byly nejprve definovány počáteční napět'ové podmínky. Pro vzorek SM2 bylo počáteční redukované napětí $p_n = 10 \text{ kPa}$ a kapilární sání $u = 100 \text{ kPa}$. V dalším kroku byly u vzorku nastaveny požadované změny jak redukovaného napětí, tak kapilárního sání. Poté byla vynulována přetvoření a vzorek byl modelově smykán až do přetvoření 1 %. Vzhledem k tomu, že v program „TRIAX“ je definováno množství numerických modelů, bylo třeba nastavit, který model bude použit pro modelovou

zkoušku a nastavit jeho parametry. Jak již bylo zmíněné dříve, byl použit hypoplastický model pro nenasycené jemnozrnné zeminy, modelující tuhost při velmi malých a malých přetvořeních. V rámci programu „TRIAX“ má tento model označení „hypoplasti_clay_unsat_Sr_anisot_istrain“.

Je třeba zdůraznit, že ne všechny parametry modelu byly zkalibrovány na základě autorem provedených laboratorních zkoušek. Jedná se o retenční křivku, která byla stanovena na Výzkumném ústavu meliorací a ochrany půd, v.v.i. Některé parametry byly převzaty z práce Wonga a Mašína [149]. Převzaté parametry jsou v následujících řádcích výslovně uvedeny.

10.1.1 Kalibrace základního hypoplastického modelu

Pro kalibraci základního hypoplastického modelu pro jíly je třeba celkem 6 parametrů, $\varphi_c, \lambda^*, \kappa^*, N, v, \alpha_G$. Kritický úhel vnitřního tření φ_c byl určen z výsledků CID zkoušek na nasycených vzorcích. Pro kalibraci parametrů λ^*, κ^* and N byly použity výsledky nasycených oedometrických zkoušek. Výsledky byly vyneseny do grafu v prostoru $\ln(1+e): \ln p'$ (viz např. [78]) a jsou uvedeny na Obr. 72. Parametr α_G byl uvažován roven 1, což vychází z předpokladu, že vzorek je izotropní, tzn. $G_{0vh} = G_{0hv}$. Hodnota parametru v byla převzata z práce Wonga a Mašína [149].

10.1.2 Kalibrace nenasyceného mechanického modelu

Parametry n_s, l_s, m nebyly v rámci této disertační práce stanoveny. Hodnoty těchto parametrů byly převzaty z článku Wonga a Mašína [149], a to konkrétně pro zcela rozložený tuf (CDT).

10.1.3 Kalibrace modelu pro retenční chování

Model pro retenční chování vyžaduje 4 parametry – $s_{en0}, e_0, \lambda_{p0}, a_e$. Vstupní hodnota vzduchu s_{en0} a sklon hlavní vysušovací větve retenční křivky λ_{p0} byly stanoveny z retenční křivky – viz kapitola 9.1. Počáteční číslo pórovitosti e_0 odpovídá vzorku SM2 před zahájením zkoušek. Hodnota parametru a_e byla převzata z článku Wonga a Mašína [149].

10.1.4 Kalibrace tuhosti v oboru velmi malých přetvoření

Při kalibraci maximální tuhosti byly naměřené hodnoty smykového modulu porovnány se spočítanými hodnotami pomocí rovnice (29). Číslo pórovitosti, stupeň nasycení a střední efektivní napětí byly spočítány pro daný stav zeminy. Sklon aktuální větve retenční křivky λ_p byl spočten pomocí rovnice (27), kde sklon hlavní vysušovací větve λ_{p0} je podle výsledků laboratorních zkoušek roven 0,21 (viz kapitola 9.1).

Parametry A , n_g , m_g byly stanoveny z měření na nasycených triaxiálních vzorcích. Parametr k_g byl kalibrován metodou „best fit“, s tím, že bylo přihlédnuto i k hodnotám tohoto parametru pro jiné zeminy, uvedeným v článku Wonga a Mašina [149].

10.1.5 Kalibrace tuhosti v oboru malých přetvoření

Parametry pro křivky poklesu tuhosti – R , β_r , χ_g , m_{rat} , r_m , tj. tuhosti v oboru malých přetvoření byly kalibrovány parametrickou studií. Při kalibraci poklesu tuhosti bylo třeba věnovat největší pozornost nezvykle rychlému poklesu tuhosti, respektive nízkému oboru přetvoření, ve kterém dochází k největšímu poklesu tuhosti. Velikost elastického oboru je řízena parametrem R , zatímco rychlost degradace tuhosti je řízena parametry β_r a χ_g . Parametry R a β_r mají podobný vliv na křivku tuhosti a její tvar lze tedy kontrolovat pomocí jednoho z nich. Já jsem při kalibraci použil parametr R , jehož hodnoty se v rámci modelových testů lišily.

10.1.6 Vstupní parametry modelu

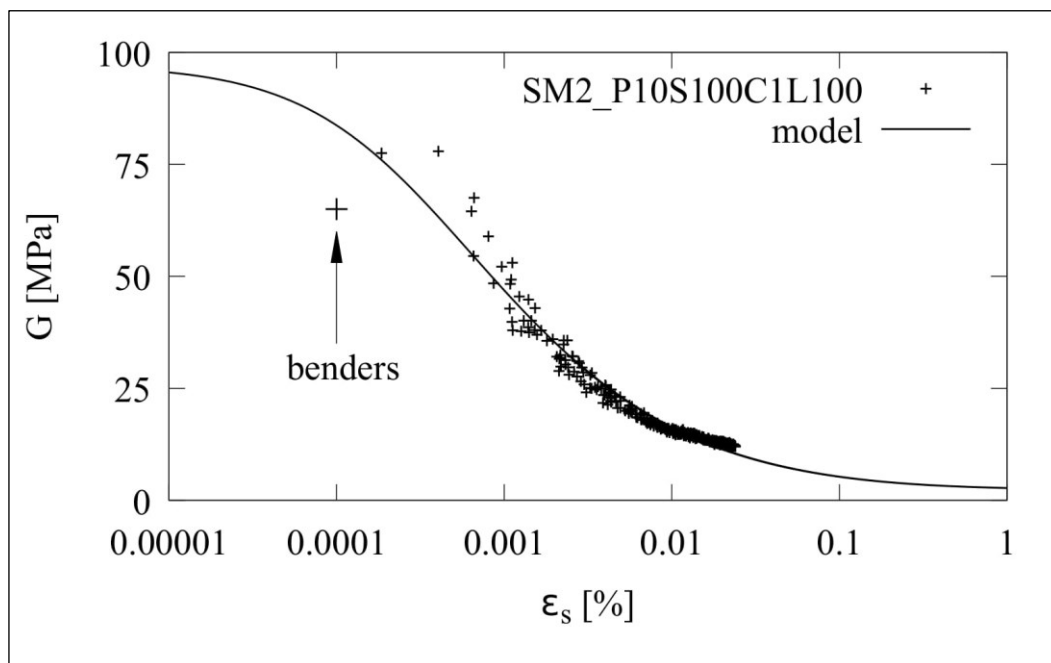
Níže jsou shrnuty vstupní parametry hypoplastického modelu pro nenasycené zeminy.

Tab. 10: Souhrn vstupních parametrů modelu.

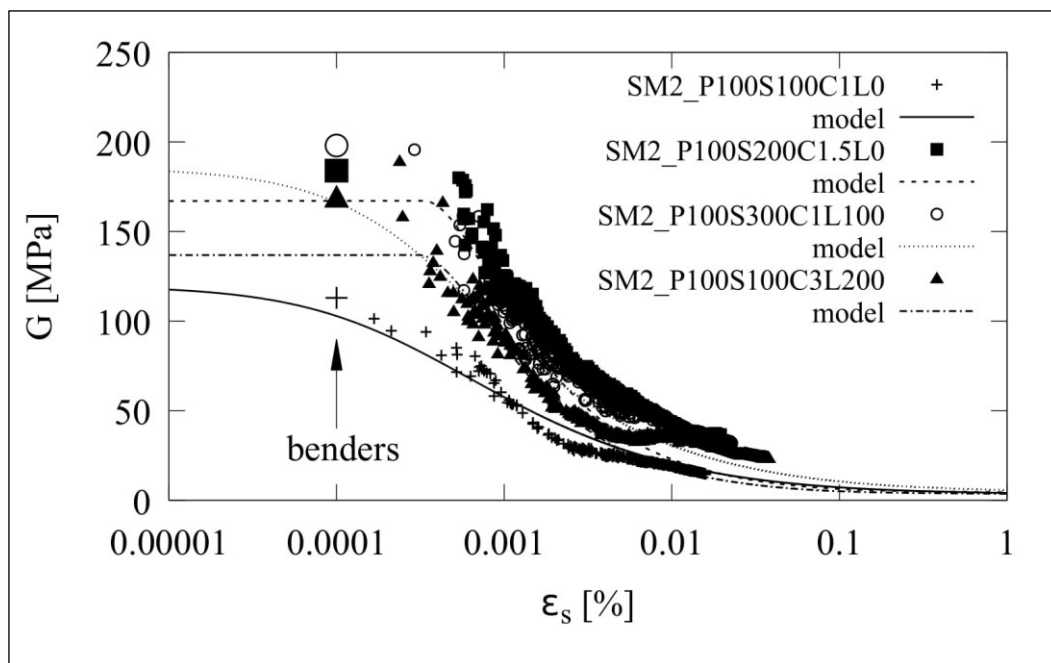
Základní model	φ_c	λ^*	κ^*	N	ν_{pp}	α_G
	30°	0,0706	0,0167	0,9470	0,25	1
Nenasyc. mechanický model	n_s	l_s	m			
	0	0	1			
Model pro retenční chování	s_{en0}	e_0	λ_{p0}	a_e		
	70	0,75	0,21	0,5		
Tuhost – velmi malá přetvoření	A_g	n_g	m_g	k_g		
	6800	0,47	1	0,25		
Tuhost – malá přetvoření	R	β_r	χ_g	m_{rat}	r_m	
	různé	1	1	1	3e-6	

