

AdvAnch 2015 – 1g
Teoretické podklady
v. 1.0

Obsah

1. ÚVOD.....	3
1.1. Princip tahové zemní kotvy.....	3
1.2. Nekonstantní průběh smykového napětí, progresivní porušování.....	4
1.3. Vliv tlakové/dodatečné vysokotlaké injektáže	8
1.4. Tahové namáhání materiálu injektáže	11
2. TEORETICKÉ PRINCIPY PROGRAMOVÉ APLIKACE	14
2.1. Koncepce přenosové funkce	14
2.2. Ideální průřez, ekvivalentní tuhost bez oslabení tahovou trhlinou	15
2.3. Tahové zpevňování.....	16
2.4. Stanovení průběhu t-z závislostí z laboratorních zkoušek	18
2.5. Vliv dodatečné vysokotlaké injektáže	22
2.6. Radiální napětí působící na ukloněnou zemní kotvu.....	26
2.7. Nárůst neodvodněné smykové pevnosti	26
2.8. Aplikace varianty Modifikované Newton Raphsonové metody	26
3. POPIS FUNGOVÁNÍ APLIKACE.....	28

1. ÚVOD

Návrh zemních kotev je v současnosti prováděn zjednodušenými empirickými nebo semiempirickými postupy. V případě empirických postupů jde většinou o tabelované hodnoty doporučených únosností na 1bm kořene kotvy nebo o doporučené hodnoty plášťových tření. Semiempirické postupy mají podobu matematických vztahů, ve kterých je kořen kotvy aproximován jako válcové těleso. Kromě geometrie zemní kotvy (délka, průměr kořene) ale vstupuje do matematických vztahů řada empirických konstant. Jednotící vlastností těchto postupů je, že představují výrazné zjednodušení se zanedbáním vlivu řady důležitých faktorů. Typickým příkladem je předpoklad rovnoměrné (konstantní) mobilizace smykového napětí podél celé kořenové délky.

Výstup těchto postupů je obvykle omezen pouze na mezní sílu - odpor zemní kotvy proti vytržení. Zhodnocení stávajících metod navíc poukázalo na značný rozptyl v dosažených výsledcích. Tyto skutečnosti vedly k potřebě vytvoření postupu pro přesnější návrh těchto prvků v kombinaci s obdržením většího rozsahu výpočetních výstupů (pracovní diagram, průběh smykového napětí podél kořene, průběh poklesu síly v kotevní délce táhla, stav napjatosti v zálivce atd.). Vytvořená aplikace zahrnuje především následující dílčí faktory:

1. Vliv progresivního poklesu plášťového tření směrem ke kritické a residuální hodnotě smykové pevnosti,
2. Vliv dodatečné vysokotlaké injektáže,
3. Snížení tuhosti systému táhlo – injektáž v důsledku vzniku tahových trhlin v materiálu injektáže,
4. Stanovení hodnot vstupních parametrů výpočtu na základě standardních laboratorních zkoušek.

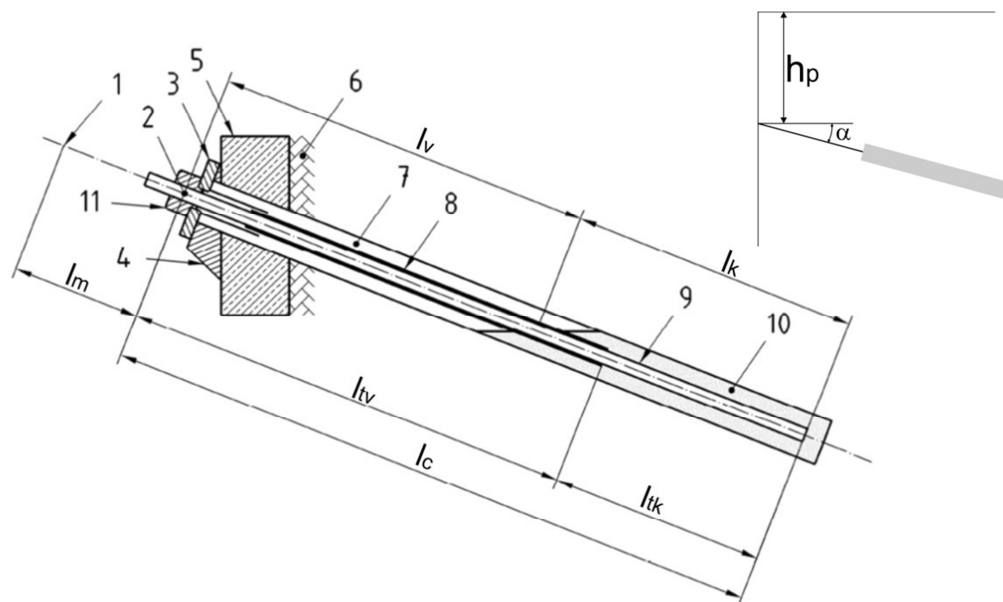
Použitím vytvořeného programu je možné získat následující výpočetní výstupy:

- a. pracovní diagram – závislost mezi deformací v hlavě kotvy a dosaženou silou,
- b. mezní sílu (kořenovou únosnost),
- c. průběh tahové síly po délce kotevní části táhla kotvy,
- d. průběh kontaktního smykového napětí na rozhraní injektáž – zemina,
- e. stav napjatosti v injektované zóně zálivky,
- f. míra vlivu progresivního porušování,
- g. závislost mezi kořenovou délkou a únosností.

1.1. Princip tahové zemní kotvy

Zemní kotva (obr. 1-1) přenáší tahové zatížení z konstrukce do okolního horninového prostředí. Principiálně se zemní kotva s taženým kořenem skládá z volné délky a kotevní (kořenové) délky. Zde je nutné rozlišovat mezi kotevní a volnou délkou táhla (l_{tv} , l_{tk}) a kotevní (kořenovou) a volnou délkou kotvy jako celku (l_v , l_k). Tahová síla je přenášena z konstrukce ocelovým táhlem. V příslušné kotevní délce pak dochází k přenosu tahové síly formou kontaktního smykového napětí přes dvě rozhraní: táhlo –

injektáž a injektáž – zemina. Geometrie zemní kotvy je v programové aplikaci definována délkou kořene kotvy l_k (totožná s l_{tk}), volnou délkou l_v (totožná s l_{tv}), 5sklonem kotvy α , a hloubkou hlavy kotvy pod povrchem terénu h_p . Dále je potřebné definovat průměr vrtu d_v .



l_v – volná délka kotvy; l_k – kotevní (kořenová) délka kotvy; l_c – celková délka kotvy; l_{tv} – volná délka táhla kotvy; l_{tk} – kotevní délka táhla kotvy; l_m – manipulační (vnější) délka

1 – bod ukotvení táhla v průběhu předpínání; 2 – bod ukotvení táhla v hlavě kotvy v průběhu životnosti konstrukce; 3 – podkladní deska, 4 – podbetonování; 5 – kotvená konstrukce; 6 – zemina za konstrukcí; 7 – vrt; 8 – povlaková trubka; 9 – táhlo; 10 – kořen kotvy; 11 – kotevní hlava

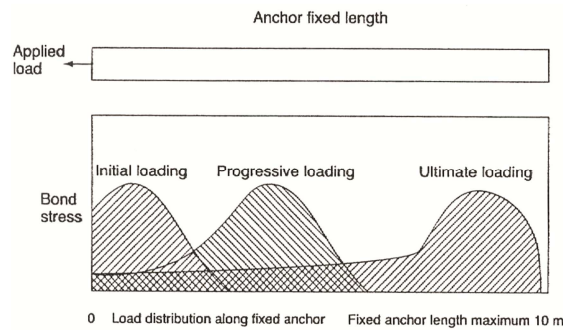
Obr. 1-1 Schematické znázornění tahové zemní kotvy (upraveno z prEN 1537)

1.2. Nekonstantní průběh smykového napětí, progresivní porušování

Mobilizace smykového napětí podél kořene kotvy není v průběhu napínání kotvy rovnoměrná. V prvních fázích napínání je mobilizované smykové napětí na rozhraní injektáž – zemina koncentrováno na začátku kořenové části kotvy. Po dosažení vrcholové hodnoty dochází k poklesu smykového napětí směrem k residuálním hodnotám. Působí vrcholové hodnoty smykového napětí se posouvá podél kořene kotvy. Schematicky je tento princip, někdy označován jako progresivní porušování kotev s dlouhými kořenovými délkami, znázorněn na obr. 1-2. Nerovnoměrný – vrcholový způsob, jakým dochází k mobilizaci smykového napětí jak v soudržných tak nesoudržných zeminách, byl potvrzen a zkoumán řadou autorů – např. Ostermayer, 1974; Scheele, 1981; Barley, 1997; Wodds and Barkhordari, 1997.

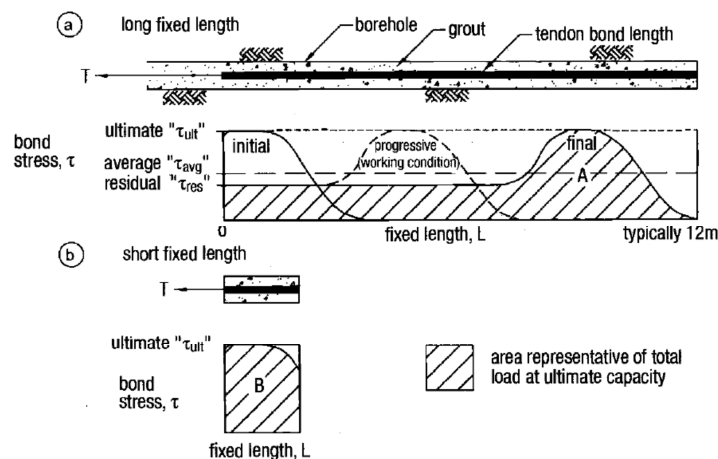
Progresivní porušování má významný vliv na kořenovou únosnost, ekonomickou efektivitu a také pracovní diagram. Mezní síla (únosnost kořene kotvy) není přímo úměrná kořenové délce. Protože maximální (vrcholové) smykové napětí je mobilizováno pouze na malé části kořene, použití kotev s dlouhými kořenovými délkami se jeví jako neekonomické. Mothersille uvádí jako hranici pro ekonomicky

optimální návrh, kořenovou délku $l_k = 8 - 10m$. Předpoklad rovnoměrné mobilizace smykového napětí může navíc vést k nadhodnocení kořenové únosnosti.



