



**VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ**

BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY

**FAKULTA STAVEBNÍ**

FACULTY OF CIVIL ENGINEERING

**ÚSTAV GEOTECHNIKY**

INSTITUTE OF GEOTECHNICS

**NAPJATOSTNÍ ANALÝZA ŠACHET  
ZHOTOVENÝCH Z TRYSKOVÉ INJEKTÁŽE**

STRESS ANALYSIS OF JET GROUTED SHAFTS

**DIPLOMOVÁ PRÁCE**

MASTER'S THESIS

**AUTOR PRÁCE**

AUTHOR

**Bc. Mária Tarbajová**

**VEDOUCÍ PRÁCE**

SUPERVISOR

**Ing. Juraj Chalmovský Ph.D.**

**BRNO 2018**





# VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ

## FAKULTA STAVEBNÍ

<b>Studijní program</b>	N3607 Stavební inženýrství
<b>Typ studijního programu</b>	Navazující magisterský studijní program s prezenční formou studia
<b>Studijní obor</b>	3607T009 Konstrukce a dopravní stavby
<b>Pracoviště</b>	Ústav geotechniky

## ZADÁNÍ DIPLOMOVÉ PRÁCE

<b>Student</b>	Bc. Mária Tarbajová
<b>Název</b>	Napjatostní analýza šachet zhotovených z tryskové injektáže
<b>Vedoucí práce</b>	Ing. Juraj Chalmovský, Ph.D.
<b>Datum zadání</b>	31. 3. 2017
<b>Datum odevzdání</b>	12. 1. 2018

V Brně dne 31. 3. 2017

---

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

---

prof. Ing. Rostislav Drochytka, CSc., MBA  
Děkan Fakulty stavební VUT

## PODKLADY A LITERATURA

CROCE, Paolo; FLORA, Alessandro; MODONI, Giuseppe. Jet grouting: technology, design and control. CRC Press, 2014.

Recommendations on Excavations. 2nd ed. Ernst & Sohn, 2009.

POTTS, David M.; ZDRAVKOVIC, Lidija; ZDRAVKOVIĆ, Lidija. Finite element analysis in geotechnical engineering: theory. Thomas Telford, 1999.

POTTS, David M.; ZDRAVKOVIC, Lidija; ZDRAVKOVIĆ, Lidija. Finite element analysis in geotechnical engineering: application. Thomas Telford, 2001.

POTTS, David. Guidelines for the use of advanced numerical analysis. Thomas Telford, 2002.

SCHÄDLICH, B., et al. Application of a Novel Constitutive Shotcrete Model to Tunneling. In: ISRM Regional Symposium-EUROCK 2014. International Society for Rock Mechanics, 2014.

SCHÄDLICH, B.; SCHWEIGER, H. F. A new constitutive model for shotcrete. Numerical Methods in Geotechnical Engineering, 2014, 1: 103-108.

## ZÁSADY PRO VYPRACOVÁNÍ

Diplomová práce je zaměřena na analýzu stavu napjatosti v šachtách zhotovených z tryskové injektáže s využitím prostorového matematického modelování. Budou analyzovány šachty kruhového a elipsovitého půdorysu. V práci bude primárně zkoumán faktor tahové pevnosti materiálu tryskové injektáže a velikost zemních tlaků působících na konstrukci. V první části práce bude pro materiál tryskové injektáže použit lineárně elastický materiálový model. Následně budou analýzy rozšířeny o použití lineárně elastického – perfektně plastického Mohr-Coulombova modelu. V posledním kroku bude aplikován nový Shotcrete model, který kromě řady dalších aspektů zahrnuje tahové změkčování (vznik tahových trhlin). Použití pokročilého materiálového modelu pro strukturní prvky umožní přesnější predikci stavu napjatosti tryskové injektáže především v případě elipsovitých šachet.

## STRUKTURA DIPLOMOVÉ PRÁCE

VŠKP vypracujte a rozčleňte podle dále uvedené struktury:

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

---

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

## **ABSTRAKT**

Předmětem diplomové práce je analýza stavu napjatosti kruhové a eliptických šachet z materiálu tryskové injektáže. Na materiál tryskové injektáže, bude aplikován nový pokročilý konstituční model Shotcrete. V práci bude primárně zkoumán faktor tahové pevnosti eliptických šachet a velikost zemních tlaků. Praktická část diplomové práce je ukončena porovnáním analytického a numerického výpočtu normálové síly kruhových a eliptických šachet.

## **KLÍČOVÁ SLOVA**

Trysková injektáž, šachta, elipsa, model Shotcrete, analýza napjatosti, parametrická analýza, Plaxis 3D, metoda konečných prvků

## **ABSTRACT**

The subject of the diploma thesis is the stress analysis of the circular and elliptical shaft from material jet grouting. A new advanced constitutive Shotcrete model will be applied on the material jet grouting. In the thesis, the shaft tensile strength factor and the size of the ground pressures will be primarily examined. The practical part of the diploma thesis is completed by the comparison of the analytical and numerical calculation of the normal force of the circular and elliptical shafts.

## **KEYWORDS**

Jet Grouting, shaft, ellipse, Shotcrete model, stress analysis, parametric analysis, Plaxis 3D, finite element method

Bibliografická citace VŠKP

Bc. Mária Tarbajová *Napjatostní analýza šachet zhotovených z tryskové injektáže*. Brno, 2017. 110 s., 11 s. příl. Diplomová práce. Vysoké učení technické v Brně, Fakulta stavební, Ústav geotechniky. Vedoucí práce Ing. Juraj Chalmovský, Ph.D.

## **PROHLÁŠENÍ**

Prohlašuji, že jsem diplomovou práci zpracovala samostatně a že jsem uvedla všechny použité informační zdroje.

V Brně dne 12. 01. 2018

---

Bc. Mária Tarbajová  
autor práce

**Podakovanie:**

Rada by som poďakovala pánu Ing. Jurajovi Chalmovskému Ph.D. za odborné vedenie, rady a pripomienky k mojej diplomovej práci. Ďalej za jeho ústretovosť a ochotu počas celého inžinierskeho štúdia.



# OBSAH

1	ÚVOD .....	12
2	PRÚDOVÁ INJEKTÁŽ .....	14
2.1	Technológia .....	14
2.1.1	Oblasť použitia prúdovej injektáže .....	16
2.2	Oblasť využitia prúdovej injektáže .....	17
2.2.1	Šachty z prúdovej injektáže .....	18
3	ÚVOD DO PROBLEMATIKY .....	20
3.1	Konštitučný model Shotcrete .....	21
3.1.1	Štruktúra modelu .....	22
3.1.2	Teória plasticity .....	22
3.1.3	Zahrnutie spevňovania a zmäkčovania .....	24
3.1.3.1	Tlakové namáhanie .....	24
3.1.3.2	Ťahové namáhanie .....	27
3.2	Vstupné parametre .....	29
3.2.1	Mechanické vlastnosti materiálu prúdovej injektáže .....	33
3.2.1.1	Pevnosť v tlaku .....	33
3.2.1.2	Pevnosť v ťahu .....	36
3.2.1.3	Tuhosť .....	36
3.2.2	Stanovenie lomovej energie .....	37
3.3	Vyhodnotenie jednoosých tlakových skúšok .....	40
3.3.1	Archívne skúšky .....	40
3.3.2	Vlastné skúšky .....	43
3.4	Vstupné parametre pre Shotcrete model .....	47
4	MODELOVANIE ZEMNÉHO PROSTREDIA .....	48
5	GEOMETRIA A OZNAČENIE ŠÁCHT .....	50
6	NAPÄTOSTNÁ ANALÝZA ŠÁCHT .....	52
6.1	Popis numerického modelu .....	52
6.2	Spracovanie výsledkov .....	52
6.3	Parametrická analýza vplyvu veľkosti numerického modelu .....	54
6.4	Parametrická analýza vplyvu hustoty siete konečných prvkov .....	55
6.5	Fáze výstavby .....	59
6.6	Zemné tlaky .....	59
6.7	Vodorovné deformácie .....	61
6.8	Rozbor normálového napätia .....	66