10.2 Výsledné modelové simulace

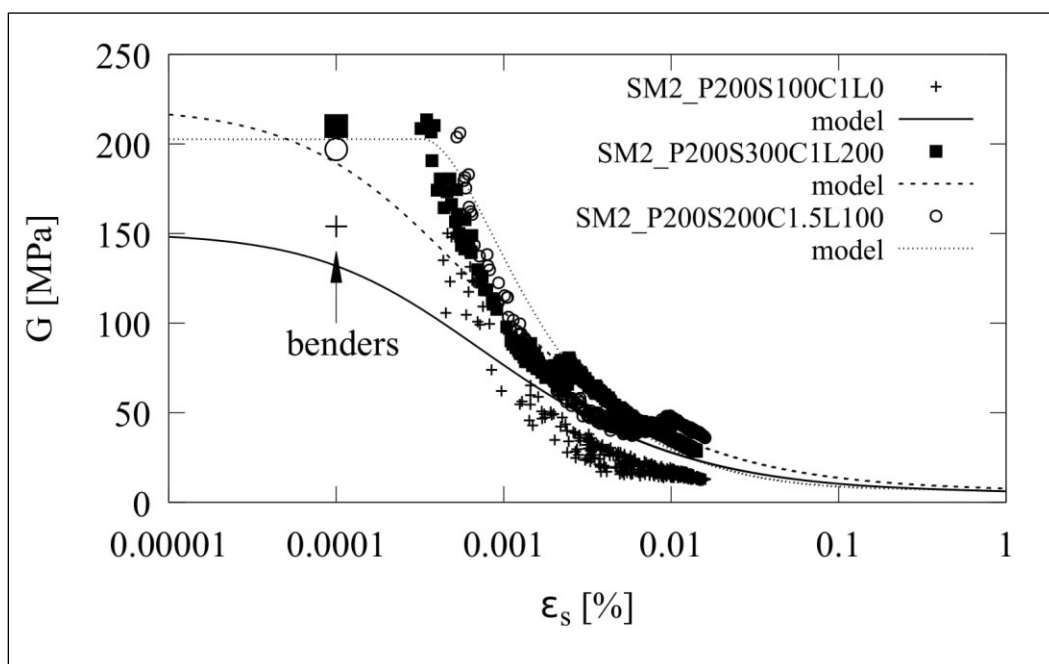
Zkoušená zemina nemá v podstatě žádné počáteční plató tuhosti. Pokles tuhosti je velmi rychlý a probíhá v přetvořeních menších než 0,001 %. Tento jev bylo nutné zohlednit při numerickém modelování. Přesto, že použitý hypoplastický model byl navržen na základě „standardních“ křivek poklesu tuhosti, jsou výsledné modelové křivky uspokojivé. Na následujících grafech jsou uvedeny modelové simulace pro vzorek SM2 spolu s výsledky laboratorních měření.



Obr. 107: Pokles tuhosti při testu SM2_P10S100C1L100.



Obr. 108: Pokles tuhosti vzorku SM2 při $p_n = 100$ kPa a různé úrovni a historii sání.



Obr. 109: Pokles tuhosti vzorku SM2 při $p_n = 200$ kPa a různé úrovni a historii sání.

Z grafů na Obr. 108 a Obr. 109 je patrné, že u modelových křivek testů SM2_P100S200C1.5L0, SM2_P100S100C3L200 a SM2_P200S200C1.5L100 je smykový modul nejprve konstantní a pak dojde k jeho rapidnímu poklesu. U ostatních křivek je počáteční pokles pozvolný. U modelových křivek s konstantním počátečním smykovým modulem se jedná o testy, u kterých modelový smyk proběhl po snížení kapilárního sání nebo redukováného napětí. Toto chování je normálním projevem daného modelu v případě, kdy poslední změnou napětí před smykem bylo odlehčení (osobní konzultace s prof. Davidem Mašínem).

11 ZÁVĚR

11.1 Výsledky výzkumu

V rámci této disertační práce byly provedeny laboratorní zkoušky na nasycených a nenasycených vzorcích rekonstituované sprašové zeminy. Na nasycené zemině byly provedeny celkem 2 oedometrické zkoušky, 3 triaxiální *CID* zkoušky a dále byla stanovena maximální tuhost na 1 vzorku při 5 různých úrovních středního efektivního napětí. Těžištěm laboratorního výzkumu však byly zkoušky na nenasycené zemině. Celkem byly v triaxiální komoře testovány dva nenasycené vzorky zeminy. Byla stanovena maximální tuhost při 18 různých kombinacích redukovaného napětí a kapilárního sání na 2 triaxiálních vzorcích rekonstituované sprašové zeminy s označením SM1 a SM2. Na vzorku SM1 byly stanoveny pouze maximální smykové moduly pomocí bender elementů. U vzorku SM2 byla po každém měření maximální tuhosti provedena axiální smyková odvodněná sonda do maximálního deviátorového napětí 30 kPa, po které následovalo odlehčení zpět na nulové deviátorové napětí. Z axiálních smykových sond byly stanoveny křivky poklesu tuhosti s rostoucím přetvořením.

Z výsledků provedených laboratorních zkoušek vyplývá, že tuhost nenasycené zeminy je ovlivňována jak úrovní redukovaného napětí, tak úrovní kapilárního sání. Maximální tuhost nenasycených vzorků se zvyšuje s kapilárním sáním a redukovaným napětím, respektive se středním efektivním napětím (u testů bez vlivu překonsolidace). To je v souladu s teoretickými předpoklady.

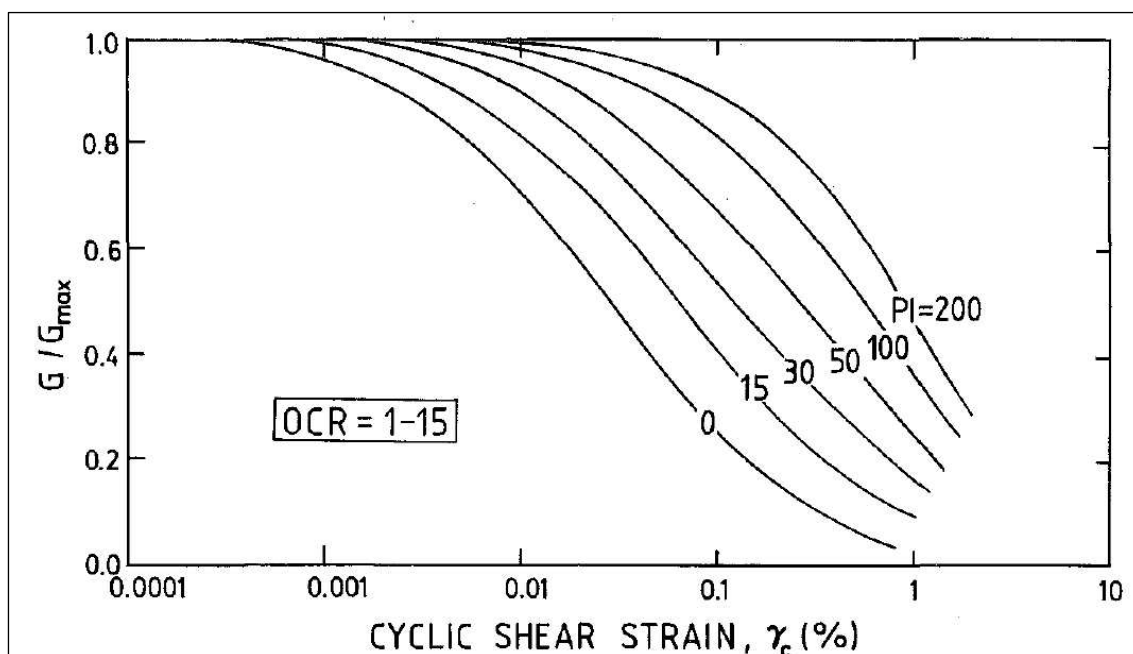
Spočtené hodnoty smykového modulu z rovnice (29) relativně dobře korespondují s hodnotami naměřenými laboratorně. Největší rozdíly mezi laboratorními a spočítanými hodnotami G_0 jsou při testech, kdy dochází k odlehčení, a to jak sání, tak redukovaného napětí. Největší rozdíl byl určen u testu SM2_P10S100C1L100 (výchozí bod nenasycených testů vzorku SM2), konkrétně 20 %.

Dále byl pozorován vliv takzvaného parametru *CSR* na tuhost nenasycené zeminy. Pokud zemina v minulosti prodělala vyšší úroveň kapilárního sání, než je ta současná, bude tuhost zeminy při daném stavu napětí vyšší, než pokud zemina v minulosti toto sání neprodělala (tzn. zemina je překonsolidována kapilárním sáním).