Obr. 1-2 Vrcholový průběh smykového napětí podél kořene kotvy (převzato z *Puller, 2003*)

Efektivitu využití kořenové délky kotvy je možné popsat pomocí koeficientu efektivity f_{eff} . Koeficient f_{eff} je principiálně definován vztahem (1-1), kde plocha A se vypočítá integrací skutečného průběhu kontaktního smykového napětí τ na kořenové délce kotvy a plocha pod τ_{ult} se získá integrací τ_{ult} na kořenové délce (obr. 1-3).



τ_{ult} – maximální smykové napětí; τ_{avg} – průměrné smykové napětí; τ_{res} – reziduální smykové napětí

Obr. 1-3 Průběh smykového napětí po délce kořene kotvy (a) pro dlouhou kotevní délku, (b) pro krátkou kotevní délku (převzato z *Ostermayer, Barley, 2003*)

Plocha pod τ_{ult} je tedy maximální teoretická síla vzdorující vytržení kotvy při plném využití kořene.

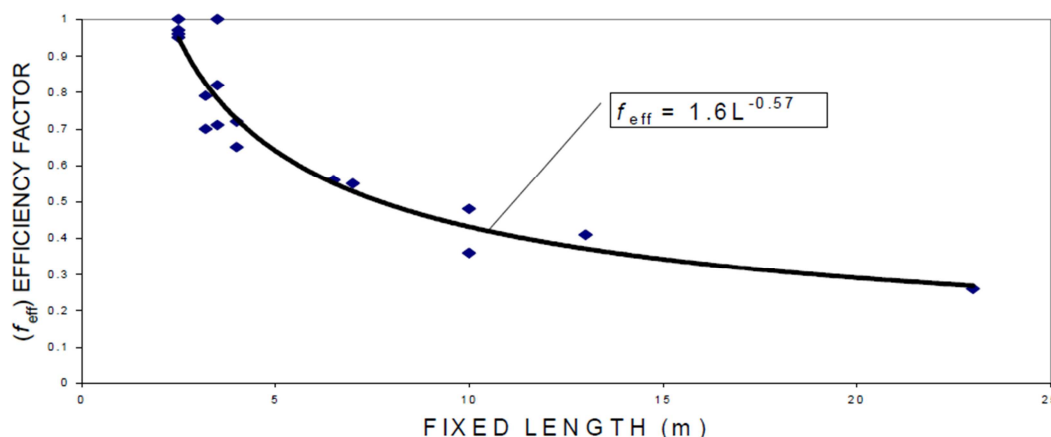
$$f_{eff} = \frac{\text{plocha } A}{\text{plocha pod } \tau_{ult}} \quad (1-1)$$

Koeficient f_{eff} je nepřímo úměrný délce kořene kotvy. Pro případ kotev s taženým kořenem s dlouhou kořenovou délkou (obr. 1-3a) je míra projevu progresivního porušování významná – hodnota smykového napětí je ve větší části na reziduální hodnotě τ_{res} a míra využití kotvy je malá a návrh je tudíž neekonomický. Pokles koeficientu efektivity f_{eff} je možné značně eliminovat použitím kotev s kratší kořenovou délkou (obr. 1-3b). *Barley (1995, 1997)* s pomocí regresní analýzy

výsledků zatěžovacích zkoušek kotev provedených převážně v Londýnských jílech navrhl vztah (1-2) pro výpočet koeficientu efektivity f_{eff} , kde l_k je délka kořene kotvy.

$$f_{eff} = 1,6l_k^{-0,57} \quad (1-2)$$

S využitím uvedené závislosti lze učinit jednoduché srovnání: pro kořenovou délku $l_k = 13m$ je koeficient efektivity $f_{eff} = 0,37$, pro kořenovou délku $l_k = 3m$ je koeficient efektivity $f_{eff} = 0,86$. Efektivita využití kořenové části kotvy je tedy pro kotvu s kořenovou délkou 3m 2,3 násobně vyšší, než pro kotvu s kořenovou délkou 13m. Závislost $f_{eff} - l_k$ je znázorněna na obr. 1-4.



Obr. 1-4 Závislost mezi koeficientem efektivity f_{eff} a kořenovou délkou (převzato z Barley, 1995)

Wodds, Barkhordari (1997) využili jinou formulaci koeficientu efektivity f_{eff} vhodnou především pro nesoudržné zeminy, která je funkcí úhlu vnitřního tření φ' (1-3). Mecsi (1997) taktéž vytvořil jednoduchou analytickou metodu, která zohledňuje postupnou mobilizaci smykového napětí podél kořene kotvy.

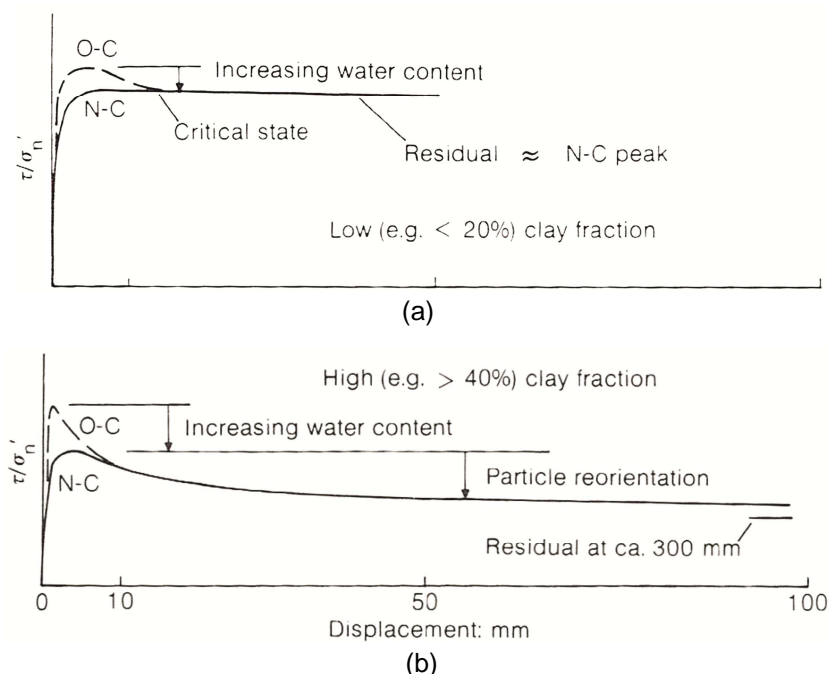
$$f_{eff} = e^{-0.05l_k \tan \varphi'} \quad (1-3)$$

Progresivní porušování je dominantním jevem pro kotvy v prostředí zemin s vrcholovým chováním. Pokles smykového napětí (smykové změkčování) může být v případě soudržných zemin způsoben dvěma mechanismy:

- Pokles napětí z vrcholové smykové pevnosti na smykovou pevnost v kritickém stavu
- Pokles ze smykové pevnosti v kritickém stavu na smykovou pevnost v residuálním stavu. Residuální stav je dosahován při velkých deformacích (obvykle víc jak 50mm) a souvisí s reorientací jílovitých částic do směru smýkání. Rozhodujícím faktorem pro vznik tohoto mechanismu je podíl jílovitých částic

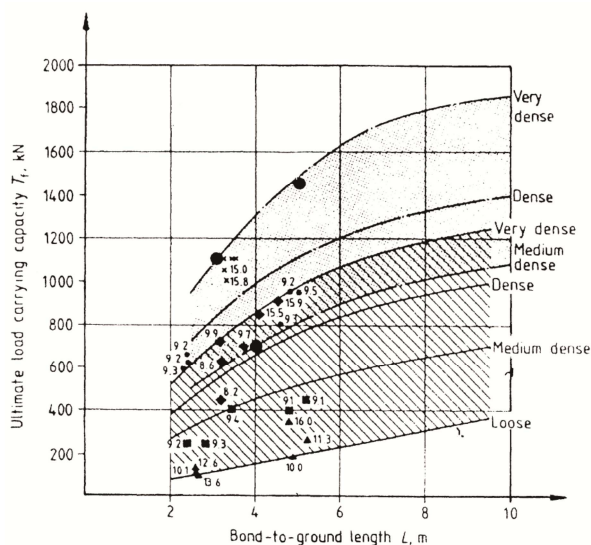
První z uvedených mechanismů se vyskytuje také v případě ulehlých písků s dilatantním chováním. Kombinace obou mechanismů vzniká v případě překonsolidovaných (O-C) soudržných zemin. Vznik pouze druhého mechanismu je

možný v normálně konsolidovaných (N-C) soudržných zeminách s vysokým podílem jílovitých částic (>20%) – pokles smykového napětí směrem k residuální hodnotě je spojen s reorientací jílovitých částic do směru smykové plochy. Schematicky jsou tyto dva mechanismy znázorněny na obr. 1-5. Kypré nesoudržné zeminy vykazují standardní hyperbolický průběh bez povrcholového poklesu smykového napětí.



Obr. 1-5 Závislost napětí – deformace pro jíly s nízkým (a) a vysokým (b) obsahem jílovitých částic (převzato ze Skempton, 1985)

Pro účely názorné ilustrace vlivu stavu zeminy v kontaktu s kořenem kotvy je na obr. 1-6 uvedena závislost mezi mezní silou a kořenovou délkou pro různé typy nesoudržných zemin získanou z řady experimentálních měření (Ostermayer, Scheele, 1977; Ismael, Al-Sanad, 1986).

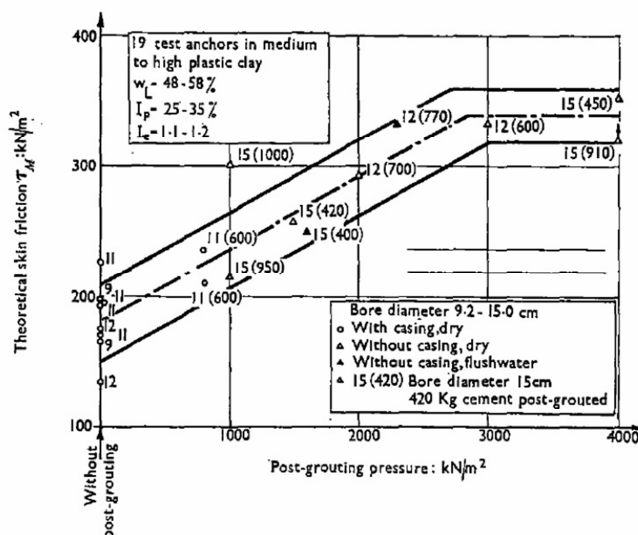


Obr. 1-6 Závislost mezi mezní silou a délkou kořene podle Ostermayer, Scheele (1977) s dodatečnými experimentálními daty podle Ismael, Al-Sanad (1986)

Zatímco pro kypré zeminy se standardním hyperbolickým průběhem závislosti napětí – deformace je závislost téměř lineární, implikující tak na rovnoměrnou mobilizaci smykového napětí podél kořene kotvy v mezním stavu, pro velmi ulehle zeminy s vrcholovým chováním je mezní síla od $l_k = 8,0m$ téměř konstantní. Progresivní porušování v důsledku vrcholového chování geomateriálu je také známo v případech dlouhých pilot (*Fleming et al., 1985*). Dále je tento mechanismus popsán pro rozhraní táhlo-injektáž v případě skalních svorníků (*Ren et al., 2010*).