6.8.1	Vplyv hydrostatického tlaku na normálové napätie šácht .....	74
6.9	Analýza citlivosti parametrov .....	76
6.9.1	Ťahová pevnosť $f_{t,28}$ .....	77
6.9.2	Normalizovaný pevnostný parameter $f_{c0n}$ .....	83
6.9.3	Lomová energia v ťahu $G_{t,28}$ .....	89
6.9.4	Jednoosé vrcholové plastické pretvorenie $\varepsilon_{cp}^p$ .....	94
7	ANALYTICKÝ VÝPOČET PRE URČENIE NORMÁLOVEJ SILY .....	100
7.1	Postup analytického výpočtu.....	100
7.2	Porovnanie analytického výpočtu s výsledkami numerického modelu.....	103
8	ZÁVER .....	105
	ZOZNAM POUŽITÝCH ZDROJOV .....	106
	ZOZNAM POUŽITÝCH SKRATIEK A SYMBOLOV .....	108
9	ZOZNAM PRÍLOH .....	111



# 1 ÚVOD

Prúdová injektáž má medzi rôznymi zlepšovacími technikami používanými v špeciálnom zakladaní stavieb určite svoje miesto. Prúdová injektáž sa stala veľmi populárnou z praktického hľadiska pri riešení rôznych geotechnických problémov a to na celom svete. Niekedy však nevhodné použitie prúdovej injektáže viedlo k neúspešným výsledkom, čo mohlo vyvolať náležité znepokojenie z hľadiska jej efektívnosti a použiteľnosti. Napriek tomu tieto zlyhania zvyčajne vyplývajú z nevedomosti o skutočných možnostiach a obmedzeniach tejto metódy. Metóda prúdovej injektáže je pomerne mladá metóda zlepšovania. Jej vývoj začína v 60-tych rokoch 20. storočia, no až v posledných rokoch, je najmä aspekt vplyvu injektáže na rôzne zemné podmienky predmetom dôkladnejších štúdií, ktoré podstatne zvýšili poznatky o javoch komplexnej interakcie medzi injektážnou zmesou a zeminou. Výsledky týchto štúdií, sa však stále obmedzujú len na vedeckú literatúru, ktorá je známa iba malej akademickej komunite a nie je dostatočne rozšírená medzi praktizujúcich inžinierov. Väčšina inžinierov, má tendenciu spoliehať sa na čisto empirické vzťahy, na osobné skúsenosti alebo vykonávanie nejakého postupu skúšok a omylov, čo môže viesť k akejsi nedôvere použitia práve prúdovej injektáže. Podrobnejšia analýza by tak mohla odstrániť rozpory v navrhovaní a zvýšiť tak poznanie o vlastnostiach prúdovej injektáže.

Prúdová injektáž sa často používa na zlepšenie zemin pod betónovými základmi, či už to sú základové pätky, pásy alebo dosky. Taktiež má výrazne zastúpenie pri budovaní násypov na neúnosnom podloží (tvorí stabilizačný prvok), ako dočasný nosný prvok pri tunelovaní či zabezpečení dna stavebných jám, ktorých dno sa nachádza pod hladinou podzemnej vody (tesniaca funkcia). Ďalším masívnym použitím prúdovej injektáže je možné vytvoriť šachty rôzneho pôdorysu, kde stĺpy prúdovej injektáže po obvode zabezpečujú pažiacu funkciu - stabilitu šachty .

V tejto diplomovej práci budem venovať práve pozornosť zmieňovaným šachtám z prúdovej injektáže cylindrického tvaru, ktoré budú podrobené napätostnej analýze, za pomoci výpočtového programu Plaxis 3D. Pre čo najpresnejšiu predikciu stavu napätosti bol použitý pokročilý elasto - plastický konštitučný model Shotcrete, ktorý je možné použiť pre modelovanie konštrukcií na báze cementu. Jeho popis a stanovenie reálnych vstupných parametrov tvorí značnú časť diplomovej práce.

V stavebnom inžinierstve sa najčastejšie stretávame s kruhovým pôdorysom šácht. Pri voľbe práve kruhového pôdorysu je prierez výhradne namáhaný tlakom a za návrhovú veličinu sa pokladá normálová sila. Voľba kruhového pôdorysu nie je ale vždy vhodnou voľbou, vzhľadom na funkciu šachty. Ak jeden rozmer telesa inštalovaného do šachty prevyšuje výrazne druhý, je ekonomickejšie voliť šachtu oválnejšieho tvaru. Hlavnou náplňou diplomovej práce je práve napätostná analýza šácht rôzneho pôdorysného tvaru od najbežnejšej kruhovej šachty po výrazne eliptické šachty. Bolo zaujímavé sledovať rozloženie a zmeny napätia vplyvom rôznej krivosti šachty. Ako geologické prostredie, v ktorom sa šachty nachádzajú, bolo zvolené piesčité prostredie. Taktiež sa uvažovalo s možným výskytom podzemnej vody.

Hlavnou návrhovou veličinou v praxi pre (kruhové) šachty z prúdovej injektáže je normálová sila. U šachiet eliptického tvaru už ale pracujeme s ohýbaným prierezom. Posledný krok v diplomovej práci sa zameriava na porovnanie analytického a numerického výpočtu normálovej sily po obvode šachty. K rozboru celej práce bolo nutné pochopiť zložité geotechnické mechanizmy porúch, ktoré majú vplyv na bezpečnosť šachty a tým aj na riziká jej funkčnosti.

## 2 PRÚDOVÁ INJEKTÁŽ

Podstatou technológie prúdovej injektáže je aplikovanie vysoko - injekčných tlakov, ktoré spôsobia porušenie zemného prostredia v okolí trysky. Vstrekováná injekčná zmes používaná k tejto procedúre môže pozostávať z jednej alebo viacerých zložiek (cement, voda, vzduch). Lúč injekčnej zmesi svojou vysokou energiou rozruší (rozreže) pôvodnú štruktúru zeminy a uvoľnený priestor sa vyplní cementovou suspenziou. Vstrekováná cementová suspenzia vytvrdí objem zasiahnutého zemného prostredia a tým sa výrazne zvýši pevnosť tohto kompozitného materiálu.

### 2.1 Technológia

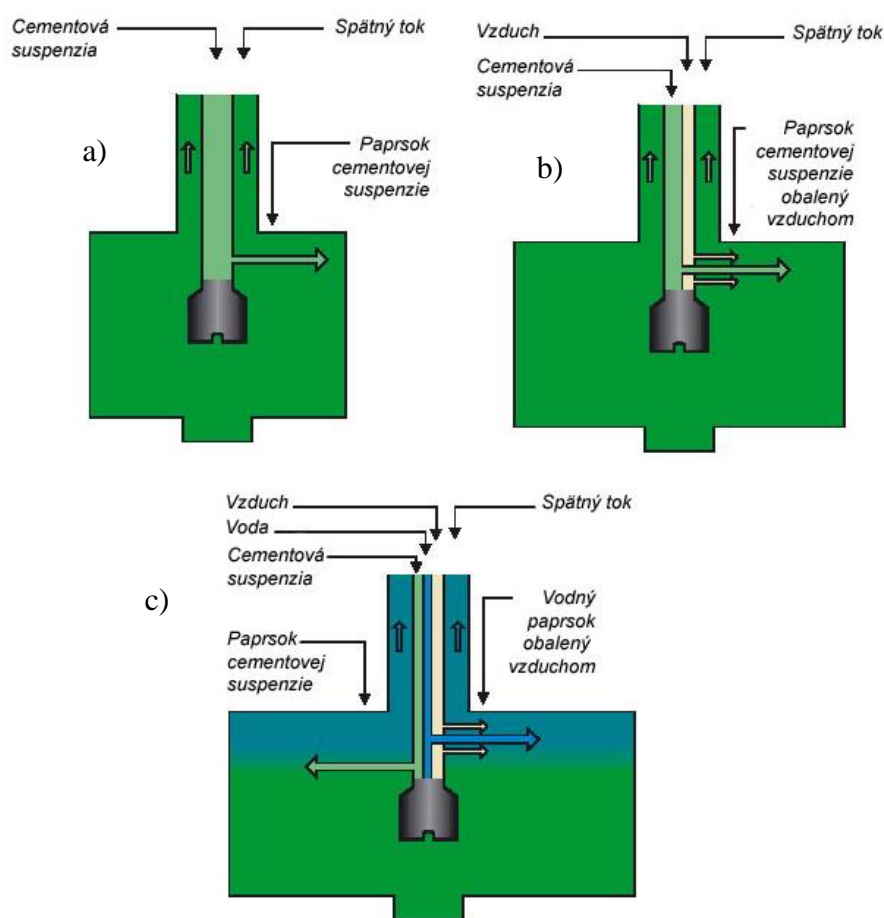
Technologický postup prevádzania prúdovej injektáže pozostáva z vyhlbenia maloprofilového vrtu (najčastejšie 120 – 150 mm) na projektovanú hĺbku a následne sa za súčasného vyťahovania injekčného sútyčia, čerpá do dýz pod vysokým tlakom cementová suspenzia. Vyťahovanie sútyčia sa vykonáva prerušovane (po každom zdvíhacom kroku sa uskutoční rad otáčok) alebo sa vyťahovanie vykonáva nepretržite tým, že sa injekčné sútyčie otáča konštantnou rýchlosťou (špirálovitá dráha injektážnej zmesi). Bez ohľadu na to, ktorý postup vyťahovania sa použije, rýchlosť otáčania sa zvyčajne udržiava konštantná, čo vedie k vzniku kvázi valcových telies – stĺpov (základný prvok). Ak je injekčné sútyčie vyťahované bez otáčania, vznikajú tenké lamely - steny.