Z laboratorních výsledků zkoušek na nenasycené zemině byly stanoveny křivky poklesu tuhosti s rostoucím přetvořením. Použitá zemina s nízkou plasticitou nemá žádné

počáteční plató tuhosti. Z maximální hodnoty tuhost téměř okamžitě klesá. Maximální tuhost byla pozorována při smykovém přetvoření zhruba 0,0001 %. Při přetvoření 0,001 % tuhost poklesla až o polovinu oproti maximální elastické hodnotě. Tento jev je relativně obvyklý u zemin s nízkou plasticitou. V literatuře bylo nalezeno stejné chování u kaolinu ([27]), což je také zemina s nízkou plasticitou. Vliv plasticity na tuhost zeminy je patrný také z následujícího obrázku - Obr. 110 [145]. Zeminy s nízkou plasticitou vykazují maximální tuhost v až řádově nižším oboru přetvoření než zeminy s velmi a extrémně vysokou plasticitou [145]. Takzvaný práh pružného smykového přetvoření se tak u zemin s nízkou plasticitou nachází v řádově nižších přetvořeních než u zemin s extrémní plasticitou. Jak uvádí např. [139] nebo [145], plasticita je u jemnozrnné zeminy jedním z nejdůležitějších parametrů, který ovlivňuje její tuhost. To je obzvláště důležité poznání, protože stanovení plasticity je jednou z nejlevnějších laboratorních zkoušek, a proto se v geotechnické praxi velmi často provádí. Na základě porovnání plasticity různých zemin tedy lze odhadnout, jak se budou z hlediska tuhosti chovat.

Zeminy s vysokou plasticitou se skládají z mnoha malých částic, které mají velký povrch na jednotku hmotnosti a v těchto zeminách se vytváří více mezičásticových kontaktů [145]. Jak uvádí Ng et al. [99], zeminy s malými částicemi jsou díky tomu schopné vydržet větší smykové deformace, než dojde k posunu těchto částic, což se následně projeví na degradaci tuhosti. U zemin s nízkou plasticitou, kde dochází vlivem nárůstu sání ke shlukování jemnozrnných částic, se poruší mezičásticové kontakty a práh pružného smykového přetvoření se posune směrem do nižších přetvoření (zemina se díky shlukům chová více jako hrubozrnná zemina, která má méně mezičásticových kontaktů) [99]. Testovaná zemina má nízkou plasticitu, a proto dochází k velmi rychlé degradaci tuhosti.



Obr. 110: Vliv indexu plasticity na tuhost zeminy [145].

Výsledky laboratorních zkoušek byly použity pro ověření funkčnosti hypoplastického modelu pro nenasycené zeminy ([149]). Výsledky oedometrických a triaxiálních zkoušek na nasycených vzorcích a výsledky triaxiálních zkoušek na nenasycených vzorcích byly použity pro kalibraci tohoto modelu. Následně byly s pomocí programu „TRIAx“ reprodukovány axiální smykové odvozněné sondy na nenasyceném vzorku SM2. Výsledné modelové křivky relativně dobře simulují provedené triaxiální zkoušky. Je dobře zachycen rychlý pokles tuhosti, stejně jako hodnota maximální smykové tuhosti. Jako problematické se ukázalo modelování testů při odlehčení redukovaného napětí. Modelové křivky jsou v těchto případech oproti ostatním odlišné. Maximální tuhost je dlouho konstantní a poté dochází k jejímu rapidnímu poklesu, zatímco u ostatních modelových křivek je pokles tuhosti pozvolnější. Toto chování je podle sdělení prof. Mašina vlastností daného modelu.

11.2 Aplikace zjištěných skutečností

Během laboratorních zkoušek byla ověřena funkčnost nově sestaveného triaxiálního systému s piezoelektrickými snímači a lokálními snímači deformace (LVDT). Tento systém je tedy možné používat pro další výzkumné cíle, případně je možné ho rozšířit o další prvky – viz následující kapitola.

Výsledné laboratorní interpretace také mohou sloužit jako jeden z prvků databáze o chování nenasycených zemin a posloužit tak široké veřejnosti k vývoji dalších numerických modelů.

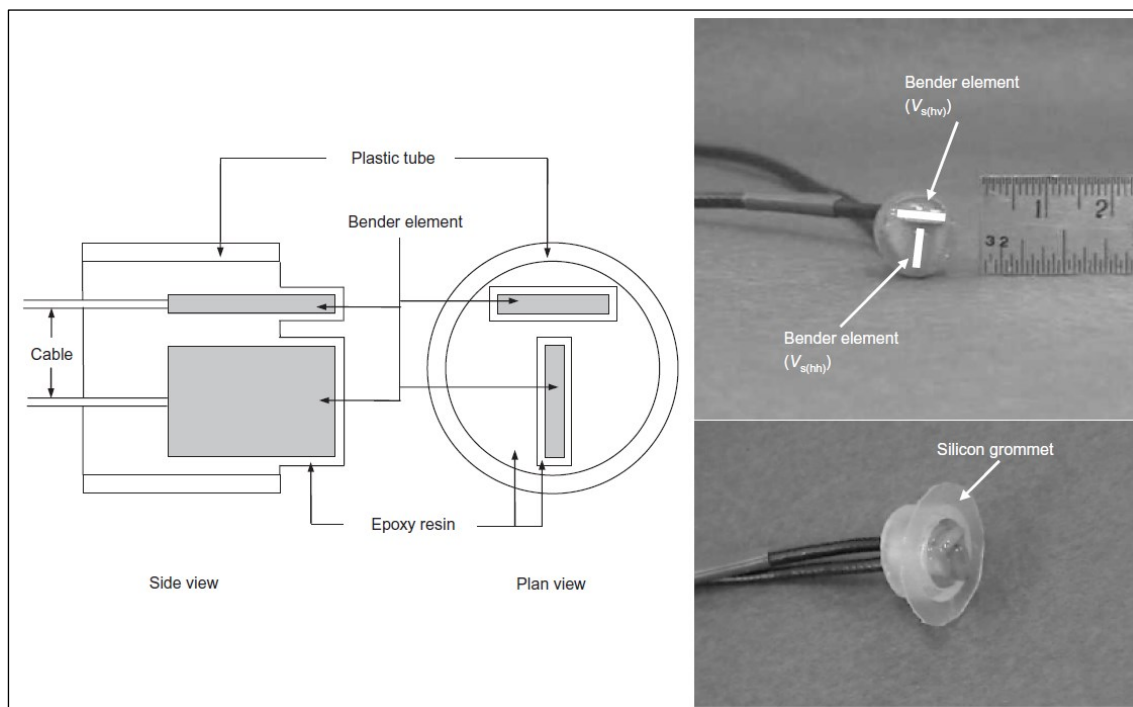
Jedním z cílů výzkumu také bylo ověřit funkčnost hypoplastického modelu ([149]) na zemině, která je běžná v geotechnických praktických úlohách. Tento cíl byl splněn a model se ukázal jako vhodný pro studium chování nenasycených zemin. Model lze tedy používat při skutečných inženýrských problémech, jako je například modelování stability svahu.

11.3 Další výzkum

Z hlediska dalšího výzkumu by bylo třeba provést novou sérii laboratorních zkoušek v nenasyceném triaxiálním přístroji. Tyto zkoušky je vhodné provést při jiných napěťových stavech než během prezentovaného výzkumu. Některé vzorky by měly být smykány až do porušení, aby byly získány celé „napětíodeformační“ křivky. Vzhledem k tomu, že v provedeném schématu zkoušek v podstatě nebyl pozorován vliv prodělané historie sání na tuhost nenasycené zeminy, bylo by vhodné další výzkumné práce zaměřit na objasnění tohoto vlivu.

Jako vylepšení stávajícího triaxiálního systému navrhuji jeho rozšíření o horizontální bender elementy, aby bylo možné měřit maximální smykový modul v navzájem kolmých rovinách. Pro tato měření lze s výhodou využít snímače, které umožňují vysílání smykové

vlny v horizontálním směru s vertikální i horizontální polarizací (viz Obr. 111). Osazením tohoto snímače však vznikne perforace v latexové membráně obklopující vzorek zeminy a bude proto třeba vyřešit, jak zajistit dlouhodobou těsnost mezi komorou a vzorkem.



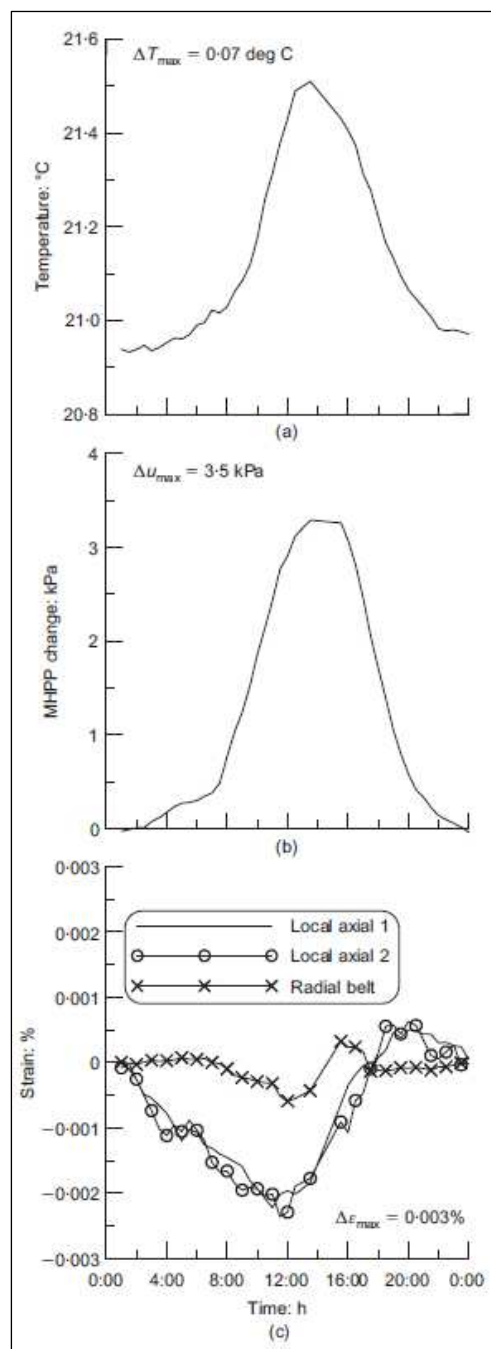
Obr. 111: Horizontální bender element umožňující vysílání smykové vlny s horizontální i vertikální polarizací [96].