1.3. Vliv tlakové/dodatečné vysokotlaké injektáže

Provedení tlakové resp. vysokotlaké dodatečné injektáže (VTI) má významný vliv na kořenovou únosnost zemních kotev. *Ostermayer (1974)* vytvořil na základě řady 19 zatěžovacích zkoušek regresní závislost (obr. 1-7) mezi injektážním tlakem v průběhu VTI a průměrným kontaktním smykovým napětím τ_m .

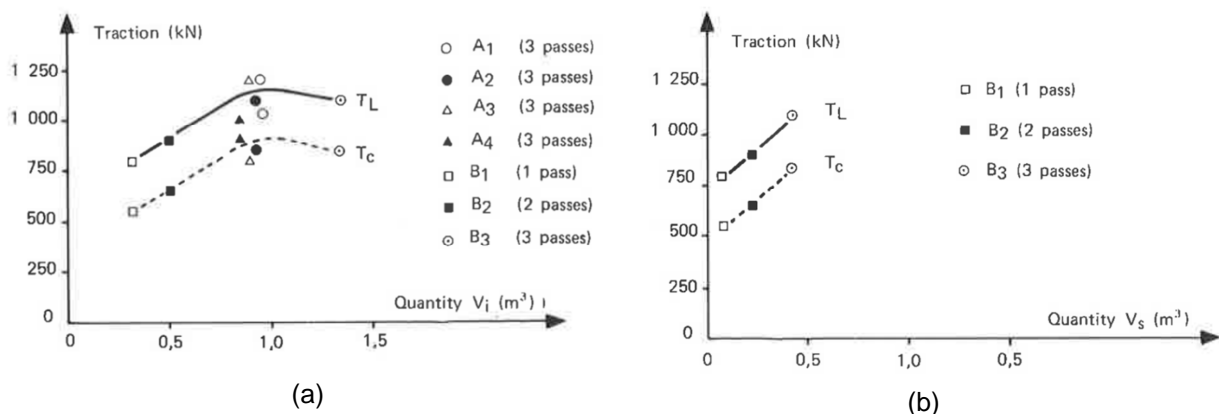


Obr. 1-7 Závislost mezi injektážním tlakem v průběhu VTI a plášťovým třením (převzato z *Ostermayer, 1974*)

Zhotovené kotvy měly průměr vrtu 9,2 až 15 cm a byly použity tři různé technologie zhotovení: vrtání bez výplachu a bez použití výpažnice, vrtání bez výplachu a s použitím výpažnice, vrtání bez použití výpažnice s vodním výplachem. Bez ohledu na průměr vrtu a technologii vrtání dochází zvýšením injekčního tlaku k nárůstu kontaktního smykového napětí. Závislost má lineární charakter do hodnoty injekčního tlaku cca 3MPa. Pro tuhý jíla se střední až vysokou plasticitou došlo ke zvýšení kontaktního smykového napětí ze 120 kN/m² na přibližně 300 kN/m² (vztaženo na průměr vrtu).

Bustamante et al. (1978) provedli řadu zatěžovacích zkoušek v překonsolidovaných jílech a vytvořil závislost mezi celkovým objemem injektované směsi V_i , efektivním objemem injektované směsi přispívajícím k zvětšení průměru kořene V_s , počtem reinjektáží a mezní silou F_{max} (obr. 1-8). Získané výsledky poskytují několik zajímavých závěrů:

- Mezní síla roste počtem reinjektáží – zemní kotva se stejným množstvím injektované směsi rozložené do několika injektážních etap má vyšší únosnost ve srovnání s kotvou s jednou injektážní etapou.
- Mezní síla roste téměř lineárně s efektivním objemem injektované směsi V_s , tedy objemem, který přispívá ke zvětšení průměru vrtu.
- Z hlediska celkového množství injektované směsi V_i existuje optimální hodnota, za kterou již nedochází k nárůstu mezní síly. To je pravděpodobně způsobeno vznikem makroklakáže, ke které dochází vlivem injektování většího množství směsi v rámci jedné etapy injektáže. Injektovaná směs pak uniká do větších vzdáleností od kotvy a nepřispívá tak ke zvětšování průměru kořene.

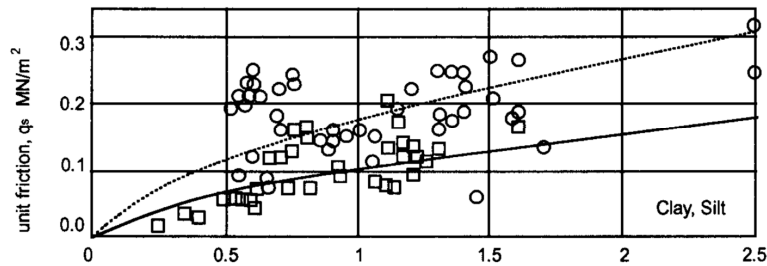


Obr. 1-8 Závislost mezi celkovým objemem injektované směsi V_i (a) a objemem injektované směsi přispívajícím ke zvětšení průměru kořene V_s (b) a mezní silou T_{ult} (převzato z *Bustamante et al., 1978*)

Význam vysokotlaké injektáže taktéž analyzovali *Jones, Spencer (1984)*. Při příležitosti realizace hluboké stavební jámy realizovali řadu zatěžovacích zkoušek s cílem optimalizovat návrh systému kotvení pažení stavební jámy. Došli k následujícím závěrům:

- Dodatečnou vysokotlakou injektáží došlo ke zvýšení únosnosti kotvy o 64% v prostředí tuhých jíílů se střední plasticitou.
- Reinjektáží kotvy zatížené do porušení byla při opětovném zatížení dosažena mezní síla o 20% vyšší než při prvním zatěžování.
- Vypočtená hodnota smykového napětí 150 kN/m^2 je ve shodě s *Ostermayer (1974)*.

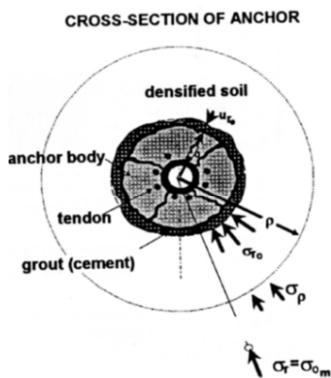
Bustamante, Doix (1985) realizovali zajímavou studii, ve které vytvořili korelační vztahy mezi limitním tlakem z presiometrické zkoušky p_{lm} a plášťovým třením pro různé typy zemin a globální dodatečnou injektáží (IGU) a dodatečnou vysokotlakou injektáží přes manžetové trubky (IRS). Taktéž stanovili doporučené hodnoty zvětšení průměru vrtu vlivem VTI. Korelační závislost pro jíílly a silty je znázorněna na (obr. 1-9).



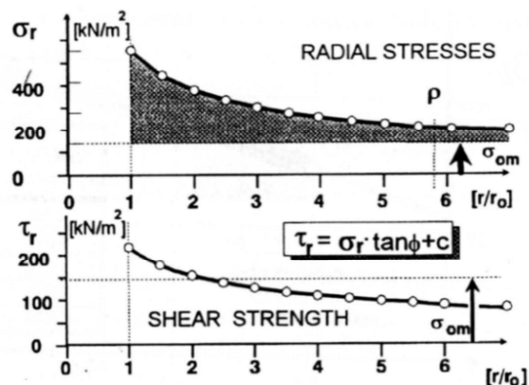
Obr. 1-9 Korelace mezi limitním tlakem získaným z presiometrické zkoušky a plášťovým třením pro injektáž IRS, IGU (převzato z *Bustamante, Doix, 1985*)

Stanovením vlivu injektáže v podobě analytického řešení se zabýval *Mecsi (1997)*, který vytvořil analogii mezi procesem dodatečné vysokotlaké injektáže a expanzí válcové dutiny s nenulovým průměrem (obr. 1-10, obr. 1-11). V počáteční fázi injektování dochází k protrhnutí zálivky. Cementová směs pak proudí vzniklými trhlinami a zvětšuje tak prostor mezi zálivkou a okolní

zeminou, postupně dochází k expanzi válcové dutiny. Výsledkem je pak zvětšený průměr a v případě soudržných zemin především zvýšené radiální napětí, které způsobuje nárůst smykové pevnosti kontaktu injektáž – zemina (obr. 1-11).



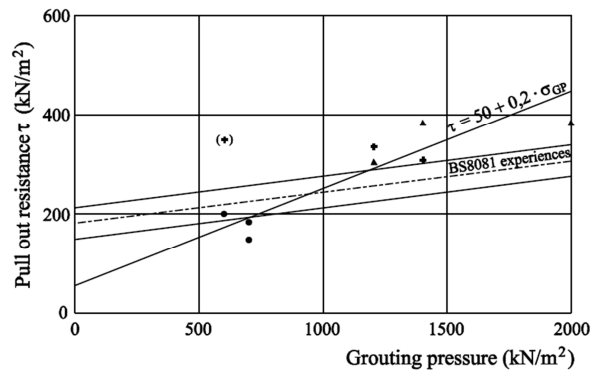
Obr. 1-10 Schematický řez kořenem kotvy při vysokotlaké injektáži (převzato z *Mecsi, 1997*)



Obr. 1-11 Průběh radiálního napětí a smykové pevnosti v závislosti na vzdálenosti od kořene (převzato z *Mecsi, 1997*)

Larsen (2007) analyzoval dodatečné vysokotlaké injektáže na únosnost tyčových kotev Dywidag. Vlivem VTI došlo k více jak 100% nárůstu únosnosti (např. ze 400kN na 800kN pro $l_k = 7,0m$). Na obr. 1-12 je znázorněna lineární regresní funkce získaná na základě zatěžovacích zkoušek a její srovnání s obdobným doporučením z britského standardu *BS 8081 – British Standard Code of practise for Ground anchorages*.

Vlivem injektáže na chování zemních kotev a hřebíků se většinou experimentálně zabývali také další autoři: např. *Xanthakos (1991)*; *Veloso (2007)*; *Yin, Zhou, 2009*; *Lee et al., 2012*.