Podľa metódy prevádzania sa rozlišujú 3 systémy (podľa počtu zložiek vstrekaných do zeminy). (Obr. 2-1)

- *Jednofázový systém:* lúč cementovej suspenzie vniká do zeminy pod vysokým tlakom a pomocou jednej alebo viacerých dýz rozrušuje a vyplňuje priestor okolo (Obr. 2-1a).
- *Dvojfázový systém:* v tomto prípade vniká a vyplňuje priestor zeminy tiež cementová suspenzia, ale tento krát je obklopená koaxiálnym prúdom vzduchu, čo zvyšuje jej účinnosť znížením energetických strát. Menej používaná verzia dvojfázového systému pozostáva zo vstrekovania vody cez dýzy umiestnené v hornej časti a cementovej suspenzie cez iné dýzy

umiestnené v spodnej časti. Pri tomto konkrétnom systéme je erodujúci účinok zabezpečený horným prúdom vody, zatiaľ čo injektážny prúd má za cieľ vyplnenie porušenej štruktúry (Obr. 2-1b).

- *Trojfázový systém:* rozrušovanie zemin a spevnenie sú jasne oddelené. Rozrušenie je vyvolané vysokorýchlostným vodným prúdom, ktorý je chránený koaxiálnym prúdom vzduchu v hornej časti. Spevnenie je dosiahnuté cementovou suspenziou dodávanou zo samostatnej dýzy umiestnenej na spodnej časti. Trojfázovým systémom sa docieľa najvyššej účinnosti (Obr. 2-1c).



**Obrázok 2-1:** Systémy prúdovej injektáže a) jednofázový systém b) dvojfázový systém c) trojfázový systém (Keller – Soilcrete, trysková injektáž)

Pri prevádzaní prúdovej injektáže je potreba kompaktnú čerpaciu a miešaciu stanicu, čerpadlo, zásobníky a vrtnú súpravu. Pre dvojfázový vzduchový systém je tiež potrebný vzduchový kompresor a pre trojfázový systém ešte vysoko – tlaková vodná

pumpa. Vrtná súprava je vybavená sútyčím pre prúdovú injektáž, monitorom a zariadením, ktoré je určené ako pohon vrtného sútyčia. Veža súpravy prúdovej injektáže, môže byť vysoká 2 m (práca v suterénnych priestoroch) ale môže dosahovať až 35 m (priestorovo neobmedzená práca).

V nasledujúcej tabuľke (Tabuľka 2-1) sú uvedené typické hodnoty parametrov prúdovej injektáže pre rôzne systémy.

**Tabuľka 2-1:** Približný rozsah parametrov prúdovej injektáže (Croce a kol., 2014)

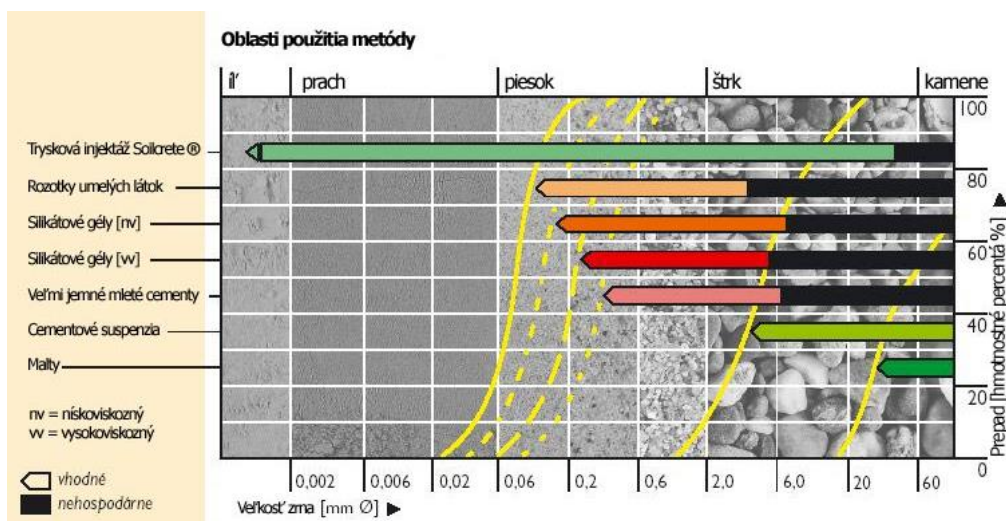
Parametre prúdovej injektáže	Jednotky	Systém		
		Jednofázový	Dvojfázový	Trojfázový
Rýchlosť vyťahovania sútyčia	mm	40 - 50	40 - 80	40 - 100
Priemerná rýchlosť vyťahovania sútyčia	mm/s	4 - 10	1 - 8	0,5 - 5
Otáčky za minútu	ot./min	5 - 40	3 - 30	1 - 40
Priemer dýzy	mm	2 - 8	2 - 8	2 - 8
Počet dýz	-	1 - 2	1 - 2	1 - 2
Tlak na čerpadle injektážnej zmesi	MPa	30 - 55	20 - 40	2 - 10
Tlak vzduchu	MPa	-	0,5 - 2,0	0,5 - 2,0
Tlak vody	MPa	-	-	20 - 55
Prietok injektážnej zmesi	l/s	2 - 10	2 - 10	2 - 5
Množstvo vzduchu	l/s	-	200 - 300	200 - 300
Prietok vody	l/s	-	-	0,5 - 2,5
Pomer voda / cement	-	0,6 - 1,25	0,6 - 1,25	0,4 - 1,0

### 2.1.1 Oblasť použitia prúdovej injektáže

Prúdová injektáž sa pre svoje špecifické vlastnosti uplatňuje v širokej škále geologických podmienok od jemnozrnných, kašovitých zemín až po štrky či nekvalitné skalné podložia (Obr. 2-2). Rozsah dosahu lúča cementovej zmesi závisí aj na zemine, v ktorej je prúdová injektáž prevádzaná.

Prúdová injektáž zabezpečuje spevňujúcu funkciu ale tiež tesniacu. Vo väčšine prípadov zabezpečuje obe tieto funkcie. Ak je dôraz kladený práve na tesniacu funkciu, do cementovej zmesi sa zvyknú pridávať ílovité zložky, napr. bentonit.