Dalším vylepšením stávajícího systému je instalování snímačů radiálních deformací. To umožní stanovit radiální přetvoření přímo, a ne výpočtem ze změny objemu, které může být nepřesné.

Z pohledu časové náročnosti zkoušek by bylo vhodné postavit nový triaxiální systém ve stejném schématu, jako v tomto výzkumu, ale pro vzorky menšího průměru, tzn. 50 mm nebo 38 mm. Menší vzorek znamená i kratší dobu konsolidace, respektive ustálení kapilárního sání. Tím pádem by při stejném čase bylo možné provést na jednom vzorku více změn napětí/kapilárního sání a bylo by získáno více laboratorních dat. Předpoklad o rychlejší konsolidaci ovšem nemusí platit v případě, že budou v podstavách vzorků umístěny bender elementy, v důsledku čehož dojde ke zmenšení plochy HAEV disku a tím pádem ke zpomalení konsolidace. Z hlediska jednoduchosti instalace všech potřebných snímačů, je navíc nejmenší standardní triaxiální vzorek o průměru 38 mm nevhodný. U vzorku o průměru 50 mm by pravděpodobně bylo možné použít pouze dva LVDT snímače ve vertikálním směru a snímače LVDT v radiálním směru. Použití vertikálních bender elementů u vzorku průměru 50 mm bude záviset na schopnosti výrobců laboratorního vybavení instalovat tyto snímače do HAEV disku o takto malém průměru. Z uvedeného vyplývá, že reálné je použití pouze vzorků o průměru 50 mm. Pokud by se povedlo takový triaxiální systém postavit, byl by jeho přínos, kromě menší časové náročnosti, v tom, že by se mohla měření mezi oběma vzorky (tj. průměru 50 mm a 70 mm) porovnat a stanovit vliv velikosti vzorku na chování nenasycené zeminy (pokud nějaký je).

Laboratorní zkoušky by dále mohly být provedeny s řízeným přírůstkem napětí, místo řízeného přírůstku deformace. Pro tento typ zkoušek lze například použít triaxiální komoru typu Bishop-Wesley [12]. Výhodou této komory je právě možnost řídit přírůstek napětí, a tak lépe ovládat zatěžování vzorku při nízkých napětích. Při ovládání smyku pomocí této komory je však třeba dát pozor na minimální rychlost zatěžování, kterou je schopen hydraulický kontrolér řídit. Na tento problém jsem narazil již při dřívějším výzkumu [92]. Alternativně lze přírůstek napětí ovládat v klasickém lisu s řízenou deformací, kdy je zatěžování řízeno softwarem na základě čtení z ponorného snímače síly („loadcell“).

Dále by bylo vhodné provést výzkum vlivu teploty na tuhost nenasycené zeminy. Nejsnadnější přístup je z mého pohledu použití klimatizační jednotky pro kontrolu teploty v místnosti. Ideálně je třeba v takové místnosti omezit pohyb vzduchu častým otevíráním dveří a zajistit, že teplota v místnosti nebude ovlivňována okolními vlivy, např. slunečním svitem. Triaxiální komoru, respektive vnitřní ze dvou komor, je třeba osadit teploměrem s přesností alespoň $0,1\text{ }^{\circ}\text{C}$ a kontinuálním záznamem naměřených dat. Vliv teploty na měření pórového tlaku a lokálních snímačů deformace pozorovali např. Gasparre a Coop [43] – viz Obr. 112. Zjistili, že snímač pórového tlaku, umístěný v prostřední části vzorku, změnil během dne kolísání pórového tlaku vody o přibližně 3-5 kPa. Lokální snímače deformace (LVDT) pak zaznamenaly rozdíl v přetvořeních přibližně 0,003 % během dne. Tyto variace přisuzují autoři kolísání teploty v místnosti během dne o $0,7\text{ }^{\circ}\text{C}$, přestože v místnosti byla teplota řízena klimatizační jednotkou. Kolísání přetvoření v důsledku relativně malé změny teploty je podle autorů významné, protože je přibližně třikrát větší než maximální přetvoření zaznamenané během axiálních zatěžovacích sond.



Obr. 112: Kolísání během typického dne: a) teploty; b) pórového tlaku vody; c) lokálních přetvoření [43].

Zhou et al. [155] pozorovali, že při zvýšení teploty (a jinak shodných podmínkách) dojde k drobnému poklesu tuhosti. Autoři to přisuzují snížení povrchového napětí na rozhraní voda-vzduch, což vede ke snížení efektivního napětí. Stejné chování popisují také např. Ng et al. [98]. Podle mého názoru je vliv teploty na chování zemin (nejen tuhosti) stále málo prozkoumaným tématem. Pochopení tohoto jevu může být, i s ohledem na nárůst průměrných teplot v posledních letech, velmi důležité a výzkum v této oblasti perspektivní.

V neposlední řadě je možné provést také nenasyčené oedometrické zkoušky. Tyto zkoušky nejsou nutné pro správnou kalibraci použitého modelu, ale doplnily by dosud získané poznatky.

12 REFERENCE

- [1] Alonso, E. E., Gens, A. a Josa, A. (1990). A constitutive model for partially saturated soils. *Géotechnique* 40, No. 3, 405-430. <https://doi.org/10.1680/geot.1990.40.3.405>
- [2] Alonso, E. E., Pereira, J.-M., Vaunat, J., Olivella, S. (2010). A microstructurally based effective stress for unsaturated soils. *Géotechnique* 60, No. 2, 913-925. <https://doi.org/10.1680/geot.8.P.002>
- [3] Alvarado, G., Coop, M. R. (2007). Influence of stress level in bender element performance for triaxial tests. *Proceedings of the 4th International Conference on Earthquake Geotechnical Engineering, Thessaloniki*, Paper 1419, 1-11.
- [4] ASTM D 5298 – 03. Standard test method for measurement of soil potential (suction) using filter paper, ASTM International, West Conshohocken, PA, 2003, www.astm.org. <https://doi.org/10.1520/d5298-16>
- [5] Atkinson, J. H. (2000). Non-linear soil stiffness in routine design. *Géotechnique* 50, No. 5, 487-508. <https://doi.org/10.1680/geot.2000.50.5.487>
- [6] Atkinson, J. H., Richardson, D., Stallebrass, S. E. (1990). Effect of recent stress history on the stiffness of overconsolidated soil. *Géotechnique* 40, No. 4, 531-540. <https://doi.org/10.1680/geot.1990.40.4.531>
- [7] Bayer, A., Vogel, H.-J., Roth, K. (2004). Direct measurement of the soil water retention curve using X-ray absorption. *Hydrology and Earth System Sciences* 8, No. 1, 2-7. <https://doi.org/10.5194/hess-8-2-2004>
- [8] Biglari, M. Jafari, M. K., Shafiee, A., Mancuso, C., d’Onofrio, A. (2011). Shear modulus and damping ratio of unsaturated kaolin measured by new suction-controlled cyclic triaxial device. *Geotechnical Testing Journal* 34, No. 5, 525-536. <https://doi.org/10.1520/gtj103635>
- [9] Biglari, M., Mancuso, C., d’Onofrio, A., Jafari, M. K., Shafiee, A. (2011). Modelling the initial shear stiffness of unsaturated soils as a function of the coupled effects of the void ratio and the degree of saturation. *Computers and Geotechnics* 38, No. 5, 709-720. <https://doi.org/10.1016/j.compgeo.2011.04.007>

12 REFERENCE

- [10] Biglari, M. d'Onofrio, A., Mancuso, C., Jafari, M. K., Shafiee, A., Ashaeri, I. (2012). Small-strain stiffness of Zeno kaolin in unsaturated conditions. *Canadian Geotechnical Journal* 49, No. 3, 311-322. <https://doi.org/10.1139/t11-105>
- [11] Bishop, A. W. (1959). The principle of effective stress. *Teknisk Ukeblad* 106, No. 39, 859-863.
- [12] Bishop, A. W., Wesley, L. D. (1975). A hydraulic triaxial apparatus for controlled stress path testing. *Géotechnique* 25, No. 4, 657-670. <https://doi.org/10.1680/geot.1975.25.4.657>
- [13] Blatz, J. A., Cui, Y.-J., Oldecop, L. (2008). Vapour Equilibrium and Osmotic Technique for Suction Control. *Geotechnical and Geological Engineering* 26, No. 6, 661-673. https://doi.org/10.1007/978-1-4020-8819-3_5
- [14] Boháč, J., Feda, J., Herle, I. a Kláblena, P. (1995). Properties of fissured Brno clay. *Proceedings of the 11th European Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering*. Copenhagen, 28 May - 1 June 1995. Danish Geotechnical Society, Bulletin No. 11, Vol. 3, 19-24.
- [15] Boháč, J., Herbstová, V., Kořán, P., Vogel, T. (2003). Properties of unsaturated colliery clayfills in North-Western Bohemia. In: *Proceedings of the 13th European Conference on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering, Vol. 1*, 33-36.
- [16] Borden, R. H., Shao, L., Gupta, A. (1996). Dynamic properties of Piedmont residual soils. *Journal of Geotechnical Engineering* 122, No. 10, 813-821. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9410\(1996\)122:10\(813\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9410(1996)122:10(813))
- [17] Boso, M., Romero, E., Tarantino, A. (2005). The use of different suction measurement techniques to determine water retention curves. In: *Unsaturated Soils: Experimental Studies*, 169-181. https://doi.org/10.1007/3-540-26736-0_14
- [18] Brooks, R. H., Corey A. T. (1964). Hydraulic properties of porous media. *Hydrology papers* 3, Colorado State University, Fort Collins.
- [19] Burland, J. B. (1989). Ninth Laurits Bjerrum Memorial Lecture: "Small is beautiful" – the stiffness of soils at small strains. *Canadian Geotechnical Journal* 26, No. 4, 499-516. <https://doi.org/10.1139/t89-064>
- [20] Burland, J. B. (1990). On the compressibility and shear strength of natural clays. *Géotechnique* 40, No. 3, 329-378. <https://doi.org/10.1680/geot.1990.40.3.329>
- [21] Cabarkapa, Z., Cuccovillo, T., Gunn, M. (1998). A new triaxial apparatus for testing unsaturated soils. In: *Proceedings of the Second International Conference of Unsaturated Soils. UNSAT'98, Beijing, China, Vol. 2*, 194-195.
- [22] Cabarkapa, Z., Cuccovillo, T. (2006). Automated Triaxial Apparatus for Testing Unsaturated Soils. *Geotechnical Testing Journal* 29, No. 1, 21-29. <https://doi.org/10.1520/gtj12310>