Obr. 1-12 Závislost mezi injekčním tlakem a kontaktním smykovým napětím při dosažení meze únosnosti kotvy (převzato z *Larsen, 2007*)

1.4. Tahové namáhání materiálu injektáže

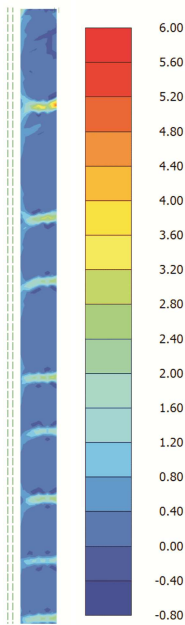
Předpínací síla je z táhla kotvy přenášena prostřednictvím mobilizace smykového napětí podél rozhraní táhlo – injektáž do materiálu injektáže, která je pak namáhána tahovým zatížením. Po dosažení limitní hodnoty poměrného osového přetvoření ($\varepsilon_a \sim 10^{-4}$) dochází k porušení materiálu a vzniku tahové trhliny. *Weerasinghe, Littlejohn (1997)* provedli řadu laboratorních modelových pokusů (tzv. „gun barrel test“) zatěžování kotev. Po provedení zkoušky a odkrytí kořenů byla pozorovaná síť trhlin ve vzájemných vzdálenostech 20 až 220mm a šířkách trhlin 0,04 až 0,11mm. Výsledek jedné ze zkoušek je znázorněn na obr. 1-13.



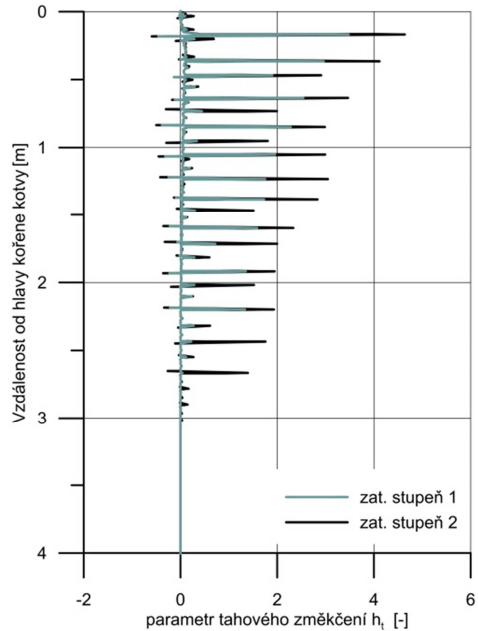
Obr. 1-13 Síť tahových trhlin kořene kotvy po modelové zatěžovací zkoušce (převzato z *Weerasinghe, Littlejohn, 1997*)

Pro ozřejmění tohoto procesu byla provedena řada numerických výpočtů s pokročilým materiálovým modelem (*Schädlich, Schweiger, 2014*) zahrnujícím změkčování - pokles tahového napětí po dosažení tahové pevnosti. Na obr. 1-14 jsou znázorněny izoplochy stavové proměnné H_t . Platí, že pokud je $H_t > 0$, byl iniciován začátek změkčování (iniciace tahové trhliny) a pokud $H_t > 1$, byla dosažena residuální hodnota tahové pevnosti. Proces změkčování je koncentrován do oddělených oblastí (v reálném případě oblasti vzniku radiálních trhlin). Při zvyšování zatížení dochází ke vzniku dalších zón, ve kterých se inicializovalo změkčování (obr. 1-15).

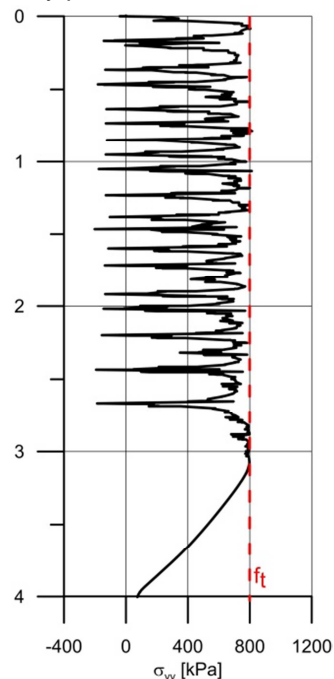
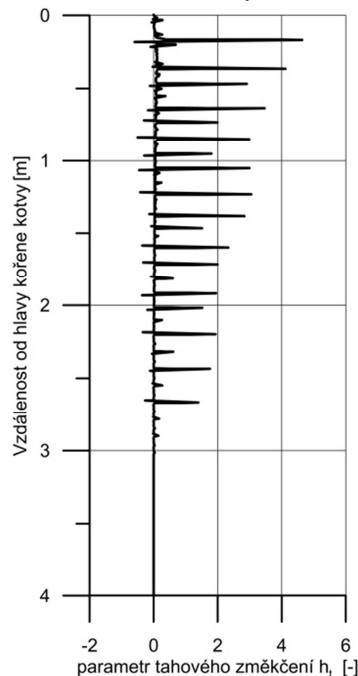
Z dvojice grafů na obr. 1-16 vyplývá, že v místech tahového změkčování dochází k poklesu tahového napětí až na nulovou hodnotu. Důležitým faktem ale je, že v prostoru mezi zónami tahového změkčení (v realitě mezi tahovými trhlinami) materiál injektáže i nadále působí. Tento jev je v oboru betonových konstrukcí znám jako tzv. tahové zpevnění betonového prvku s osově namáhanou výztuží.



Obr. 1-14 Zóny tahového změkčení v horní polovině tělesa kořene kotvy

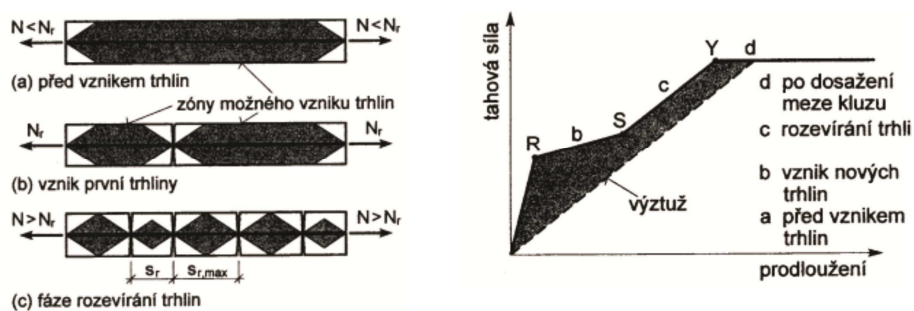


Obr. 1-15 Závislost parametru tahového změkčení na vzdálenosti od hlavy kořene kotvy pro dvě různé úrovně zatížení



Obr. 1-16 Průběh osového napětí v tělese kořenu kotvy v relaci s parametrem tahového změkčení

Princip tahového zpevnění je znázorněn na obr. 1-17. V oblasti pracovního diagramu do bodu R nedochází ke vzniku trhlin, tuhost systému je tvořená jak příspěvkem výztuže, tak betonové části. V části „b“ pracovního diagramu dochází k iniciaci trhlin, která se projeví poklesem tuhosti. V části „c“ je již tuhost systému tvořena pouze příspěvkem výztuže a dochází k dalšímu rozevírání trhlin. Pracovní diagram je ukončen dosažením meze kluzu výztuže. Z hlediska problematiky zemních kotev je tedy důležité zjištění, že vznik a rozvoj tahových trhlin se projeví postupným poklesem tuhosti systému táhlo - injektáž v průběhu napínání. Zanedbání úseku injektované zóny zálivky, kde byla dosažena tahová pevnost (např. *Briaud, 1998*) je pak určitým zjednodušujícím předpokladem.



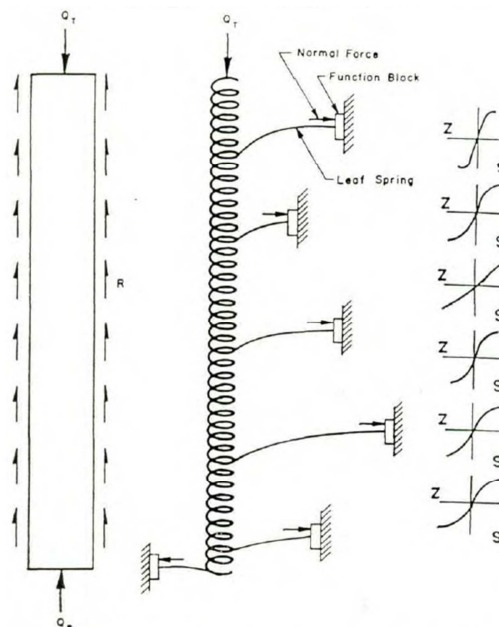
Obr. 1-17 Princip tahového zpevnění u osově namáhaného prvku s výztuží (převzato z *Navrátil, 2008*)

2. TEORETICKÉ PRINCIPY PROGRAMOVÉ APLIKACE

2.1. Koncepce přenosové funkce

Vytvořená programová aplikace vychází z metody stanovující funkci, která popisuje přenos zatížení rozhraním konstrukce – zemina v závislosti na relativním pohybu těchto dvou celků a radiálním napětím působícím na plášť kořene („load transfer function“). Tento postup, někdy označován také jako T-Z nebo S-Z metoda, byl poprvé prezentován v publikacích *Coyle, Reese, 1966*; *Coyle, Sulaiman, 1967*.

Postup vychází z obecného předpokladu, že velikost smykového napětí mobilizovaného na plášti konstrukce (např. piloty) je funkcí relativní deformace mezi konstrukcí a zeminou a radiálního tlaku, který na konstrukci působí. T – Z metoda je založena na rozčlenění konstrukce na zadaný počet segmentů. Každému segmentu je pak přiřazena závislost mezi smykovým napětím (T/S) a posunutím segmentu (Z).



Obr. 2-1 Koncepce T-Z metody – „load transfer curves“
(převzato z *Reese, 1990*)

Materiál segmentu konstrukce je uvažován jako pružný. Tato metoda, doplněná o závislost mezi vertikální deformací paty a napětím, je obvykle používána pro návrh osově zatížených pilot. Její varianta využívající závislost mezi vodorovným posunutím a zemním tlakem byla vyvinuta pro výpočet horizontálně zatížených pilot (*Parker, Reese, 1970*). S podobným přístupem je možné se setkat také při výpočtu pažících konstrukcí. Původní formulace (*Sulaiman, Coyle, 1976*) byla upravena skupinou autorů *Reddy et al. (1997)*, kteří do metody začlenili následující vylepšení:

- Mobilizace smykového napětí je funkcí pružné deformace prvku a jeho posunu jako tuhého celku. Pružná deformace prvku tvoří významnou složku celkové deformace, především při úrovních zatížení vzdálených porušení. Její

zanedbání může vést k nadhodnocení smykového napětí působícího na plášť prvku.

- Původní metoda vycházela z prvotního odhadu deformace, která byla rovnoměrná podél celého prvku. To však, především u dlouhých prvků, při nižších úrovních zatížení není reálné – smykové napětí je mobilizováno jenom na části prvku.
- Při stanovování součinitele zemního tlaku je uvažováno s vlivem vzdálenosti od paty piloty a stupně ulehlosti okolní zeminy.