**Obrázok 2-2:** Oblasť použitia metódy prúdovej injektáže (Keller – Soilcrete, trysková injektáž)

## 2.2 Oblasť využitia prúdovej injektáže

Úspech prúdovej injektáže je pravdepodobne podmienený jedinečnou výhodou vytvárania podpovrchových konštrukcií rôznych tvarov a veľkostí, ktoré majú dobré mechanické vlastnosti s možnosťou vytvoriť tesniacu membránu. Prúdová injektáž je taktiež veľmi atraktívna kvôli možnostiam prevádzania aj v zložitých prevádzkových podmienkach, v stiesnených podmienkach alebo na miestach, ktoré sú ťažko dostupné iným prostriedkom. Zložité konštrukcie, môžu byť vytvorené zostavením viacerých stĺpov a použitím rôznych konštruktívnych opatrení, napríklad zmenou sklonu alebo prerušením injektáže v niektorých úsekoch. Stĺpy prúdovej injektáže, môžu byť tiež zosilnené vloženými oceľovými tyčami alebo rúrami, ktoré môžu v prípade potreby poskytnúť ťahovú únosnosť.

Aplikácie použitia prúdovej injektáže, môžeme rozdeliť do niekoľkých skupín. Najširšie uplatnenie má prúdová injektáž v zakladaní stavieb. Podchycovanie základov, sanácia základov, zakladanie nových stavieb, zlepšenie vlastností základovej pôdy sú efektívnym spôsobom zlepšovania. Ďalším typom masívneho použitia prúdovej injektáže sa dajú vytvoriť už zmieňované šachty alebo štoly rôzneho oválneho tvaru (2.1.1).

Veľké uplatnenie má tiež u operných konštrukcií. Kde materiál prúdovej injektáže, vytvára dočasné alebo trvalé operné konštrukcie (podzemné steny,

zabezpečovanie stavebných jám). Hlbšie operné steny (3 m a viac) z prúdovej injektáže, bývajú pre svoju malú ohybovú tuhosť, často doplnené oceľovou výstužou a zemnými kotvami.

Pre zabránenie priesaku vody alebo zníženiu priepustnosti pod hrádzami, dopravnými stavbami sa používajú vodné bariéry v podobe lamelových stien z prúdovej injektáže.

Poslednou väčšou skupinou použitia prúdovej injektáže sú podzemné stavby. Stĺpy prúdovej injektáže poskytujú podporu počas razby tunela a/alebo zabezpečujú vodotesnú bariéru. Prúdovú injektáž je možné prevádzať v tomto prípade z terénu zvislými vrtmi alebo z tunelu po jednotlivých krokoch razby.

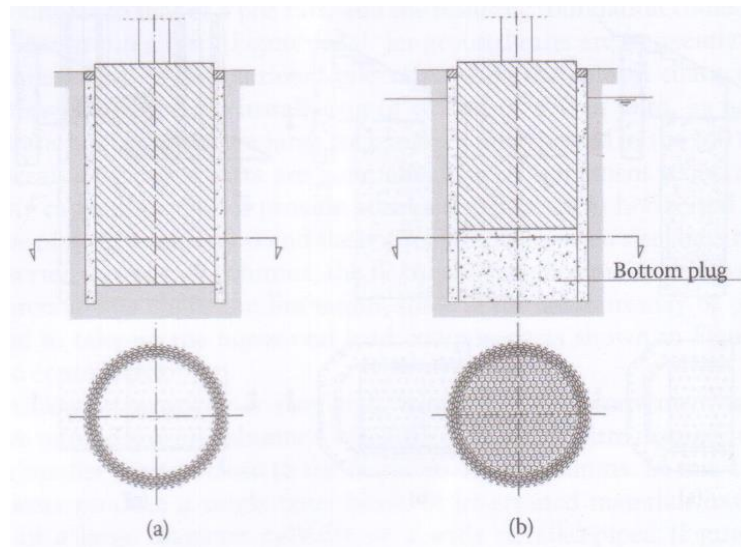
Prúdová injektáž môže úspešne nahradiť podzemné steny, pilóty a mikropilóty (Turček, 2002).

### **2.2.1 Šachty z prúdovej injektáže**

Prúdová injektáž sa často používa na zaistenie stability výrubu šachty. Stĺpy prúdovej injektáže sú najčastejšie usporiadané pozdĺž obrysu šachty v jednočlenných alebo dvojitych radoch. Oválny vertikálny plášť šachty je v podstate vytvorený čiastočne prekrývajúcimi sa vertikálnymi stĺpmi, ktoré dočasne podporujú zeminu počas výkopu. Počas prevádzania výkopu, môže byť podporná funkcia materiálu prúdovej injektáže zvýšená vložением oceľových rebier umiestnených na vnútorný povrch šachty. Vložением oceľových výstuží, sa zas môže zvýšiť ohybová odolnosť stĺpov prúdovej injektáže. Okrem týchto pomocných protiopatrení, schopnosť materiálu prúdovej injektáže odolávať pôsobiacemu tlaku, spočíva vo vytvorení kontinuálneho cylindrického plášťa, ktorý je schopný udržať vonkajšie zaťaženie v podobe zemného tlaku (hydrostatického). Prekrývanie susedných stĺpov prúdovej injektáže vo všetkých hĺbkach je základnou požiadavkou, ktorá zabezpečuje konštrukčnú kontinuitu šachty (Croce a kol., 2014).

U šachiet, ktoré zasahujú pod hladinu podzemnej vody, plnia stĺpy prúdovej injektáže taktiež tesniacu funkciu. V tomto prípade sa odporúča, poskytnúť dodatočnú hydroizolačnú ochranu plášťa striekaným betónom, pretože miestne kazy môžu viesť k nekontrolovanému prítoku vody, ktorý môže ohroziť bezpečnosť počas výrubu. Potrebnej vodotesnosti šachty dopomáha tiež blok prúdovej injektáže v spodnej časti

šachty (Obr. 2-3b). Je zřejmé, že blok z prúdovej injektáže musí byť vytvorený pred začatím výrubu.

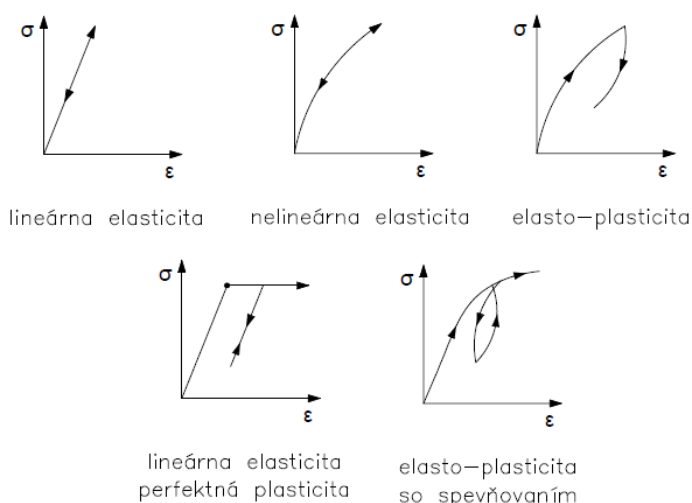


**Obrázok 2-3:** Šachty z prúdovej injektáže a) nad hladinou vody b) pod hladinou vody  
(Croce a kol., 2014)

### 3 ÚVOD DO PROBLEMATIKY

V súčasnosti sa k modelovaniu zložitejších problémov v geotechnike využívajú numerické metódy, ktoré umožňujú vystihnúť čo najreálnejší predpoklad správania konštrukcie a tak porozumieť prebiehajúcim fyzikálnym procesom, nie len v konštrukcii ale aj v jej okolí. Väčšina numerických metód je založená na metóde konečných prvkov (ďalej len MKP). MKP pracuje s celou skúmanou oblasťou, ktorá je rozdelená na malé podoblasti – konečné prvky. Použitý výpočtový systém Plaxis je súčasťou programov, ktoré pracujú práve na princípe MKP.