12 REFERENCE

- [23] Clayton, C. R. I. (2011). Stiffness at small strain: research and practice. *Géotechnique* 61, No. 1, 5-37. <https://doi.org/10.1680/geot.2011.61.1.5>
- [24] Clayton, C. R. I., Khatrush, S. A. (1986). A new device for measuring local axial strains on triaxial specimens. *Géotechnique* 36, No. 4, 593-597. <https://doi.org/10.1680/geot.1986.36.4.593>
- [25] Clayton, C. R. I., Heymann G. (2001). Stiffness of geomaterials at very small strains. *Géotechnique* 51, No. 3, 245-255. <https://doi.org/10.1680/geot.2001.51.3.245>
- [26] Coleman, J. D. (1962). Correspondence: Stress/Strain relations for partially saturated soils. *Géotechnique* 12, No. 4, 348-350. <https://doi.org/10.1680/geot.1962.12.4.348>
- [27] Coop, M. R., Jovičić, V., Atkinson, J. H. (1997). Comparisons between soil stiffness in laboratory tests using dynamic and continuous loading. In: *Proceedings of the Fourteenth International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, Hamburg, Germany, Vol. 1*, 267-270. https://www.issmge.org/uploads/publications/1/31/1997_01_0069.pdf
- [28] Costa Filho, L. de M. (1985). Measurement of Axial Strains in Triaxial Tests on London Clay. *Geotechnical Testing Journal* 8, No. 1, 3-13. <https://doi.org/10.1520/gtj10851j>
- [29] Cuccovillo, T., Coop, M. R. (1997). The measurement of local axial strains in triaxial tests using LVDTs. *Géotechnique* 47, No. 1, 167-171. <https://doi.org/10.1680/geot.1997.47.1.167>
- [30] Cunningham, M. R., Ridley, A. M., Dineen, K., Burland, J. B. (2003). The mechanical behaviour of a reconstituted unsaturated silty clay. *Géotechnique* 53, No. 2, 183-194. <https://doi.org/10.1680/geot.2003.53.2.183>
- [31] Černíková, M., Krupička, M., Mohyla, T., Boháč, J., Rott, J., Mašín, D. (2015). Laboratory determination of parameters for transversely anisotropic model of stiff clay. *Deformation Characteristics of Geomaterials*, V.A. Rinaldi et al. (Eds.), Buenos Aires, Argentina; 1161-1168. https://web.natur.cuni.cz/uhigug/masin/download/CKMBRM_DCG15.pdf
- [32] Česká geologická služba [online]. Rebilance zásob podzemních vod, Závěrečná zpráva, Příloha č. 2/31, Stanovení zásob podzemních vod, Hydrogeologický rajon 4410 – Jizerská křída pravobřežní. ČGS, 2016. Kůrková I. (ed.). [cit. 07.07.2023]. Dostupné z: http://www.geology.cz/rebilance/vysledky/4410_zprava.pdf
- [33] ČESKÁ TECHNICKÁ NORMA, ČSN CEN ISO/TS 17892-9 (72 1007) *Geotechnický průzkum a zkoušení – Laboratorní zkoušky zemin – Část 9: Konsolidovaná triaxiální zkouška vodou nasycených zemin*. Český normalizační institut, duben 2005.

- [34] Databáze významných geologických lokalit: 3293 [online]. Praha: Česká geologická služba, 1998 [cit. 08.05.2023]. Dostupné z: <http://lokality.geology.cz/3293>
- [35] Delage, P., Romero, E., Tarantino, A. Recent developments in the techniques of controlling and measuring suction in unsaturated soils. In *Unsaturated Soils. Advances in Geo-Engineering*, 49-68. CRC Press. <https://doi.org/10.48550/arXiv.0810.3221>
- [36] Dyvik, R., Madshus, C. (1985). Lab Measurements of Gmax Using Bender Elements. In: *Proceedings of Advances in the Art of Testing Soils under Cyclic Conditions*, ASCE, 186-196.
- [37] Elčknér, J. (1983). Horky nad Jizerou, hydrogeologický průzkum. Stavební geologie, Praha. *Z archivu ČGS Geofondu – signatura GF P042778*.
- [38] Fernandes, J. B., Rocha, B. P., Rodrigues, R. A., Giacheti, H. L. (2018). Strength and Stiffness Parameters of an Unsaturated Tropical Soil. In: Hoyos, L. R., McCartney, J. S., Houston, S. L., Likos, W. J. (eds.). *PanAm Unsaturated Soils 2017: Swell-Shrink and Tropical Soils*. 2018. ISBN (online): 9780784481707 <https://doi.org/10.1061/9780784481707>
- [39] Fleureau, J.-M., Kheirbek-Saoud, S., Soemitro, R., Taibi, S. (1993). Behavior of clayey soils on drying-wetting paths. *Canadian Geotechnical Journal* 30, No. 2, 287-296. <https://doi.org/10.1139/t93-024>
- [40] Fredlund, D. G., Morgenstern, N. T. (1977). Stress state variables for unsaturated soils, *Journal of the geotechnical engineering division*, ASCE, Vol. 103, No. 5, 447-466. <https://doi.org/10.1061/AJGEB6.0000423>
- [41] Fredlund, D. G., Rahardjo, H., Fredlund, M. D. (2012). *Unsaturated Soil Mechanics in Engineering Practice*. John Wiley Sons, Inc., Hoboken, New Jersey, 926 pp. Print ISBN:9781118133590, Online ISBN:9781118280492. <https://doi.org/10.1002/9781118280492>
- [42] Gallipoli, D., Gens, A., Sharma, R., Vaunat, J. (2003). An elasto-plastic model for unsaturated soil incorporating the effects of suction and degree of saturation on mechanical behaviour. *Géotechnique* 53, No. 1, 123–135. <https://doi.org/10.1680/geot.2003.53.1.123>
- [43] Gasparre, A., Coop, M. R. (2006). Techniques for performing small-strain probes in the triaxial apparatus. *Géotechnique* 56, No. 7, 491–495. <https://doi.org/10.1680/geot.2006.56.7.491>
- [44] Gasparre, A., Hight, D. W., Coop, M. R., Jardine, R. J. (2014). The laboratory measurement and interpretation of the small-strain stiffness of stiff clays. *Géotechnique* 64, No. 12, 942–953. <https://doi.org/10.1680/geot.13.P.227>

12 REFERENCE

- [45] Gens, A. (1996). Constitutive modelling: application to compacted soil. In: Alonso EE, Delage P (eds.) *Proceeding of the 1st International Conference on Unsaturated Soils*, Paris, France, vol 3. Balkema, Rotterdam, 1179–1200.
- [46] Gens, A., Sánchez, M., Sheng, D. (2006). On constitutive modelling of unsaturated soils. *Acta Geotechnica* 1, 137–147. <https://doi.org/10.1007/s11440-006-0013-9>
- [47] Graham, J., Houlsby, G. T. (1983). Anisotropic elasticity of a natural clay. *Géotechnique* 33, No. 2, 165–180. <https://doi.org/10.1680/geot.1983.33.2.165>
- [48] Guan, Y., Fredlund, D. G. (1997). Direct measurement of high soil suction. *The 3rd Brazilian Symposium of Unsaturated Soils*, Rio de Janeiro, Brazil.
- [49] Han, Z., Vanapalli, S. K. (2016). Stiffness and shear strength of unsaturated soils in relation to soil-water characteristic curve. *Géotechnique* 66, No. 8, 627–647. <https://doi.org/10.1680/jgeot.15.P.104>
- [50] Hardin, B. O., Drnevich, V. P. (1972). Shear modulus and damping in soils: design equations and curves. *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, Proceedings of the American Society of Civil Engineers* 98, No. SM7, 667–692. <https://doi.org/10.1061/JSFEAQ.0001760>
- [51] Hasan, A., Wheeler, S. (2016). Interpreting measurements of small strain elastic shear modulus under unsaturated conditions. *In: Proceedings of the 3rd European Conference on Unsaturated Soils (E-UNSAT 2016)*, Paris, France, 09006. <https://doi.org/10.1051/e3sconf/20160909006>
- [52] Hájek, V., Mašín, D., Boháč, J. (2009). Capability of constitutive models to simulate soils with different OCR using a single set of parameters. *Computers and Geotechnics* 36, No. 4, 655–664. <https://doi.org/10.1016/j.compgeo.2008.10.009>
- [53] Herbstová, V., Boháč, J., Herle, I. (2007). Suction and collapse of lumpy spoilheaps in Northwestern Bohemia. In: *Schanz, T. (eds) Experimental Unsaturated Soil Mechanics. Springer Proceedings in Physics, vol 112. Springer, Berlin, Heidelberg*. https://doi.org/10.1007/3-540-69873-6_29
- [54] Hilf, J. W. (1956). An investigation of pore-water pressure in compacted cohesive soils. PhD Thesis, Tech. Memo. No. 654, U.S. Dep. of the Interior, Bureau of Reclamation, Design and Construction Div., Denver, CO.
- [55] Holub, V., Pražák, J., Vršťala, K., Zoubek, J. (1969). Strukturní vrty MB-23 a MB-23a (Horky n. Jiz.), Závěrečná zpráva. Ústřední ústav geologický, Praha. *Z archivu ČGS Geofondu – signatura GF P021541*.
- [56] Houlsby, G. T. (1997). The work input to an unsaturated granular material. *Géotechnique* 47, No. 1, 193–196. <https://doi.org/10.1680/geot.1997.47.1.193>
- [57] Hoyos, L. R., Suescún-Florez, E. A., Puppala, A. J. (2015). Stiffness of intermediate unsaturated soil from simultaneous suction-controlled resonant column and bender