Úpravy T-Z metody pro návrh tahových pilot byly motivovány vývojem tzv. „*Tension Leg Platforms*“ (TLP), které se používají pro stabilizaci mořských vrtných plošin v místech s velkou hloubkou vody. Ukotvení těchto platform do mořského dna je prováděno prostřednictvím velko-průměrových pilot, které jsou po dobu své životnosti namáhány tahovým zatížením. Pro účely návrhu zemních kotev byl model podle *Reddy et al. (1997)* (dále jen původní model) upraven/doplněn v následujících bodech:

- Původní model vyžadoval experimentální stanovení T-Z křivek. Model byl proto doplněn o možnost stanovení průběhu T-Z křivek z laboratorních zkoušek na základě určitého předpokladu průběhu mobilizace smykového napětí v závislosti na radiální vzdálenosti od pláště namáhaného prvku (*Kraft et al., 1981*).
- V původním modelu bylo nutné pro každý zatěžovací stupeň zadat odpovídající odhad deformace v hlavě konstrukce. Model byl proto doplněn o variantu Modifikované Newton – Raphsonovy metody. Nyní je nutné zadávat předpokládanou deformaci v hlavě kotvy pouze pro první zatěžovací stupeň.
- Do modelu byl zahrnut efekt tahového zpevnování systému táhlo – injektáž s využitím dvou doporučení: *CEB-FIP Model Code* a *ACI 318*.
- Zahrnutí vlivu dodatečné VTI ve smyslu zvětšení průměru kořene a úpravy působícího radiálního napětí v důsledku zvětšení průměru vrtu. Zohlednění redukce radiálního napětí vlivem konsolidace materiálu injektáže.

2.2. Ideální průřez, ekvivalentní tuhost bez oslabení tahovou trhlinou

Plochu ideálního průřezu A_i se zahrnutím průřezové plochy zálivky/injektáže A_g a plochy táhla A_s bez uvažování oslabení tahovými trhlinami je možné vypočítat úpravou vztahu používaného v betonových konstrukcích:

$$A_i = A_g + \alpha A_s \quad (2-1)$$

$$\alpha = \frac{E_s}{E_g} \quad (2-2)$$

$$A_s = A_{t1} n_t \quad (2-3)$$

Celková plocha táhla A_s je rovna součinu plochy jednoho pramence A_{t1} a počtu pramenců n_t . V případě analýzy tyčové kotvy je plocha A_{t1} totožná s průřezovou plochou tyčového táhla a $n_t = 1$.

Ve výpočtech je z důvodu korektního stanovení síly plynoucí z tření na povrchu pláště kořene uvažováno s reálným průměrem kořene d_{real} a tedy i s reálnou průřezovou plochou A_{real} . Je tedy nutné stanovit zvýšenou ekvivalentní tuhost E_{eq} za předpokladu rovnosti osově tuhosti ideálního a reálného průřezu:

$$E_{eq}A_{real} = E_gA_i \quad (2-4)$$

$$E_{eq} = \frac{E_gA_i}{A_{real}} \quad (2-5)$$

2.3. Tahové zpevňování

V navrhované programové aplikaci jsou k dispozici tři alternativní postupy v případě překročení tahové pevnosti materiálu zálivky/injektáže:

1. Zanedbání injektáže v průřezové ploše kořene po dosažení limitního poměrného přetvoření $\varepsilon_{a,lim}$ odpovídající tahové pevnosti materiálu injektáže. Upravená ekvivalentní tuhost E_{eq}^{up} má pak následující tvar:

$$E_{eq}^{up} = E_{eq} - E_g \frac{A_g}{A_{real}} \quad (2-6)$$

Tento přístup je výpočetně nejrychlejší (dochází k okamžitému poklesu tuhosti v jednom kroku), nicméně značně zjednodušený. Numerické analýzy prokázaly, že k poklesu tuhosti dochází postupně s rozvojem dalších trhlin při zvyšujícím se zatížení vnášeném do táhla kotvy.

Při použití této varianty je tedy nutné definovat limitní poměrné přetvoření materiálu injektáže $\varepsilon_{a,lim}$, při kterém dojde ke vzniku tahové trhliny ($\varepsilon_{a,lim} \sim 10^{-4}$). V dalších dvou způsobech se již definuje přímo tahová pevnost f_t materiálu injektáže.

2. Tahové zpevňování podle *CEB-FIP Model Code*. Pro osovou sílu P menší než P_{cr} (kritická síla, při které dochází ke vzniku tahové trhliny - dosažení tahové pevnosti f_t) platí vztah (2-7), kde $(EA)_{uc}$ je osová tuhost složeného průřezu bez oslabení tahovou trhlinou:

$$P_{cr} = (EA)_{uc} \varepsilon \quad (2-7)$$

V případě zanedbání příspěvku tuhosti betonu platí vztah (2-8), kde E_s , A_s je modul pružnosti resp. plocha výztuže.

$$P_{fin} = (EA)_{cr} \varepsilon = E_s A_s \varepsilon \quad (2-8)$$

Pro zatížení větší než P_{cr} je odezva konstrukce (2-9) mezilehlá mezi těmito dvěma hraničními stavy. $(EA)_e$ je efektivní osová tuhost prvku a ϵ_m je průměrné poměrné přetvoření prvku porušeného trhlinou (obr. 2-2).

$$P = (EA)_e \epsilon_m \quad (2-9)$$

Rovnice může být dále upravena jako funkce plochy výztuže A_s a efektivního modulu pružnosti výztuže E_{sm} , kde f_s je napětí ve výztuži:

$$P = E_{sm} A_s \epsilon_m \quad (2-10)$$

$$E_{sm} = \frac{f_s}{\epsilon_m} \quad (2-11)$$

CEB-FIP Model Code doporučuje pro stanovení ϵ_m vztah (2-12), s využitím vztahu (2-11) lze pak jednoduše získat vztah pro modul pružnosti E_{sm} jako funkci napětí ve výztuži f_s (2-13), kde f_{scr} je napětí ve výztuži při dosažení P_{cr} (vzniku trhliny).

$$\epsilon_m = \epsilon_s \left(1 - k \left(\frac{f_{scr}}{f_s} \right)^2 \right) \quad (2-12)$$

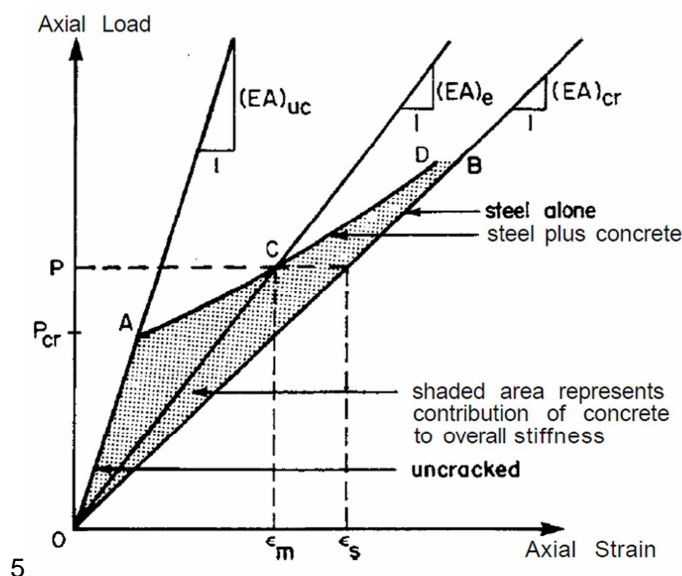
$$E_{sm} = \frac{E_s}{1 - k \left(\frac{f_{scr}}{f_s} \right)^2} \quad (2-13)$$

3. Tahové zpevňování podle *ACI 318*. Alternativní přístup k tahovému zpevňování je založený na formulaci zatížení P jako funkci modulu pružnosti betonu (injektáže) E_c a efektivní (postupně redukované) plochy betonu A_e :

$$P = E_c A_e \epsilon_m \quad (2-14)$$

Redukovaná efektivní plocha A_e se vypočítá podle následujícího vztahu (2-15):

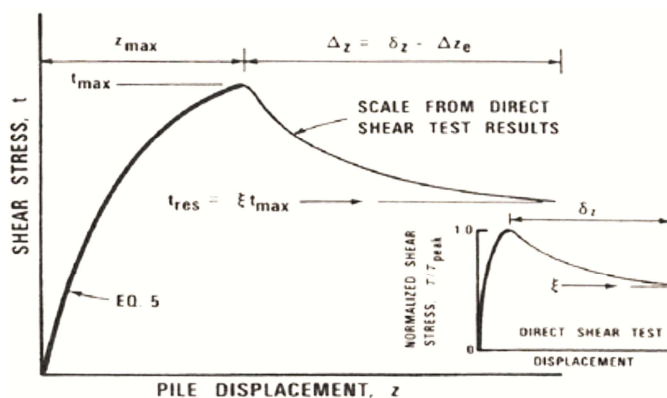
$$A_e = A_i \left(\frac{P_{cr}}{P} \right)^3 + A_{cr} \left[1 - \left(\frac{P_{cr}}{P} \right)^3 \right] \quad (2-15)$$



Obr. 2-2 Tahové zpevnování osově namáhaného prvku s výztuží (převzato z Darwin et al., 1997)

2.4. Stanovení průběhu t-z závislostí z laboratorních zkoušek

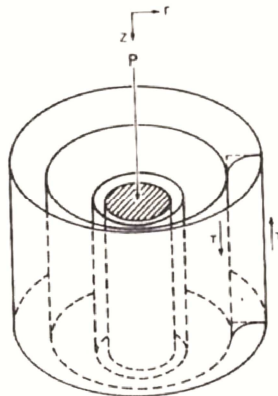
Častým argumentem v souvislosti s t-z metodou je nutnost stanovení t-z závislostí zpětnou analýzou zatěžovací zkoušky. Kraft et al. (1981) však vytvořil a verifikoval postup, jak stanovit t-z závislosti teoreticky v kombinaci s výsledky laboratorních zkoušek. T-z závislost (obr. 2-3) rozdělil na část před dosažením vrcholové hodnoty smykové pevnosti - smykové zpevnování (dále jen část A) a část poklesu smykového napětí směrem ke kritickému stavu alternativně až k residuální hodnotě – smykové změkčování (dále jen část B).



Obr. 2-3 Rozdělení t-z závislosti na úsek zpevnování (část A) a úsek změkčení (část B) (převzato z Kraft et al., 1981)

Při formulaci části A je vycházeno ze závěrů publikovaných v Randolph, Wroth (1978) pro případ svisle zatěžovaných pilot:

- Izolinie vertikální deformace lze v radiálním směru od osy prvku nahradit koncentrickými válci (obr. 2-4).