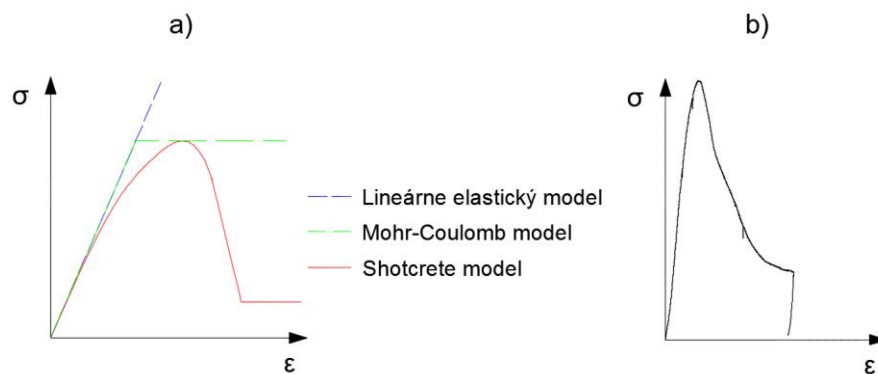
Pre modelovanie bola zvolená komplexná 3D analýza pre riešenie priestorových úloh matematického modelovania – Plaxis 3D. Bolo tak možné zahrnúť meniace sa priestorové pôsobenie zemných tlakov. Zložité mechanické správanie zemín a hornín je v programe Plaxis aproximované materiálovými modelmi, od najjednoduchších elastických konštitučných modelov až po zložitejšie pokročilejšie elasto - plastické modely so zahrnutím zmäkčovania či spevňovania (Obr. 3-1). Použitím rôznych konštitučných modelov sa docielia kvalitatívne odlišné výsledky. Preto je správna voľba konštitutívneho modelu nevyhnutnou súčasťou, každej úspešnej aplikácie numerických metód v geotechnickom inžinierstve.



**Obrázok 3-1:** Porovnanie konštitučných modelov

Pracovný diagram materiálu prúdovej injektáže (Obr. 3-2b) sa od jednoduchého lineárne elastického správania výrazne líši (Obr. 3-2a). Taktiež použitie elasticko - perfektne plastického konštitučného modelu Mohr-Coulomb má svoje úskalia. Tieto materiálové modely nezahŕňujú mnoho aspektov reálneho správania materiálu prúdovej injektáže, ako je obmedzenie ťahovej a tlakovej pevnosti, plasticitu, deformačné zmäkčovanie a časovo závislé správanie. Uvádzané materiálové modely sú vhodnejšie pre modelovanie pôdneho, horninového prostredia a materiálov, ktoré majú výraznejší lineárne - elastický priebeh napätí na deformácií.

Pre čo najreálnejšiu aproximáciu správania prúdovej injektáže bol zvolený nový materiálový model Shotcrete (ďalej len SC model) (*Schädlich a Schweiger, 2014*). Model SC, okrem rady ďalších výhod, zahŕňa hlavne ťahové zmäkčovanie materiálu – vznik ťahových trhlín. Detailnejší popis tohto pokročilého konštitučného modelu zaznamenáva kapitola 3.1.



**Obrázok 3-2:** a) Porovnanie vybraných konštitučných modelov b) pracovný diagram jednoosej tlakovej skúšky prúdovej injektáže

### 3.1 Konštitučný model Shotcrete

Shotcrete je elasto - plastický konštitučný model, ktorý bol vyvinutý na základe potreby, vystihnúť čo najreálnejšie správanie striekaného betónu. Striekaný betón tvorí primárne ostenie pri použití NRTM (Nová rakúska tunelovacia metóda) a ihneď po raziacich prácach, býva hlavným nosným prvkom tunelovania, ktorý zaručuje stabilitu výrubu. V tomto štádiu zrelosti, striekaný betón ešte nie je úplne vytvrdený, čo vedie k záveru, že model musí brať v úvahu časovo závislé správanie. Model SC má tak

schopnosť zohľadniť históriu zaťažovania striekaného betónu, šírenie trhlín aj časovú závislosť správania materiálu. Zahrňuje tiež zníženie napätia materiálu pri prekročení maximálnej pevnosti (začiatok vzniku trhlín v betóne).

Materiálový model SC sa dá z výhodou použiť aj na modelovanie betónu, injektážnej malty a iných materiálov na báze cementu (*Schädlich a Schweiger, 2014*). Treba poznamenať, že tu prezentovaný postup sa zameriava iba na časovo nezávislé správanie materiálu (vytvrdený materiál).

### 3.1.1 Štruktúra modelu

Materiálový model SC a jeho plastické správanie je podmienené elasto - plastickým spevňovaním / zmäkčovaním. Celkové pretvorenie je určené elastickými pretvoreniami  $\epsilon_e$ , plastickými pretvoreniami  $\epsilon_p$ , pretvoreniami spôsobenými dotvarovaním betónu  $\epsilon_{cr}$  a zmršťovaním  $\epsilon_{shr}$ .

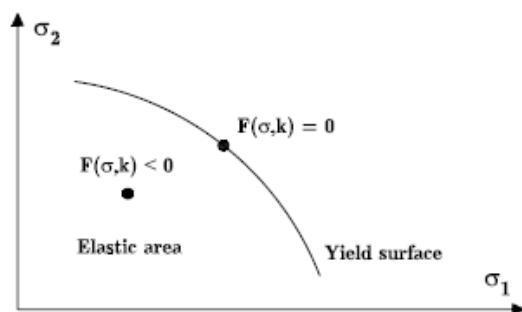
$$\epsilon = \epsilon_e + \epsilon_p + \epsilon_{cr} + \epsilon_{shr}$$

### 3.1.2 Teória plasticity

Na oddelenie čisto elastického správania od elasto - plastického správania sú potrebné skalárna funkcia stavu napätia  $\{\sigma\}$  a stavová veličina  $\{k\}$ , ktoré môžu súvisieť s parametrami vytvrdzovania alebo zmäkčovania. Táto funkcia, môže byť zapísaná ako:

$$F(\{\sigma\}, \{k\}) = 0 \quad (3-1)$$

Hodnota funkcie plasticity  $F$  sa používa na identifikáciu typu správania materiálu, ako to je možné vidieť na obrázku 3-3 pre priestor biaxiálneho napätia.

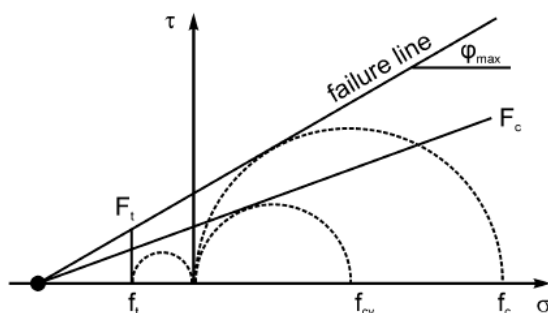


**Obrázok 3-3:** Plocha plasticity a rozdiel medzi elastickým a elasto - plastickým správaním, priestor biaxiálneho napätia (*Schütz, 2010*)

Môžu nastať dva rôzne scenáre:

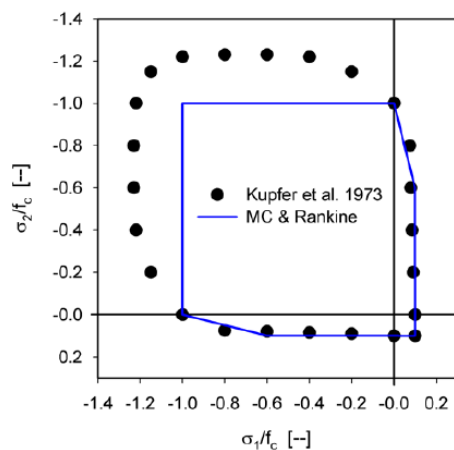
1. Elastické správanie materiálu ( $F < 0$ ) – pod plochou plasticity
2. Elasto - plastické správanie materiálu ( $F = 0$ ) – dosiahnutá plocha plasticity – vznik trvalých (nevratných) plastických deformácií

Správanie pri viacnásobných zaťažovacích podmienkach, pre tlak aj ťah, kontrolujú dve nezávislé podmienky plasticity. Pevnosť materiálu v tlaku je modelovaná pomocou Mohr-Coulomb podmienky plasticity a pevnosť materiálu v ťahu pomocou Rankine podmienky plasticity (Obr. 3-4). Rankine podmienka plasticity je model jedného parametru  $f_t$ , ktorý definuje maximálnu ťahovú pevnosť bez ohľadu na iné normálové alebo šmykové napätie v skúmanom bode napätia. Mohr - Coulombova podmienka plasticity je definovaná uhlom vnútorného trenia  $\varphi$  a kohéziou  $c$ . Uhol vnútorného trenia určuje sklon obálky porušenia, zatiaľ čo súdržnosť určuje šmykové napätie pri nulovom normálovom napätí.