- element testing. *Engineering Geology* 188, 10–28.
<https://doi.org/10.1016/j.enggeo.2015.01.014>
- [58] Hrubeš, M., Janda, Z., Nitsch, M., Pacáková, L. (1990). Horky nad Jizerou II, Surovina: cihlářská, Etapa průzkumu: podrobná, Stav ke dni: 26. 9. 1990. Geoindustria, GMS, Praha. *Z archivu ČGS Geofondu – signatura GF P075053*.
- [59] Chlupáč, I., Brzobohatý, R., Kovanda, J., Stráník, Z. (2011). Geologická minulost České republiky. Vydání 2., opravené. Ediční číslo 11 147. Praha: Academia, 2011. ISBN 978-80-200-1961-5.
- [60] Jardine, R. J., Symes, M. J., Burland, J. B. (1984). The measurement of soil stiffness in the triaxial apparatus. *Géotechnique* 34, No. 3, 323–340.
<https://doi.org/10.1680/geot.1984.34.3.323>
- [61] Jennings, J. E. B., Burland, J. B. (1962). Limitations to the use of effective stresses in partly saturated soils. *Géotechnique* 12, No. 2, 125–144.
<https://doi.org/10.1680/geot.1962.12.2.125>
- [62] Jovičić, V., Coop, M. R., Simić, M. (1996). Objective criteria for determining G_{max} from bender element tests. *Géotechnique* 46, No. 2, 357–362.
<https://doi.org/10.1680/geot.1996.46.2.357>
- [63] Jovičić, V., Coop, M. R. (1997). Stiffness of coarse-grained soils at small strains. *Géotechnique* 47, No. 3, 545–561. <https://doi.org/10.1680/geot.1997.47.3.545>
- [64] Kaewsong, R., Zhou, C., Ng, C. W. W. (2018). Modelling effects of recent suction history on small-strain stiffness of unsaturated soil. *Canadian Geotechnical Journal* 56, No. 4, 600–610. <https://doi.org/10.1139/cgj-2017-0343>
- [65] Kawaguchi, T., Mitachi, T., Shibuya, S. (2001). Evaluation of shear wave travel time in laboratory bender element test. In *International Conference on soil mechanics and geotechnical engineering*, 155–158.
https://www.issmge.org/uploads/publications/1/30/2001_01_0036.pdf
- [66] Khalili, N., Khabbaz, M. H. (1998). A unique relationship for χ for the determination of the shear strength of unsaturated soils. *Géotechnique* 48, No. 5, 681–687. <https://doi.org/10.1680/geot.1998.48.5.681>
- [67] Khalili, N., Khabbaz, M. H. (1999). Application of effective stress concept to unsaturated soils. 8th Australia – New Zealand Conference on Geomechanics, Hobart, 1999. https://www.issmge.org/uploads/publications/89/88/8ANZ_107.pdf
- [68] Khalili, N., Geiser, F. a Blight, G. (2004). Effective stress in unsaturated soils: Review with new evidence. *International Journal of Geomechanics* 4, No. 2, 115–126. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)1532-3641\(2004\)4:2\(115\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)1532-3641(2004)4:2(115))
- [69] Kořán, P., Boháč, J. (2000). Laboratorní měření pevnosti nenasycených zemin. *Geotechnika* 3/2000, 11–15.

12 REFERENCE

- [70] Kramer, S. L. (1996). Geotechnical Earthquake Engineering. Prentice Hall Upper Saddle River, New Jersey 07458. <http://faculty.washington.edu/kramer/GEEbook.pdf>
- [71] Krupička, M. (2020). Stanovení anizotropie tuhosti brněnského téglu pomocí bender elementů. Diplomová práce. Univerzita Karlova, Přírodovědecká fakulta, Praha. <http://hdl.handle.net/20.500.11956/120836>
- [72] Laloui, L. a Nuth, M. (2009). On the use of the generalised effective stress in the constitutive modelling of unsaturated soils. Computers and Geotechnics 36, No. 1-2, 20-23. <https://doi.org/10.1016/j.compgeo.2008.03.002>
- [73] Lee, J. S., Santamarina, J. C. (2005). Bender elements: performance and signal interpretation. Journal of geotechnical and geoenvironmental engineering, 131, No. 9, 1063-1070. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)1090-0241\(2005\)131:9\(1063\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)1090-0241(2005)131:9(1063))
- [74] Leong, E. C., Cahyadi, J., Rahardjo, H. (2006). Stiffness of a Compacted Residual Soil. In: Proceedings of the Fourth International Conference on Unsaturated Soils, April 2-6, 2006, Carefree, Arizona, United States, 1169-1180. [https://doi.org/10.1061/40802\(189\)95](https://doi.org/10.1061/40802(189)95)
- [75] Lings, M. L., Greening, P. D. (2001). A novel bender/extender element for soil testing. Géotechnique 51, No. 8, 713-717. <https://doi.org/10.1680/geot.2001.51.8.713>
- [76] Lu, N., Khalili, N., Nikooee, E., Hassanizadeh, S. J. (2014). Principle of effective stress in variably saturated porous media. Vadose Zone Journal 13, No. 5, 1-4. <https://doi.org/10.2136/vzj2014.04.0038>
- [77] Mancuso, C., Vassallo, R., d'Onofrio, A. (2002). Small strain behaviour of a silty sand in controlled-suction resonant column-torsional shear tests. Canadian Geotechnical Journal 39, No. 1, 22-31. <https://doi.org/10.1139/t01-076>
- [78] Mašín, D. (2005). A hypoplastic constitutive model for clays. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics 29, No. 4, 311-336. <https://doi.org/10.1002/nag.416>
- [79] Mašín, D. (2010). Predicting the dependency of a degree of saturation on void ratio and suction using effective stress principle for unsaturated soils. International Journal for Numerical and Analytical in Methods in Geomechanics 34, No. 1, 73-90. <https://doi.org/10.1002/nag.808>
- [80] Mašín, D. (2013). Clay hypoplasticity with explicitly defined asymptotic states. Acta Geotechnica 8, No. 5, 481-496. <https://doi.org/10.1007/s11440-012-0199-y>
- [81] Mašín, D. (2014). Clay hypoplasticity model including stiffness anisotropy. Géotechnique 64, No. 3, 232-238. <https://doi.org/10.1680/geot.13.P.065>

12 REFERENCE

- [82] Mašín, D. (2018). Triax element test driver. In *Soilmodels.com* [online]. ©2021 SoilModels, 13. 1. 2018 [cit. 21. 11. 2021]. Dostupné z: <https://soilmodels.com/triax/>
- [83] Mašín, D. (2019). Modelling of Soil Behaviour with Hypoplasticity - Another Approach to Soil Constitutive Modelling. Springer Series in Geomechanics and Geoengineering. Springer, Cham. ISBN: 978-3-030-03975-2, 192 p. <https://doi.org/10.1007/978-3-030-03976-9>
- [84] Mašín, D., Tamagnini, C., Viggiani, G., Costanzo, D. (2006). Directional response of a reconstituted fine grained soil. Part II: Performance of different constitutive models. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics 30, No. 13, 1303–1336. <https://doi.org/10.1002/nag.527>
- [85] Mašín, D., Herle, I. (2007). Improvement of a hypoplastic model to predict clay behaviour under undrained conditions. Acta Geotechnica 2, No. 4, 261–268. <https://doi.org/10.1007/s11440-007-0043-y>
- [86] Mašín, D., Khalili, N. (2008). A hypoplastic model for mechanical response of unsaturated soils. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics 32, No. 15, 1903–1926. <https://doi.org/10.1002/nag.714>
- [87] Meilani, I., Rahardjo, H., Leong, E., Fredlund, D. G., (2002). Mini suction probe for matric suction measurements. Canadian Geotechnical Journal 39, No. 6, 1427–1432. <https://doi.org/10.1139/t02-101>
- [88] Mendes, J., Toll, D. G. A Evans, F. (2012). A Double Cell Triaxial System for Unsaturated Soils Testing. Unsaturated Soils: Research and Applications, Volume 1, 5-10. https://doi.org/10.1007/978-3-642-31116-1_1
- [89] Mendoza, C. E., Colmenares, J. E. (2006). Influence of the Suction on the Stiffness at Very Small Strains. In: Proceedings of the Fourth International Conference on Unsaturated Soils, April 2-6, 2006, Carefree, Arizona, United States. [https://doi.org/10.1061/40802\(189\)40](https://doi.org/10.1061/40802(189)40)
- [90] Merchán, V., Romero, E., Vaunat, J. (2011). An adapted ring shear apparatus for testing partly saturated soils in the high suction range. Geotechnical Testing Journal 34, No. 5, 1-12. <https://doi.org/10.1520/gtj103638>
- [91] Mohyla, T. (2012). Stanovení negativního pórového tlaku téglu filtračním papírem. Bakalářská práce. Univerzita Karlova, Přírodovědecká fakulta, Praha. <http://hdl.handle.net/20.500.11956/44400>
- [92] Mohyla, T. (2014). Přetvárné parametry brněnského téglu z malých deformací v trojosém přístroji. Diplomová práce. Univerzita Karlova, Přírodovědecká fakulta, Praha. <http://hdl.handle.net/20.500.11956/72242>