Obr. 2-4 Způsob deformace okolní zeminy při osově namáhaném prvku (převzato z *Randolph, Wroth, 1978*)

- Radiální deformace je zanedbatelná ve srovnání s vertikální složkou.
- Mobilizované smykové napětí τ klesá s rostoucí radiální vzdáleností r podle vztahu (2-16), kde τ_0 je smykové napětí mobilizované na povrchu prvku (vzdálenost r_0).

$$\tau = \frac{\tau_0 r_0}{r} \quad (2-16)$$

- Předpoklad existence tzv. zóny vlivu – oblast s poloměrem r_m , za kterou je již deformace vlivem zatěžování prvku zanedbatelná. *Randolph, Wroth (1978)* vytvořili pro r_m vztah, zohledňující délku piloty a Poissonovo číslo zeminy. Tento vztah však nelze pro zemní kotvy použít. Z dostupných zdrojů se hodnota r_m pro zemní kotvy pohybuje v rozmezí 1,2 až 2m (např. *Sabatini et al., 1997*), což také koresponduje s výsledky vlastních numerických analýz.

S využitím předcházejících předpokladů lze vertikální posun jednoho segmentu prvku zapsat vztahem (2-17).

$$z_s = \left(\frac{\tau_0 r_0}{G} \right) \ln \left(\frac{r_m}{r_0} \right) \quad (2-17)$$

Nelineární závislost mezi smykovým napětím a tuhostí lze při zpevnování popsat hyperbolickou závislostí (2-18), kde G_i je počáteční tečnový smykový modul a R_f je konstanta získaná při kalibraci.

$$G = G_i \left[1 - \left(\frac{\tau_0 R_f}{\tau_{max}} \right) \right] \quad (2-18)$$

Dosažením do vztahu (2-17) získáváme požadovanou nelineární závislost mezi smykovým napětím τ a vertikální deformací z_s - část A t-z křivky:

$$z_s = \frac{\tau_0 r_0}{G_i} \ln \left(\frac{r_m - \frac{\tau_0 R_f}{\tau_{max}}}{1 - \frac{\tau_0 R_f}{\tau_{max}}} \right) \quad (2-19)$$

Tento původní zápis byl navíc doplněn o závislost tečného Youngova modulu E_i na hlavním napětí σ_3 (2-20) podle *Duncan, Chang (1970)*. Zavedením napěťové závislosti pak lze vystihnout změnu tuhosti v závislosti na hloubce nebo změně radiálního napětí vlivem VTI.

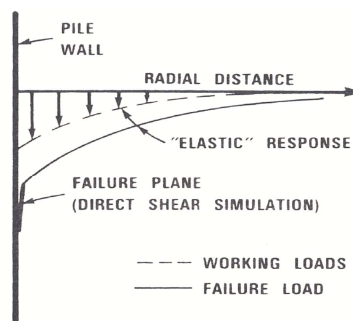
$$E_i = K p_a \left(\frac{\sigma_3}{p_a} \right)^m \quad (2-20)$$

Parametr K a exponent m určující míru závislosti tuhosti na napětí lze určit vynesáním závislosti $E_i - \sigma_3$ v logaritmickém měřítku, p_a je atmosférický tlak. Pro převod mezi Youngovým modulem E_i a smykovým modulem G_i je použit vztah:

$$G_i = \frac{E_i}{2(1 + \nu)} \quad (2-21)$$

Pro určení maximálního smykového napětí τ_{max} je aplikována Mohr – Coulombova podmínka porušení. Jak již bylo zmíněno v kapitole zabývající se matematickým modelováním, vztah mezi vrcholovou hodnotou smykové pevnosti překonsolidovaných jemnozrnných zemin a napětím není v rovině $\sigma - \tau$, na rozdíl od MC podmínky lineární (*Hvorslev, 1937*). MC podmínka pro stanovení τ_{max} byla zvolena z důvodu zachování konzistence řešení pro zeminy jak s vrcholovým, tak bez vrcholového chování. Pro případ zemin s vrcholovým chováním je tedy nutné zvolit parametry smykové pevnosti s ohledem na předpokládaný rozsah napětí.

V části B t-z závislosti dochází k povrcholovému poklesu smykového napětí. Veškerá poměrná smyková deformace se koncentruje (lokalizuje) do tenkého pásku (tzv. „shear band“) podél kořene kotvy. *Kraft et al. (1981)* využil předpokladu, že v důsledku lokalizace deformace do tenkého pásku podél osově namáhaného (obr. 2-5) prvku je část B t-z závislosti do jisté míry nezávislá na okolním zemním prostředí.



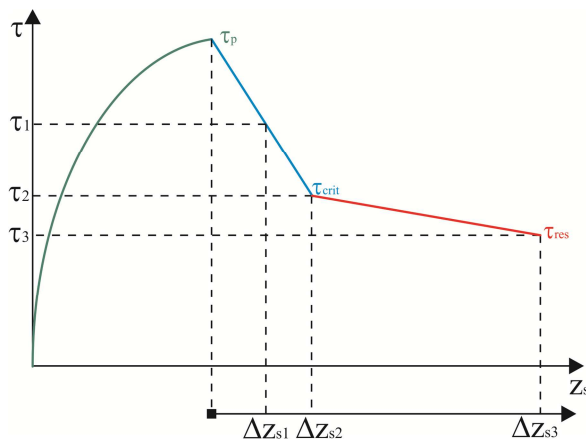
Obr. 2-5 Lokalizace deformace do tenkého smykového pásku podél pláště piloty při vyšších úrovních zatížení a doprovodné odtížení okolního materiálu (převzato z *Kraft et al., 1981*)

S určitou mírou přesnosti ji tedy lze přímo převzít z výsledku vhodné laboratorní zkoušky (např. z krabicové smykové zkoušky). δ_z na obr. 2-3 je deformace měřená od dosažení vrcholové smykové pevnosti v průběhu laboratorní zkoušky. Výslednou deformaci Δz , použitou pro konstrukci části B t-z křivky, je pak možné vypočítat podle vztahu:

$$\Delta z = \delta_z - z_e \quad (2-22)$$

Deformace z_e je elastická deformace vznikající v důsledku snižování napětí (odtěžování) v materiálu mimo smykový pásek v průběhu změkčování. *Kraft et al. (1981)* uvádí, že elastická složka deformace z_e začíná být významná pro průměry prvků nad 0,5m. Pro potřeby výpočtů zemních kotev ji tedy můžeme zanedbat.

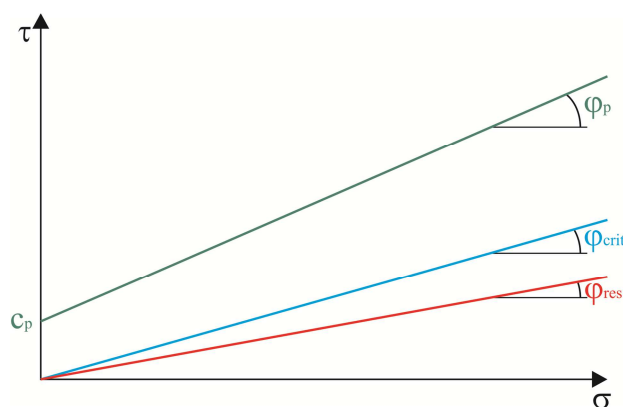
Tvar větve změkčení je v aplikaci zjednodušeně definován jako trilineární závislost (obr. 2-6). K tomuto zjednodušení bylo přistoupeno na základě provedených numerických výpočtů s využitím pokročilého konstitutivního modelu zahrnujícího regularizované změkčování zeminy ("strain softening"). Numerické výpočty poukázali na skutečnost, že víc jak samotný průběh změkčení je důležitý fakt, že k němu (v případě kotev s dlouhou kořenovou délkou) dochází. Navíc, přesné definování větve změkčení pro t-z závislost každého prvku kořene by bylo nepraktické. Smykové napětí τ_1 pro první bod větve změkčení je průměr vrcholové smykové pevnosti τ_p a kritické smykové pevnosti τ_{crit} . Smyková pevnost v kritickém stavu zeminy τ_{crit} a residuální smyková pevnost τ_{res} určují smykové napětí druhého a třetího bodu trilineární závislosti. Smykové napětí (y-souřadnice) bodů větve změkčení jsou tedy stanoveny z hodnot parametrů smykové pevnosti (obr. 2-7), které se zadávají v kartě *Geologie*. Pro konstrukci větve změkčení tedy musí uživatel v kartě *T-z závislost* zadat pouze tři přírůstky deformace segmentu kořene kotvy (Δz_{s1} , Δz_{s2} , Δz_{s3}) odpovídající uvedeným třem smykovým napětím.



Tab. 2-1 Souřadnice bodů definující větve změkčení

Bod	Smykové napětí	Přírůstek deformace*
1	$\frac{(\tau_p + \tau_{crit})}{2}$	Δz_{s1}
2	τ_{crit}	Δz_{s2}
3	τ_{res}	Δz_{s3}

Obr. 2-6 Trilineární závislost větve změkčení



Obr. 2-7 Linie vrcholové, kritické a residuální smykové pevnosti v $\sigma - \tau$ zobrazení

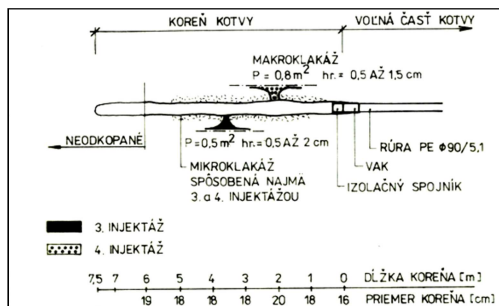
2.5. Vliv dodatečné vysokotlaké injektáže

Zahrnutí vlivu dodatečné VTI do návrhu zemní kotvy představuje obtížný, nicméně z hlediska správnosti řešení nezbytný krok. Programová aplikace je koncepčně založena na principu, kdy je známa spotřeba směsi V_i na etáž, požadovaný konečný injekční tlak p_i a počet reinjektáží n_i . Tyto údaje jsou předepsány projektem anebo je lze získat zpětně z injektážních protokolů již hotových staveb v podobných podmínkách. Údaj o spotřebě směsi se použije k výpočtu teoretického průměru kořene kotvy. Opět zde platí předpoklad injektování malého množství směsi ve více injektážních etapách, tak aby se minimalizovaly ztráty směsi makroklakáží. Zde je vhodné poznamenat, že průměr kořene d_k je v programu volitelným vstupem, nicméně teoretická hodnota vycházející ze zadané spotřeby směsi je vždy dopočítána a uživatel ji může použít. Do výpočtu teoretického průměru kořene lze taktéž zahrnout zadané procentuální ztráty injekční směsi. Stanovení teoretického průměru kořene na základě objemu injektované směsi provedl také *Mišove (1984)*. S výhodou je možné také uplatnit statistické metody explorační analýzy dat z injektážních protokolů. V případě, že při injektáži v rámci dané etáže došlo k atypickým spotřebám směsi, je explorační analýza schopna tyto odchylky odhalit.