**Obrázok 3-4:** Plocha plasticity a obálka porušenia konštitučného modelu Shotcrete  
(Schädlich a Schweiger, 2014)

Použitím obálky porušenia Mohr-Coulomb v kombinácii s kritériom porušenia v ťahu Rankine sa na základe experimentálnych výsledkov zistilo, že sa pevnosť v tlaku mierne podhodnocuje (Obr. 3-5). Zatiaľ čo pevnosť v ťahu, pri ktorej sa predpokladá, že je 10% pevnosti v tlaku, sa v modeli uspokojivo zhoduje s experimentálnymi údajmi. Vzhľadom na skutočnosť, že hlavný dôvod porušenia skúmanej konštrukcie je ťahové namáhanie, nemá tento jav významný vplyv na spoľahlivosť výsledkov.

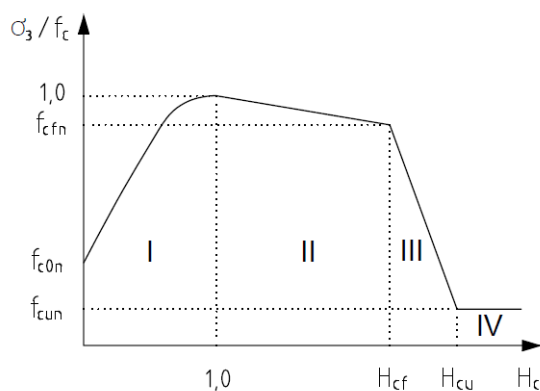


**Obrázok 3-5:** Kombinácia Mohr-Coulomb a Rankine obálky porušenia vs. experimentálne výsledky, biaxiálny priestor napätia (*Schädlich a Schweiger, 2014*)

### 3.1.3 Zahrnutie spevňovania a zmäkčovania

#### 3.1.3.1 Tlakové namáhanie

Správanie materiálu v tlaku sleduje prístup navrhnutý *Schütz a kol. (2011)*. Je to výsledok časovo závislej povahy krivky napätia na pretvorenie. Pracovný diagram je rozdelený na 4 časti (Obr. 3-6) :



**Obrázok 3-6:** Normalizovaná krivka závislosti napätia na pretvorenie pri namáhaní v tlaku, pozostávajúca zo 4 častí

Na vodorovnej ose je vyneseny normalizovaný deformačný parameter  $H_c$ , ktorým je možno definovať spevňovanie / zmäkčovanie materiálu. Hodnota  $H_c$  v rozmedzí (0 – 1) určuje spevňovanie materiálu (nárast napätia so zvyšujúcou sa deformáciou). Vyššie hodnoty normalizovaného deformačného parametru  $H_c$ , značia



prekročenie tlakovej pevnosti s následným poklesom napätia – tzv. tlakové zmäkčovanie (Obr. 3-6).

$$H_c = \varepsilon_3^p / \varepsilon_{cp}^p \quad (3-2)$$

$\varepsilon_3^p$  – aktuálne plastické pretvorenie ( $\sigma_3 > \sigma_1$ )

$\varepsilon_{cp}^p$  – plastické vrcholové pretvorenie v tlaku

Na zvislej ose je uvádzaná normalizovaná jednoosá pevnosť v tlaku  $f_{c,n}$ . Jej hodnota je daná:

$$f_{c,n} = f_{3,c} / f_{cp} \quad (3-3)$$

$f_{3,c}$  – aktuálna pevnosť v tlaku ( $\sigma_3 > \sigma_1$ )

$f_{cp}$  – vrcholová pevnosť v tlaku

K presnému popisu správania je potrebných niekoľko normalizovaných hodnôt pevností:  $f_{c0n}$ ,  $f_{cfn}$  a  $f_{cun}$ . Ich popis je uvedený v nasledujúcom texte, v závislosti na tom, do ktorej časti grafu (Obr. 3-6) spadajú.

- I. časť : Kvadratické spevňovanie  $0 \leq H_c \leq 1$

Nastáva, keď sa súčasný stav napätia začne dotýkať plochy plasticity – začínajú vznikať plastické (nevratné) deformácie. Je definovaná kvadratickým spevňovaním, ktoré je na zvislej ose ohraničené normalizovanou silou  $f_{c0n}$  a normalizovanou pevnosťou 1,0, čo predstavuje maximálnu tlakovú pevnosť materiálu  $f_{cp}$ . Elastická časť krivky na obrázku nie je zakreslená.

- II. časť : Lineárne zmäkčovanie  $1 < H_c \leq H_{cf}$

Ak dôjde k ďalšiemu zvyšovaniu namáhania, krivka  $\sigma - \varepsilon$  začne mať lineárne klesaví efekt. Dochádza k lineárnemu zmäkčovaniu. Oblasť, na ktorej sa prejaví lineárne zmäkčovanie je daná veľkosťou lomovej energie v tlaku  $G_c$  (vzorec 3-4). V okamihu vyčerpania lomovej energie  $G_c$  je pevnosť v tlaku charakterizovaná normalizovanou tlakovou pevnosťou pri porušení  $f_{cfn}$ . V tomto bode sa predpokladá, že je materiál rozdrvený a následne tak dôjde k výraznému poklesu napätia. II. časť normalizovaného

pracovného diagramu má teda za úlohu simulovať vznik trhlín, čo je prezentované znižovaním pevnosti a zvyšovaním deformácie.

- III. časť : Lineárne zmäkčovanie do reziduálnej hodnoty  $H_{cf} < H_c \leq H_{cu}$

Tretia časť opisuje správanie po dosiahnutí normalizovanej pevnosti  $f_{cfn}$  pri porušení. Napätie lineárne klesá až na hodnotu konečnej normalizovanej pevnosti  $f_{cun}$ .

- IV. časť : Konštantná reziduálna pevnosť  $H_c > H_{cu}$

V tejto časti, pri ďalšom namáhaní už nenastávajú žiadne zmeny napätia a preto normalizované konečné tlakové napätie ostáva konštantné. Materiál je vylúčený z prenosu namáhania.

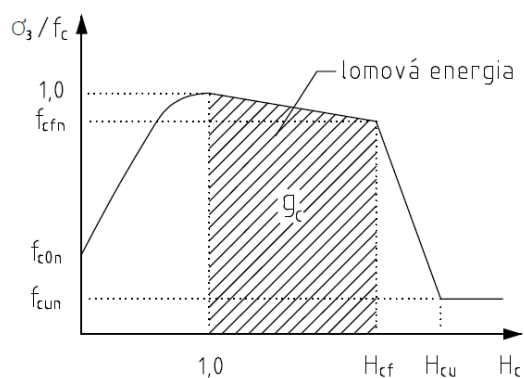
Pre správny opis zmäkčovacej časti (II. časť) je veľmi dôležitým parametrom lomová energia, označovaná  $G_c$ . Predstavuje celkovú plochu pod krivkou závislosti napätia na deformácii, od vrcholu (dosiahnutie maximálneho napätia) po porušenie vzorku, kde sa predpokladá, že je materiál už rozdrvený a nasleduje rýchly pokles napätia na reziduálnu hodnotu (Obr. 3-7). Pomocou ekvivalentnej dĺžky  $L_{eq}$  konečného prvku, je možné transformovať lomovú energiu  $G_c$  získanú z grafu závislosti napätia na deformácii na lomovú energiu  $g_c$  z pracovného diagramu závislosti napätia na pretvorení. Týmto procesom sa odstráni vplyv hustoty siete konečných prvkov na rýchlosti zmäkčovania. Túto skutočnosť je možné zapísať ako:

$$g_c = \frac{G_c}{L_{eq}} \quad (3-4)$$

$L_{eq}$  – ekvivalentná dĺžka

$G_c$  – lomová energia v tlaku zo závislosti napätia na deformácií [kN/m]