12 REFERENCE

- [93] Mohyla, T., Boháč, J., Mašín, D. (2021). Small-strain behaviour of unsaturated silty clay: experiments and model interpretation. *Acta Geotechnica* 16, 2837-2849. <https://doi.org/10.1007/s11440-021-01204-x>
- [94] Najser, J., Mašín, D., Boháč, J. (2012). Numerical modelling of lumpy clay landfill. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics* 36, No. 1, 17-35. <https://doi.org/10.1002/nag.990>
- [95] Ng, C. W. W., Leung, E. H. Y., Lau, C. K. (2004). Inherent anisotropic stiffness of weathered geomaterial and its influence on ground deformations around deep excavations. *Canadian Geotechnical Journal* 41, No. 1, 12-34. <https://doi.org/10.1139/t03-066>
- [96] Ng, C. W. W., Yung, S. Y. (2008). Determination of the anisotropic shear stiffness of an unsaturated decomposed soil, *Géotechnique* 58, No. 1, 23-25. <https://doi.org/10.1680/geot.2008.58.1.23>
- [97] Ng, C. W. W., Xu, J. (2012). Effects of current suction ratio and recent suction history on small-strain behaviour of an unsaturated soil. *Canadian Geotechnical Journal* 49, No. 2, 226-243. <https://doi.org/10.1139/t11-097>
- [98] Ng, C. W. W., Mu, Q. Y., Zhou, C. (2016). Effects of soil structure on the shear behaviour of an unsaturated loess at different suctions and temperatures. *Canadian Geotechnical Journal* 54, No. 2, 270-279. <https://doi.org/10.1139/cgj-2016-0272>
- [99] Ng., C. W. W., Baghbanrezvan, S., Sadeghi, H., Zhou, C., Jafarzadeh, F. (2017). Effect of specimen preparation techniques on dynamic properties of unsaturated fine-grained soil at high suctions. *Canadian Geotechnical Journal* 54, No. 9, 1310-1319. <https://doi.org/10.1139/cgj-2016-0531>
- [100] Ng., C. W. W., Kaewsong, R., Zhou, C., Alonso, E. E. (2017). Small strain shear moduli of unsaturated natural and compacted loess. *Géotechnique* 67, No. 7, 646-651. <https://doi.org/10.1680/jgeot.16.T.013>
- [101] Niemunis, A., Herle, I. (1997). Hypoplastic model for cohesionless soils with elastic strain range. *Mechanics of Cohesive-frictional Materials* 2, No. 4, 279-299. [https://doi.org/10.1002/\(SICI\)1099-1484\(199710\)2:4%3C279::AID-CFM29%3E3.0.CO;2-8](https://doi.org/10.1002/(SICI)1099-1484(199710)2:4%3C279::AID-CFM29%3E3.0.CO;2-8)
- [102] Pasha, A. Y., Khoshghalb, A., Khalili, N. (2017). Hysteretic model for the evolution of water retention curve with void ratio. *Journal of Engineering Mechanics* 143, No. 7, 04017030-1 - 04017030-16. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)EM.1943-7889.0001238](https://doi.org/10.1061/(ASCE)EM.1943-7889.0001238)
- [103] Pennington, D. S. (1999). The anisotropic small strain stiffness of Cambridge Gault clay. PhD thesis, University of Bristol, Bristol, UK. <https://research-information.bris.ac.uk/ws/portalfiles/portal/34487766/267014.pdf>

- [104] Petružálek, M. (2006). Určení rychlosti smykové vlny na vzorcích zemin v triaxiálním přístroji. Diplomová práce, Univerzita Karlova, Přírodovědecká fakulta, Praha. <http://hdl.handle.net/20.500.11956/95465>
- [105] Pineda-Jaimes, J. A., Colmenares, J. E. (2008). Anisotropy stiffness of unsaturated residual and saprolitic soils from a granodiorite, at very small strains. In: Burns, S. E., Mayne, P. W., Santamarina, C. J. (eds.) *Deformational Characteristics of Geomaterials: Proceedings of the Fourth International Symposium on Deformation Characteristics of Geomaterials*, IS Atlanta 2008, Atlanta, Georgia, USA. IOS PRESS Editors, 2008. <https://doi.org/10.13140/RG.2.1.2158.5763>
- [106] Quitt, E. (1971). Klimatické oblasti Československa. Geografický ústav ČSAV (Brno), edice Studia Geographica.
- [107] Rahardjo, H. Melinda, F., Leong, E. C., Rezaur, R. B. (2011). Stiffness of a compacted residual soil. *Engineering Geology* 120, No. 1-4, 60-67. <https://doi.org/10.1016/j.enggeo.2011.04.006>
- [108] Richards, L. A., Fireman, M. (1943). Pressure-plate apparatus for measuring moisture sorption and transmission by soils. *Soil Science Journal* 56, No. 6, 395-404.
- [109] Ridley, A. M. (1993). The measurement of soil moisture suction. PhD. thesis, University of London, Imperial College of Science, Technology and Medicine. https://spiral.imperial.ac.uk/bitstream/10044/1/7933/1/Andrew_Martin_Ridley-1993-PhD-Thesis.pdf
- [110] Ridley, A. M., Burland, J. B. (1993). A new instrument for the measurement of soil moisture suction. *Géotechnique* 43, No. 2, 321-324. <https://doi.org/10.1680/geot.1993.43.2.321>
- [111] Rohatgi, A. WebPlotDigitizer (Version 4.6) [počítačový program]. Přístupný z <https://automeris.io/WebPlotDigitizer>.
- [112] Roscoe, K. H., Burland, J. B. (1968): On the generalised stress-strain behaviour of wet clay. In: Heyman, J., Leckie, F.A. (eds.). *Engineering Plasticity*, 535–609. Cambridge University Press, Cambridge, 1968.
- [113] Rott, J., Mašín, D., Boháč, J., Krupička, M., Mohyla, T. (2015). Evaluation of K₀ in stiff clay by back analysis of convergence measurements from unsupported cylindrical cavity, *Acta Geotechnica* 10, No. 6, 719–733. <https://doi.org/10.1007/s11440-015-0395-7>
- [114] Rott J., Mašín D., Boháč J., Krupička M. and Mohyla T. (2015): 3D FEM analysis of a NATM tunnel with shotcrete lining homogenization and stiffness anisotropy. In: *Proceedings of the XVI ECSMGE, Geotechnical Engineering for Infrastructure and Development*, Edinburgh, UK; Vol. 7, 3723-3727.

12 REFERENCE

- [115] Rott J., Mašín D., Boháč J., Krupička M., Mohyla T. (2015): Vrozená anizotropie tuhosti jílu a její užití v numerické zpětné analýze deformací v nevystrojené kaverně při stanovení K₀ v brněnském téglu. *Geotechnika* 3/2015, 3-12. <https://web.natur.cuni.cz/uhigug/masin/download/RMBKM-Geotechnika15.pdf>
- [116] Sahin, H., Slowey, N. C., Lytton, R. L. (2018). Volume measurement of expansive soils and its application during the design of a retaining wall in Texas. *Journal of Materials in Civil Engineering* 30, No. 6, 04018114-1 – 04018114-8. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)MT.1943-5533.0002115](https://doi.org/10.1061/(ASCE)MT.1943-5533.0002115)
- [117] Sánchez-Salineró, I., Roesset, J. M., Stokoe, K. H. (1986). Analytical studies of body wave propagation and attenuation. Report GR 86-15, University of Texas, Austin. <https://apps.dtic.mil/sti/pdfs/ADA179487.pdf>
- [118] Shao, L., Guo, X., Liu, S., Zheng, G. (2017) *Effective Stress and Equilibrium Equation for Soil Mechanics*. CRC Press, Taylor & Francis Group. Online ISBN: 9781315107554. <https://doi.org/10.1201/9781315107554>
- [119] Shao, L., Guo, X., Zhao, B. (2018). On effective stress and effective stress equation. In: Wu W, Yu HS (eds), *Proceedings of China-Europe 141onference on geotechnical engineering, SSGG*. Springer, Cham, 65–68. https://doi.org/10.1007/978-3-319-97112-4_15
- [120] Sheng, D., Sloan, S. W., Gens, A. (2004). A constitutive model for unsaturated soils: thermomechanical and computational aspects. *Computational Mechanics* 33, 453–465. <https://doi.org/10.1007/s00466-003-0545-x>
- [121] Shire, T., Standing, J. (2021). Strength and Stiffness Properties of an Unsaturated Clayey Silt: Experimental Study at High Degrees of Saturation. *International Journal of Geomechanics* 21, No. 7, 04021094. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)GM.1943-5622.0002049](https://doi.org/10.1061/(ASCE)GM.1943-5622.0002049)
- [122] Shirley, D. J., Hampton, L. D. (1978). Shear-wave measurements in laboratory sediments. *Journal of Acoustic Society of America* 63, No. 2, 607-613. <https://doi.org/10.1121/1.381760>
- [123] Sivakumar, V. (1993). A critical state framework for unsaturated soils. Ph.D. thesis, University of Sheffield, Sheffield, UK. <https://etheses.whiterose.ac.uk/21744/1/262072.pdf>
- [124] Sivakumar, R., Sivakumar, V., Blatz, J. and Vimalan, J. (2006). Twin-Cell Stress Path Apparatus for Testing Unsaturated Soils. *Geotechnical Testing Journal* 29, No. 2, 175-179. <https://doi.org/10.1520/gtj14014>
- [125] Skempton, A. W. (1954). The pore-pressure coefficients A and B. *Géotechnique* 4, No. 4, 143-147. <https://doi.org/10.1680/geot.1954.4.4.143>
- [126] Stokoe, K. H., Santamarina, C. (2000). Seismic-wave-based testing in geotechnical engineering. *GeoEng 2000: An International Conference on Geotechnical and*