Vliv VTI je pak řešen ve třech rovinách:

- Zvětšení průměru kořene,

Mechanismem vytváření kořene v soudržných zeminách vlivem VTI se zabýval také *Mišove (1984)*. Realizoval rozsáhlý program testování zemních kotev v brněnských neogenních jílech. Kotvy byly opatřeny manžetovou trubicí pro dodatečnou vysokotlakou injektáž, po které následovalo několik reinjektáží. Každá etapa injektáže byla barvena. Schematický podélný řez a odkopaný segment kořene kotvy je znázorněn na obr. 2-8.



(a)



(b)

Obr. 2-8 Schematický podélný řez (a) a příčný řez (b) tělesem kořene kotvy v prostředí neogenních brněnských jílu (převzato *Mišove, 1984*)

Podrobnou inspekcí odkopaných kořenů kotev byly učiněny následující závěry:

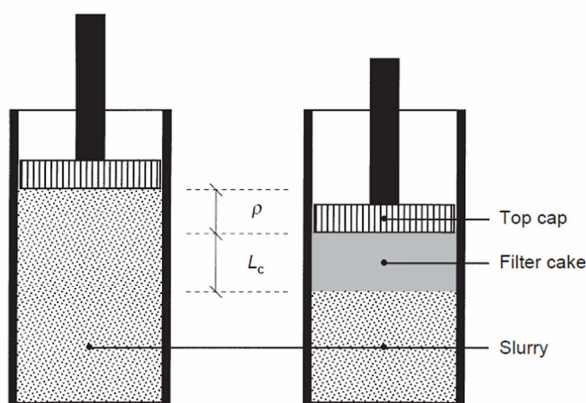
- Tělo kořene kotvy bylo vytvořeno zvětšením průměru samotného vrtu na cca 190mm. Na povrchu takto vytvořeného tělesa kořene dále dochází vlivem mikroklakáže ke vzniku husté sítě trhlin, které odsouvají smykovou plochu (o cca 50mm až 100mm) a dál tak zvětšují efektivní průměr kořene.
- Makroklakáž je s kořenem spojena jen velmi tence a její vliv na únosnost je malý.
- Autor doporučuje provádět injektáž v malých množstvích ve více etapách, tak aby bylo docíleno nejmenších ztrát směsi vlivem makroklakáže.

Jedním ze závěrů této práce bylo zahrnutí zvětšení průměru kořene (teoretického průměru na základě objemu injektované směsi) do praktického výpočtu mezní síly. Další údaje o doporučených průměrech kořenů je možné nalézt např. v *Recommandations T.A. 95*.

- Nárůst působícího radiálního napětí v důsledku zvětšování průměru kořene, Druhým vlivem je zvětšení radiálního napětí působícího na kořen kotvy v důsledku expanze válcové dutiny (vrtu). *Clarke (1995)* použil analogii mezi procesem VTI a presiometrickou zkouškou, což je ve své podstatě rozšiřování válcové dutiny. *Mecsi (1997)* taktéž pro kvantifikaci vlivu VTI použil teorii expanze válcové dutiny. Na nárůst radiálního napětí v důsledku VTI v soudržných zeminách poukazuje také *Sabatini et al. (1999)*.

- Pokles působícího radiálního napětí v důsledku konsolidace injektáže. Konsolidace injektáže („bleeding“) je proces, při kterém dochází k vylučování přebytečné vody z čerstvé injektážní směsi. Schematicky je tento proces znázorněn na obr. 2-9. V průběhu konsolidace dochází k poklesu vodního součinitele w/c a k utváření filtračního koláče s dostatečně nízkým vodním součinitelem tak, aby došlo ke kontaktu cementových částic. Tím filtrační koláč nabývá tuhost. *McKinley, Bolton (1999)* provedli řadu konsolidačních zkoušek různých cementových směsí. Z počátečního vodního součinitele čerstvé cementové směsi, pohybující se v rozmezí $(w/c)_g = 0,6 - 1,0$, došlo vlivem filtrace vody z filtračního koláče k jeho redukci na

průměrnou hodnotu $(w/c)_c = 0,35$. V průběhu času dochází ke zvětšování tloušťky filtračního koláče L_c doprovázené změnou výšky vzorku ρ .

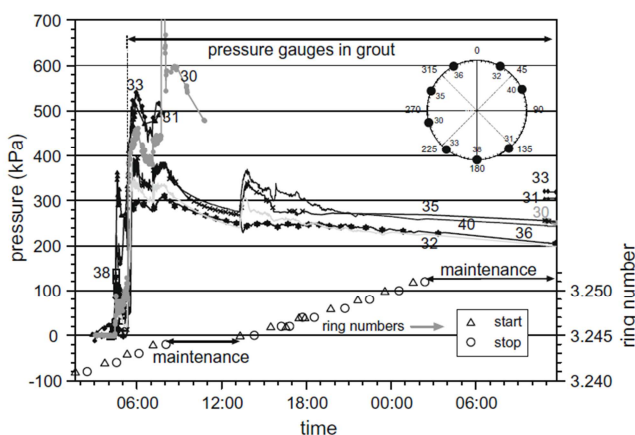


Obr. 2-9 Princip konsolidace injektáže (převzato z McKinley a Bolton, 1999)

Konsolidace injektáže je důležitým faktorem při provádění podzemních staveb (injektáž prostoru mezi ostěním a horninou), výrazně ovlivňujícím velikost sedání a výsledné zatížení ostění. *Talmon a Bezuijen (2009)* provedli řadu měření injekčních tlaků v různých místech za tunelovým ostěním. Jedno z typických měření potvrzující výrazný pokles tlaku v závislosti na čase po ukončení injektáže je znázorněno na obr. 2-10.

Littlejohn (1980) ve své podrobné publikaci uvádí, že výpočet pomocí někdy používaného vztahu (2-23), kde p_i je injektážní tlak, vede k nadhodnocení únosnosti. Uvádí, že hodnota residuálního injekčního tlaku $p_{i,res}$ (napětí, které je přeneseno do zemního prostředí) se pohybuje v rozmezí $1/3p_i$ až $2/3p_i$. Pro přenesení injektážního tlaku do struktury zeminy je důležitý vznik tuhého filtračního koláče (obr. 2-9).

$$F_{max} = p_i \pi d_k l_k \tan \varphi' \quad (2-23)$$



Obr. 2-10 Měření tlakových snímačů instalovaných v injektovaném prostoru mezi ostěním a horninovým masivem (převzato z *Talmon a Bezuijen, 2009*)

Bezuijen a Talmon (2003) dospěli pomocí laboratorních měření k závěru, že po zatížení čerstvé injektážní směsi normálovým napětím dojde v důsledku konsolidace injektáže ke změně objemu o 5 až 10%. Změna objemu vytvořeného tělesa kořene kotvy může vést k výraznému poklesu radiálního napětí (o 200 až 400kPa).

Ve vytvořené programové aplikaci jsou k dispozici celkem 4 alternativy:

1. Bez zahrnutí vlivu VTI

Při stanovování kořenové únosnosti se počítá s průměrem vrtu a klidovým zemním tlakem působícím na plášť kořene kotv. Koeficient zemního tlaku v klidu se vypočítá podle vztahu *Mayne, Kulhawy (1982)*.

$$D = d_v \quad (2-24)$$

$$\sigma'_{rad} = \sigma'_v K_0 \quad (2-25)$$

$$K_0 = (1 - \sin \varphi') OCR^{\sin \varphi'} \quad (2-26)$$

2. Zahrnutí vlivu VTI zvýšením průměru kořene

Uvažuje se s rozšířeným průměrem kořene a s klidovým zemním tlakem působícím na jeho plášť.

$$D = d_k \quad (2-27)$$

$$\sigma'_{rad} = \sigma'_v K_0 \quad (2-28)$$

$$K_0 = (1 - \sin \varphi') OCR^{\sin \varphi'} \quad (2-29)$$

V alternativě č. 3 je zvětšený průměr kořene zemní kotvy kombinován s výpočtem zvýšeného radiálního napětí vlivem rozšíření průměru vrtu (expanze válcové dutiny).

3. Zahrnutí VTI zvětšením průměru kořene a zvýšením radiálního napětí vlivem expanze válcové dutiny podle *Randolph et al. (1979)*. Na základě numerických analýz s použitím elasto – plastického Cam-Clay modelu stanovili *Randolph et al. (1979)* vztah pro výpočet zvýšeného efektivního radiálního napětí ihned po expanzi válcové dutiny a po ukončení konsolidace v soudržných zeminách (2-31). M je sklon linie kritických stavů v $p - q$ rovině a c_u je neodvodněná smyková pevnost.

$$D = d_k \quad (2-30)$$

$$\sigma'_{rad} = \left(\frac{\sqrt{3}}{M} + 3 \right) c_u \quad (2-31)$$

Konsolidace injektáže je zohledněna v alternativě č. 3 pomocí poměrného objemového přetvoření $\varepsilon_{V,bleed}$, ze kterého je pomocí vztahu (2-32) vypočtena změna (pokles) objemu kořene ΔV (na 1bm). Změna působícího radiálního napětí $\Delta \sigma'_{rad}$ se vypočte podle vztahu (2-33) (*Talmon, Bezuijen, 2009*), kde G je smykový modul pružnosti, Δr_k je změna poloměru kořene v důsledku poklesu objemu kořene.

$$\Delta V = \pi r_k^2 \varepsilon_{V,bleed} \quad (2-32)$$

$$\Delta \sigma'_{rad} = 2 \frac{\Delta r_k}{r_k} G \quad (2-33)$$

2.6. Radiální napětí působící na ukloněnou zemní kotvu

Vztahy (2-25) a (2-28) platí jen pro vertikální zemní kotvu ($\alpha = 90^\circ$). Do programové aplikace byly proto včleněny vztahy (2-34) a (2-35) podle *Mecsi (1997)* pro výpočet radiálního napětí na plášti kořene zemní kotvy se sklonem α .