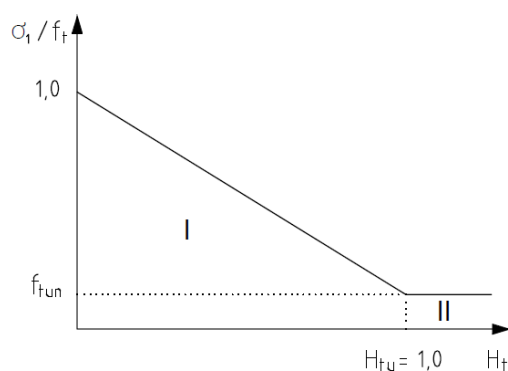
$g_c$  – lomová energia v tlaku zo závislosti napätia na pretvorení [kN/m<sup>2</sup>]



**Obrázok 3-7:** Znázornenie lomovej energie v tlaku  $g_c$

### 3.1.3.2 Ťahové namáhanie

Pre oblasť ťahového namáhania platí obdobný prístup, ako bol uvedený v predchádzajúcej podkapitole pre tlakové namáhanie. Pracovný diagram je tento krát rozdelený na 2 charakterizujúce časti (Obr.3-8).



**Obrázok 3-8:** Normalizovaná krivka závislosti napätia na pretvorení pri namáhaní v ťahu, rozdelená na 2 časti

Na vodorovnej ose je vyneseny normalizovaný ťahový zmäkčovaci parameter  $H_t$ . Ak je hodnota  $H_t$  väčšia ako 0, bola už dosiahnutá maximálna ťahová pevnosť, čo vedie k záveru, že materiál je porušený a dochádza k poklesu napätia - lineárnemu zmäkčovaniu. Ak hodnota  $H_t = H_{tu} = 1,0$  nastáva stav reziduálneho napätia.

$$H_t = \varepsilon_1^p / \varepsilon_{tp}^p \quad (3-5)$$

$\varepsilon_1^p$  – aktuálne plastické pretvorenie ( $\sigma_1 < \sigma_3$ )

$\varepsilon_{tp}^p$  – plastické vrcholové pretvorenie v ťahu

Na zvislej ose je uvádzaná normalizovaná jednoosá pevnosť v ťahu  $f_{t,n}$ . Jej hodnota je daná:

$$f_{t,n} = f_{1,t}/f_{tp} \quad (3-6)$$

$f_{1,t}$  – aktuálna pevnosť v ťahu ( $\sigma_1 < \sigma_3$ )

$f_{tp}$  – vrcholová pevnosť v ťahu

- I. časť: Ťahové zmäkčovanie  $0 < H_t \leq H_{tu}$

I. časť krivky je sprava vymedzená dosiahnutím vrcholovej pevnosti v ťahu  $f_{tp}$ , čím dochádza k vzniku ťahovej trhliny, v dôsledku ťahového namáhania. Napätie sa ďalším zvyšovaním pretvorenia lineárne znižuje až do reziduálnej pevnosti v ťahu  $f_{tun}$ . Rýchlosť znižovania napätia ovplyvňuje lomová energia v ťahu  $G_t$ . Čím jej hodnota bude vyššia, tým bude ťahové zmäkčovanie pomalšie a materiál duktilnejší.

- II. časť: Konštantná reziduálna pevnosť  $H_t > H_{tu}$

V tejto časti, pri ďalšom namáhaní už nenastávajú žiadne zmeny napätia a preto normalizované reziduálne ťahové napätie ostáva konštantné.

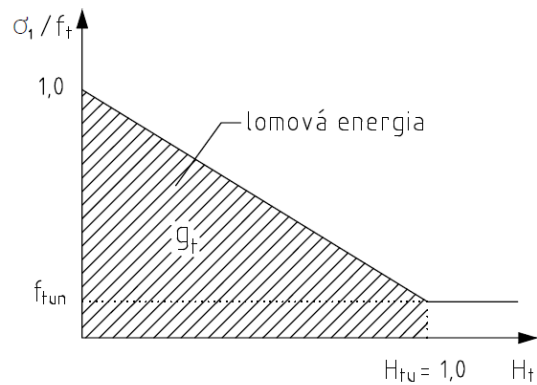
Ťahové zmäkčovanie je charakterizované lomovou energiou v ťahu  $G_t$ . Postup stanovenia jej hodnoty je obdobný ako v prípade stanovenia lomovej energie v tlaku  $G_c$ . Hodnota  $G_t$  predstavuje plochu pod krivkou závislosti napätia na deformácii od vrcholu po hodnotu reziduálnej pevnosti (Obr. 3-9). Pomocou ekvivalentnej dĺžky  $L_{eq}$  konečného prvku je možné transformovať lomovú energiu  $G_t$ , získanú z grafu závislosti napätia na deformácii, na lomovú energiu  $g_t$  z pracovného diagramu závislosti napätia na pretvorení. Túto skutočnosť je možné zapísať ako:

$$g_t = \frac{G_t}{L_{eq}} \quad (3-7)$$

$L_{eq}$  – ekvivalentná dĺžka

$G_t$  – lomová energia v ťahu zo závislosti napätia na deformácií [kN/m]

$g_t$  – lomová energia v ťahu zo závislosti napätia na pretvorení [kN/m<sup>2</sup>]



**Obrázok 3-9:** Znáozornenie lomovej energie v ťahu  $g_t$

### 3.2 Vstupné parametre

Aby mohol materiálový model SC zahrnúť nelineárne a časovo závislé správanie je potrebných 26 vstupných parametrov. Tieto parametre aj s ich popisom uvádza tabuľka 3-1. Aby sa predišlo nesprávnemu stanoveniu vstupných parametrov pre prúdovú injektáž a tak zabránilo neobjektívnemu záveru, bol realizovaný nasledujúci postup.

- bola preštudovaná dostupná literatúra (3.2)
- boli vykonané jednoosé tlakové skúšky na valcových telesách z materiálu prúdovej injektáže (3.3)
- boli vykonaná analýza citlivosti parametrov (6.9)

V publikácií *Schädlich a Schweiger (2014)* sú uvedené doporučené hodnoty, ktoré sú založené na spätnej analýze uverejnených experimentálnych údajov zo striekaného betónu a betónu (Tabuľka 3-2).