12 REFERENCE

- Geological Engineering, Melbourne, Australia, 19-24 November 2000. Technomic Publishing Company Inc., Lancaster, Penn. Vol. 1, 1490-1536. https://egel.kaust.edu.sa/docs/default-source/publications-files/stokoe_2000a.pdf
- [127] Sun, H., Mašín, D., Najser, J., Neděla V., Navrátilová, E. (2019). Bentonite microstructure and saturation evolution in wetting-drying cycles evaluated using ESEM, MIP and WRC measurements. *Géotechnique* 69, No. 8, 713-726. <https://doi.org/10.1680/jgeot.17.P.253>
- [128] Svoboda, T., Mašín, D., Boháč, J. (2010). Class A predictions of a NATM tunnel in stiff clay. *Computers and Geotechnics* 37, No. 6, 817–825. <https://doi.org/10.1016/j.compgeo.2010.07.003>
- [129] Svoboda, T., (2010). Numerický model NRTM tunelu v tuhém jílu. Doktorská disertační práce. Univerzita Karlova, Přírodovědecká fakulta, Praha. <http://hdl.handle.net/20.500.11956/47151>
- [130] Take, W. A., Bolton, M. D. (2002). A new device for the measurement of negative pore water pressures in centrifuge models. International Conference on Physical Modelling in Geotechnics, St. John's, Newfoundland, Canada. Balkema, Rotterdam, 89-94. http://www-civ.eng.cam.ac.uk/geotech_new/people/bolton/mdb_pub/120_ICPMG_2002_89_94.pdf
- [131] Tang, A.-M., Cui, Y.-J. (2005). Controlling suction by the vapour equilibrium technique at different temperatures and its application in determining the water retention properties of MX80 clay. *Canadian Geotechnical Journal* 42, No. 1, 287-296. <https://doi.org/10.1139/t04-082>
- [132] Tarantino, A. (2009). A water retention model for deformable soils. *Géotechnique* 59, No. 9, 751-762. <https://doi.org/10.1680/geot.7.00118>
- [133] Terzaghi, K. (1936). The Shearing Resistance of Saturated Soils and the Angle between the Planes of Shear. In: *Proceedings of the First International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering*, Cambridge, Massachusetts, 54-56. https://www.issmge.org/uploads/publications/1/44/1936_01_0017.pdf
- [134] Topp, G. C. (1969). Soil-Water Hysteresis Measured in a Sandy Loam and Compared with the Hysteretic Domain Model. *Soil Science Society of America Journal* 33, No. 5, 645-651. <https://doi.org/10.2136/sssaj1969.03615995003300050011x>
- [135] Trhlíková, J., Mašín, D., Boháč, J. (2012). Small strain behaviour of cemented soils. *Géotechnique* 62, No. 10, 943–947. <https://doi.org/10.1680/geot.9.P.100>
- [136] Vachaud, G., Thony, J.-L. (1971). Hysteresis during Infiltration and Redistribution in a Soil Column at Different Initial Water Contents. *Water resources research* 7, No. 1, 111-127. <https://doi.org/10.1029/WR007i001p00111>

12 REFERENCE

- [137] Vanapalli, S. K., Fredlund, D. G., Pufahl, D. E. (1999). The influence of soil structure and stress history on the soil–water characteristics of a compacted till. *Géotechnique* 49, No. 2, 143-159. <https://doi.org/10.1680/geot.1999.49.2.143>
- [138] van Genuchten, M.T. (1980). A Closed-form Equation for Predicting the Hydraulic Conductivity of Unsaturated Soils. *Soil Science Society of America Journal* 44, No. 5, 892-898. <https://doi.org/10.2136/sssaj1980.03615995004400050002x>
- [139] Vardanega, P. J., Bolton, M. D. (2013). Stiffness of clays and silts: Normalizing shear modulus and shear strain. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering* 139, No. 9, 1575-1589. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)GT.1943-5606.0000887](https://doi.org/10.1061/(ASCE)GT.1943-5606.0000887)
- [140] Vasallo, R., Mancuso, C., Vinale, F. (2007). Effects of net stress and suction history on the small-strain stiffness of a compacted clayey silt. *Canadian Geotechnical Journal* 44, No. 4, 447-462. <https://doi.org/10.1139/t06-129>
- [141] Vasallo, R., Mancuso, C., Vinale, F. (2007). Modelling the influence of stress-strain history on the initial shear stiffness of an unsaturated compacted silt. *Canadian Geotechnical Journal* 44, No. 4, 463-472. <https://doi.org/10.1139/t06-130>
- [142] Viggiani, G., Atkinson, J. H. (1995). Interpretation of bender element tests. *Géotechnique* 45, No. 1, 149-154. <https://doi.org/10.1680/geot.1995.45.1.149>
- [143] Viggiani, G., Atkinson, J. H. (1995). Stiffness of fine-grained soil at very small strains. *Géotechnique* 45, No. 2, 249-265. <https://doi.org/10.1680/geot.1995.45.2.249>
- [144] Viggiani, G., Atkinson, J. H. (1997). Interpretation of bender element tests. *Géotechnique* 47, No. 4, 873-877. – *Discussion paper*. <https://doi.org/10.1680/geot.1997.47.4.873>
- [145] Vucetic, M., Dobry, R. (1991). Effect of soil plasticity on cyclic response. *Journal of Geotechnical Engineering* 117, No. 1, 89-107. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9410\(1991\)117:1\(89\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9410(1991)117:1(89))
- [146] Výzkumný ústav vodohospodářský T. G. Masaryka, veřejná výzkumná instituce. *Hydroekologický informační systém VÚV TGM* [online]. © VÚV TGM, v.v.i., 2002-2023. Design: Jiří Pícek. [Cit. 07. 07. 2023]. Dostupné z: https://heis.vuv.cz/data/webmap/isapi.dll?map=mp_heis_voda&TMPL=HVMAP_MAIN&IFRAME=0&lon=15.4871695&lat=49.7692482&scale=3870730
- [147] Wang, Y., Benahmed, N., Cui, Y., Tang A. M. (2016). A novel method for determining the small-strain shear modulus of soil using the bender elements technique. *Canadian Geotechnical Journal*. 54, No. 2, 280-289. <https://doi.org/10.1139/cgj-2016-0341>

12 REFERENCE

- [148] Wheeler, S. J., Sharma, R. S., Buisson, M. S. R. (2003). Coupling of hydraulic hysteresis and stress–strain behaviour in unsaturated soils. *Géotechnique* 53, No. 1, 41–54. <https://doi.org/10.1680/geot.2003.53.1.41>
- [149] Wong, K. S., Mašín, D. (2014). Coupled hydro-mechanical model for partially saturated soils predicting small strain stiffness. *Computers and Geotechnics* 61, 355-369. <https://doi.org/10.1016/j.compgeo.2014.06.008>
- [150] Wong, K. S., Mašín, D., Ng, C. W. W. (2014). Modelling of shear stiffness of unsaturated fine grained soils at very small strains. *Computers and Geotechnics* 56, 28–39. <https://doi.org/10.1016/j.compgeo.2013.10.005>
- [151] Wroth, C. P., Houlsby, G. T. (1985). Soil mechanics - property characterisation and analysis procedures. In *Proceedings of the 11th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering* 1, 1-55. https://www.issmge.org/uploads/publications/1/34/1985_01_0001.pdf
- [152] Xu, J. (2011). Experimental study of effects of suction history and wetting-drying on small strain stiffness of an unsaturated soil. PhD Thesis, HKUST, Hong Kong.
- [153] Yamashita, S., Kawaguchi, T., Nakata, Y., Mikami, T., Fujiwara, T., Shibuya, S. (2009). Interpretation of international parallel test on the measurement of G_{max} using bender elements. *Soils and Foundations* 49, No. 4, 631-650. <https://doi.org/10.3208/sandf.49.631>
- [154] Zhang, J., Sun, D., Zhou, A., Jiang, T. (2016). Hydromechanical behaviour of expansive soils with different suctions and suction histories. *Canadian Geotechnical Journal* 53, No. 1, 1-13. <https://doi.org/10.1139/cgj-2014-0366>
- [155] Zhou, C., Xu, J, Ng, C. W. W. (2015). Effects of temperature and suction on secant shear modulus of unsaturated soil. *Géotechnique Letters* 5, No. 3, 123-128. <https://doi.org/10.1680/jgele.14.00096>