$$\sigma'_{rad} = \sigma'_v K \quad (2-34)$$

$$K = \frac{1}{2} (\cos^2 \alpha + K_0 \sin^2 \alpha + K_0) \quad (2-35)$$

2.7. Nárůst neodvodněné smykové pevnosti

V případě třetí alternativy zahrnutí VTI do výpočtu je možné do analýzy dále včlenit nárůst neodvodněné smykové pevnosti s hloubkou podle vztahu (2-36), kde c_u je neodvodněná smyková pevnost na plášti kořene ve vzdálenosti $(l_v + x)$ od hlavy kotvy, c_u^{ref} je referenční hodnota neodvodněné smykové pevnosti vztažena na povrch terénu a Δc_u je nárůst neodvodněné smykové pevnosti na 1bm hloubky.

$$c_u = c_u^{ref} + \Delta c_u [h_p + \sin \alpha (l_v + x)] \quad (2-36)$$

2.8. Aplikace varianty Modifikované Newton Raphsonové metody

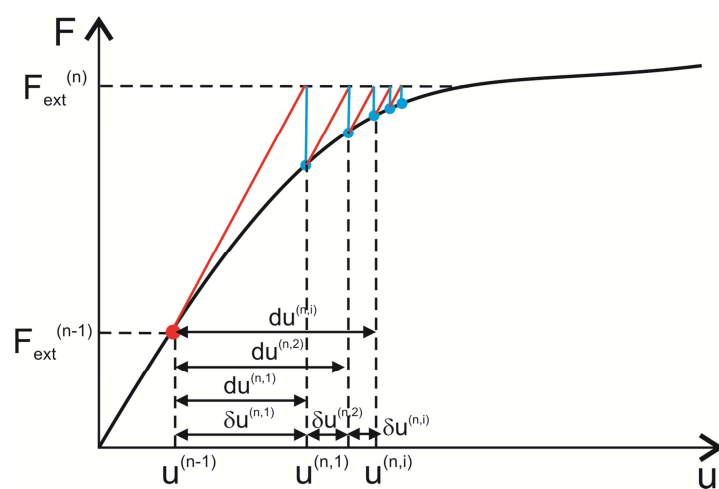
Výchozí varianta aplikace vyžadovala odhad deformace v hlavě kotvy pro každý zatěžovací stupeň, což je z hlediska praktického návrhu neefektivní. Aplikace byla proto doplněna o jednu z variant Modifikované Newton – Raphsonové iterační metody – metodu počáteční tuhosti (obr. 2-11).

Přírůstek deformace $\delta u^{(n,i)}$ v iteraci i zatěžovacího stupně n je dán vztahem (2-37), kde $F_{ext}^{(n)}$ je zadaná hodnota zatížení v zatěžovacím stupni n a $F_{int}^{(n,i-1)}$ je rovnovážná (vnitřní síla) vypočítaná v předcházející iteraci.

$$\delta u^{(n,i)} = \frac{F_{ext}^{(n)} - F_{int}^{(n,i-1)}}{K^{(0)}} \quad (2-37)$$

Rozdíl ve srovnání se standardní nebo modifikovanou Newton – Raphsonovou metodou je, že počáteční tuhost $K^{(0)}$ se stanoví pouze jednou – na začátku výpočtu a pak v průběhu všech iterací všech zatěžovacích stupňů zůstává konstantní. Celkový přírůstek deformace $du^{(n,i)}$ v rámci iteračního cyklu pak lze zapsat:

$$du^{(n,i)} = du^{(n,i-1)} + \delta u^{(n,i)} \quad (2-38)$$



Obr. 2-11 Metoda počáteční tuhosti

3. POPIS FUNGOVÁNÍ APLIKACE

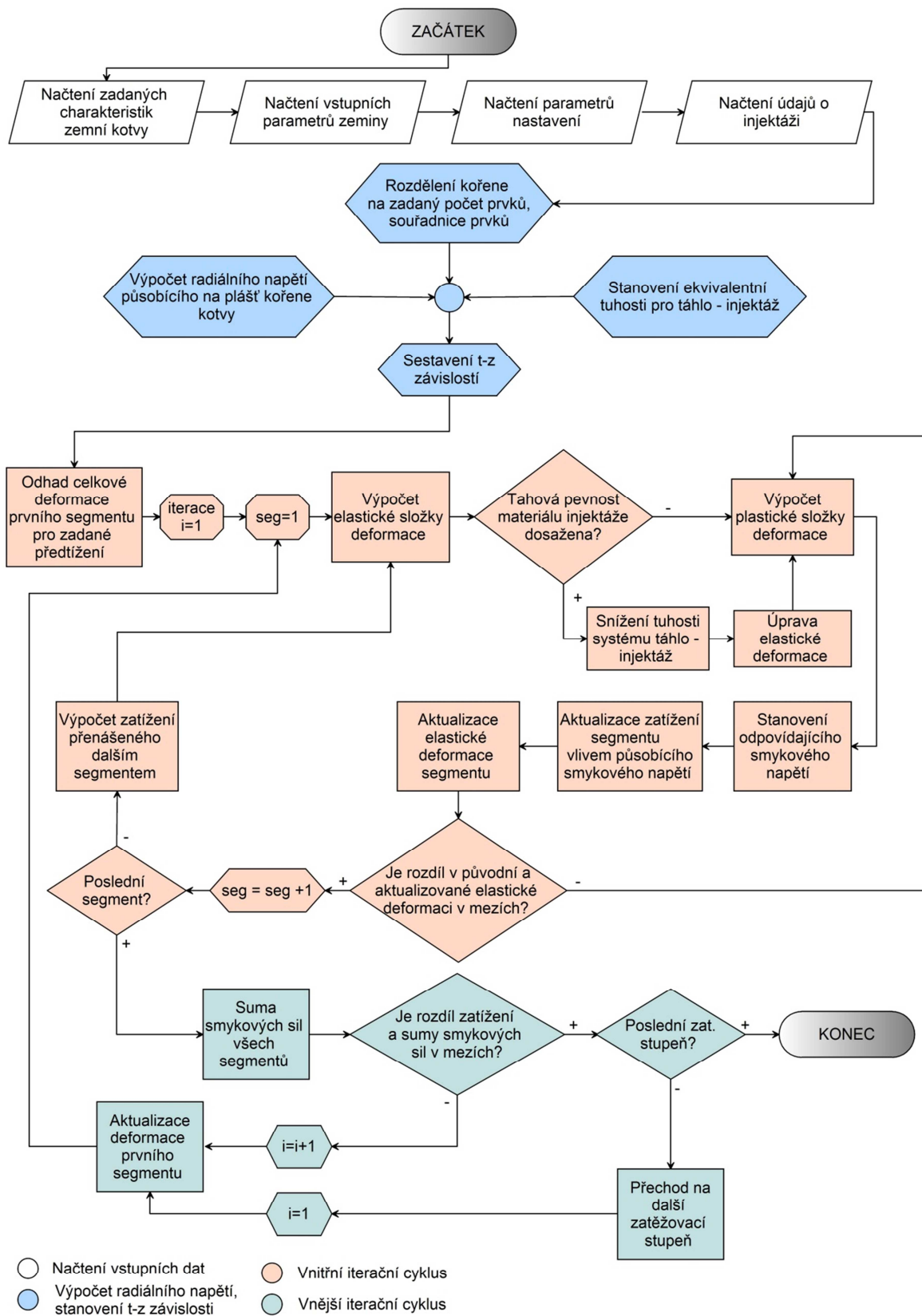
Základní procesy v průběhu chodu aplikace jsou znázorněny ve vývojovém diagramu na obr. 3-1. V úvodní části chodu programu je kořen zemní kotvy rozdělen na zadaný počet segmentů a pro každý segment je stanovena souřadnice jeho středu. Tyto údaje jsou pak exportovány do externích souborů. Na základě vstupních parametrů zemin a zvoleném způsobu zahrnutí VTI do výpočtu je sestrojena část A (zpevnění) t-z závislosti. Část B (změkčení) pak uživatel zadává přímo do předem přichystané tabulky. Kompletní t-z závislost je před samotným výpočtem zobrazená v grafu a opět exportována do externího souboru. Před spuštěním výpočtu je ještě nutné zadat požadované úrovně zatížení a odhad deformace pro první zatěžovací stupeň. Samotné výpočetní jádro programu se skládá ze dvou vrstev (iteračních procesů):

1. Vnější cyklus, při kterém musí být splněna podmínka (3-1), kde $F_{ext}^{(n)}$ je vnější zatížení (zatěžovací stupeň) a n je číslo zatěžovacího stupně. $S_k^{(n)}$ je smyková síla vypočtená integrací smykového napětí podél segmentu k pro daný zatěžovací stupeň n . Rozdíl vnějšího zatížení a sumy smykových sil podél všech segmentů musí být menší, než je hodnota parametru Tol_{it-2} . Jako výchozí je hodnota tohoto parametru nastavena na 20kN. Maximální počet iterací v rámci vnějšího iteračního cyklu je definován parametrem N_{it-2}

$$\left| F_{ext}^{(n)} - \sum_{k=1}^{seg} S_k^{(n)} \right| \leq Tol_{it-2} \quad (3-1)$$

2. Ve vnitřním cyklu jsou pro každý segment srovnávány hodnoty elastických deformací dvou po sobě jdoucích iterací. Ve výpočtu elastické deformace se odráží mobilizovaná smyková síla působící na plášti prvku. Po prvním výpočtu pružné deformace segmentu dojde ze zadané t-z závislosti k úpravě působícího smykového napětí, která se projeví ve změně působícího zatížení. Z aktualizované hodnoty zatížení se v dalším iteračním kroku vypočítá aktualizovaná elastická deformace segmentu. Celý postup se opakuje, dokud není rozdíl v pružných deformacích dvou po sobě jdoucích iterací pod stanoveným limitem (3-2). Vnitřní iterační cyklus probíhá postupně pro každý segment. Je zde také kontrolováno tahové napětí v zálivce (injektáži). V případě, že došlo k překročení tahové pevnosti, je výpočet pružné složky deformace modifikován ve smyslu úpravy ekvivalentní tuhosti podle jedné z variant popsanych v kapitole 2.3. Maximální počet iterací v rámci vnitřního iteračního cyklu je definován parametrem N_{it-1}

$$\left| du_{el}^{(i,x)} - du_{el}^{(i,x-1)} \right| \leq Tol_{it-1} \quad (3-2)$$



Obr. 3-1 Vývojové schéma navržené aplikace

Pokud nastane situace, že ve vnějším iteračním cyklu není možné splnit požadovaný toleranční limit při určitém počtu iterací (obvykle se tak stává při dosažení mezní síly), je chod aplikace přerušena chybovou hláškou obsahující údaje o zatěžovacím stupni, ve kterém již nebylo nalezeno řešení. Maximální počet výpočetních kroků je opět uživatelsky definovaný vstup. Po ukončení výpočtu jsou všechny výsledky zobrazeny a následně exportovány do externích souborů.