**Tabuľka 3-1:** Vstupné parametre konštitučného modelu Shotcrete (*Schädlich a Schweiger, 2014*)

Por. č.	Parameter	Popis	Jednotky
1	$E_{28}$	Youngov modul v čase 28 dní	GPa
2	$\nu$	Poissonovo číslo	-
3	$f_{c,28}$	Jednoosá pevnosť vyzretého betónu v tlaku	kPa
4	$f_{t,28}$	Jednoosá pevnosť vyzretého betónu v ťahu	kPa
5	$\psi$	Uhol dilatancie	°
6	$E_1 / E_{28}$	Pomer Youngových modulov v čase 1 a 28 dní (časová závislosť tuhosti)	-
7	$f_{c,1} / f_{c,28}$	Pomer pevností v čase 1 a 28 dní (časová závislosť pevnosti)	-
8	$f_{con}$	Normalizovaná pevnosť v tlaku, pri ktorej začína dochádzať k plastickým deformáciám	-
9	$f_{cfn}$	Normalizovaná pevnosť pri porušení v tlaku	-
10	$f_{cun}$	Normalizovaná reziduálna pevnosť v tlaku	-
11	$\epsilon_{cp}^p$ v čase 1 h	Jednoosé vrcholové plastické pretvorenie v čase 1 hodina	-
12	$\epsilon_{cp}^p$ v čase 8 h	Jednoosé vrcholové plastické pretvorenie v čase 8 hodín	-
13	$\epsilon_{cp}^p$ v čase 24h	Jednoosé vrcholové plastické pretvorenie v čase 24 hodín	-
14	$G_{c,28}$	Lomová energia pri namáhaní tlakom vyzretého striekaného betónu	kN/m
15	$f_{tun}$	Normalizovaná reziduálna pevnosť v ťahu	-
16	$G_{t,28}$	Lomová energia pri namáhaní ťahom vyzretého striekaného betónu	kN/m
17	$L_{eq}$	Ekvivalentná dĺžka	m
18	$a$	Parameter riadiaci duktilitu materiálu	-
19	$\phi_{max}$	Maximálny uhol trenia	°
20	$\phi^{cr}$	Pomer medzi dotvarovaním materiálu a elastickou deformáciou	-
21	$t_{50}^{cr}$	Čas pri ktorom je dosiahnuté 50% dotvarovania	d
22	$\epsilon_{fin}^{shr}$	Pretvorenie pri dosiahnutí konečného zmršťovania	-
23	$t_{50}^{shr}$	Čas pri ktorom je dosiahnuté 50% zmršťovania	d
24	$\Upsilon_{fc}$	Stupeň bezpečnosti pre tlakové namáhanie	-
25	$\Upsilon_{ft}$	Stupeň bezpečnosti pre ťahové namáhanie	-
26	$t_{hydr}$	Čas potrebný pre úplnú hydratáciu	d

**Tabuľka 3-2:** Odporúčané hodnoty pre konštitučný model Shotcrete (*Schädlich a Schweiger, 2014*)

Por. č.	Parameter	Doporučené hodnoty	Jednotky
1	$E_{28}$	25 - 30	GPa
2	$\nu$	0,15 - 0,25	-
3	$f_{c,28}$	záleží na pevnostnej triede materiálu	kPa
4	$f_{t,28}$	$(0,05 - 0,1) \cdot f_{c,28}$	kPa
5	$\psi$	0 - 10	°
6	$E_1 / E_{28}$	1 ... ak neberieme v úvahu časovú závislosť 0,5 - 0,7 ... pre striekaný betón	-
7	$f_{c,1} / f_{c,28}$	1 ... ak neberieme v úvahu časovú závislosť 0,2 - 0,3 ... pre liaty betón pre typ striekaného betónu -1 (J1), -2 (J2), -3 (J3)	-
8	$f_{c0n}$	0,1 - 0,25	-
9	$f_{cfn}$	0,1 1 ... ak nezahŕňame zmäkčovanie	-
10	$f_{cun}$	0,1 1 ... ak nezahŕňame zmäkčovanie	-
11	$\epsilon_{cp}^p$ v čase 1 h	-0,01 – -0,03	-
12	$\epsilon_{cp}^p$ v čase 8 h	-0,001 – -0,0015	-
13	$\epsilon_{cp}^p$ v čase 24h	-0,0007 – -0,0012	-
14	$G_{c,28}$	30 - 70	kN/m
15	$f_{tun}$	0 1 ... ak nezahŕňame zmäkčovanie	-
16	$G_{t,28}$	0,05 - 0,15 pre nevystužený striekaný betón	kN/m
17	$L_{eq}$	0 pri FE-výpočte v Soiltest nutné zvoliť > 0 na základe priemernej veľkosti prvku	m
18	$a$	16 - 20	-
19	$\phi_{max}$	35 - 43 ... záleží na napätí	°
20	$\phi^{cr}$	2,0 - 3,0 pre podzemné líniové stavby	-
21	$t_{50}^{cr}$	1,0 - 5,0	d
22	$\epsilon_{fin}^{shr}$	-0,0005 – -0,0015	-
23	$t_{50}^{shr}$	28 - 100	d
24	$\gamma_{fc}$	záleží na požiadavkách návrhu	-
25	$\gamma_{ft}$	záleží na požiadavkách návrhu	-
26	$t_{hydr}$	28	d

Na ústave geotechniky v Brne, bol prevedený na valcových telesách zo striekaného betónu z ostenia Brnenského kolektoru (viac ako 30 rokov starý), proces stanovenia vstupných parametrov pre materiálový model SC. Z výsledkov skúšok priečného ťahu, jednoosých tlakových skúšok a triaxiálnych skúšok, ktoré zaznamenávali aj časť po porušení, bolo možné spätne určiť parametre, riadiace spevňovanie a zmäkčovanie materiálu. Výsledok kalibrácie, uvádza tabuľka 3-3. Tabuľka 3-3 zahrňuje tiež vstupné parametre pre model SC, ktoré boli použité v diplomovej práci *Maatkamp, TU Delft, (2016)* zameranej na vodorovne zaťažené pilóty. Je nutné poznamenať, že hodnota lomovej energie  $G_{c,28}$  sa od odporúčaných hodnôt *Schädlich a Schweiger (2014)*, rádovo líši.

Parametre, ktoré riadia správanie materiálu prúdovej injektáže pred jej vytvrdnutím a časovú závislosť, neboli v práci využité. Analýza je vykonaná na vyzretom materiály prúdovej injektáže a časová závislosť nie je ďalej analyzovaná.

**Tabuľka 3-3:** Porovnanie vstupných parametrov pre model Shotcrete z rôznych publikácií

Parameter	<i>Chalmovský a kol. VUT Brno, 2017</i>	<i>Maatkamp, TU Delft, 2016</i>	<i>Schädlich a Schweiger, 2014</i>	Jednotka
	<i>Striekaný betón</i>	<i>Betón</i>	<i>Striekaný betón, betón</i>	
$E_{28}$	15,5	29,7	25 - 30	GPa
$\nu$	0,2	0,2	0,15 - 0,25	-
$f_{c,28}$	35 000	30 000	podľa tr. pevnosti	kPa
$f_{t,28}$	2 400	2 000	$(0,05 - 0,1) \cdot f_{c,28}$	kPa
$f_{con}$	0	0,33	0,1 - 0,25	-
$f_{cfn}$	0,01	0,85	0,1	-
$f_{cun}$	0,01	0,1	0,1	-
$\epsilon_{cp}^p$	-0,0016	-0,00075	-0,0007 - -0,0012	-
$G_{c,28}$	1,25	1,55	30 - 70	kN/m
$f_{tun}$	0,01	0	0	-
$G_{t,28}$	0,075	0,1/0,15	0,05 - 0,15	kN/m
$\varphi_{max}$	39	35	35 - 43	°
$Y_{fc}$	1	1	záleží na požiadavkách návrhu	-
$Y_{ft}$	1	1	záleží na požiadavkách návrhu	-

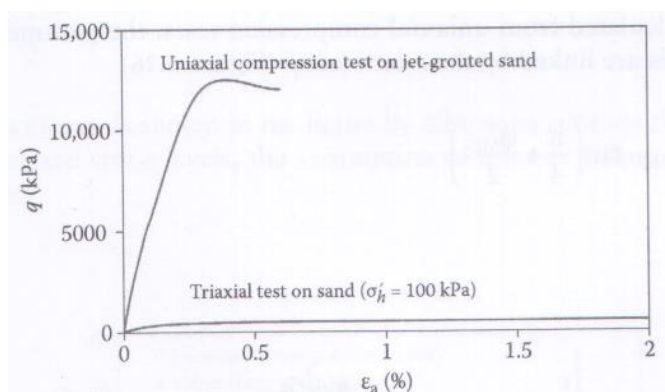


### 3.2.1 Mechanické vlastnosti materiálu prúdovej injektáže

Mechanické vlastnosti prúdovej injektáže sa môžu výraznejšie líšiť. Sú ovplyvnené predovšetkým nasledujúcimi faktormi :

- a) účinnosť zmiešania materiálov
- b) typ aplikovaného systému
- c) typ zemného prostredia
- d) vlastnosti a zloženie použitého cementu

Obrázok 3-10 zrovnáva závislosti napätia na pretvorení zeminy v prirodzenom stave (piesok) a po prevedení prúdovej injektáže, 1-fázovým systémom. Výsledok poukazuje na veľmi priaznivý účinok zvýšenia pevnosti po realizovaní prúdovej injektáže.



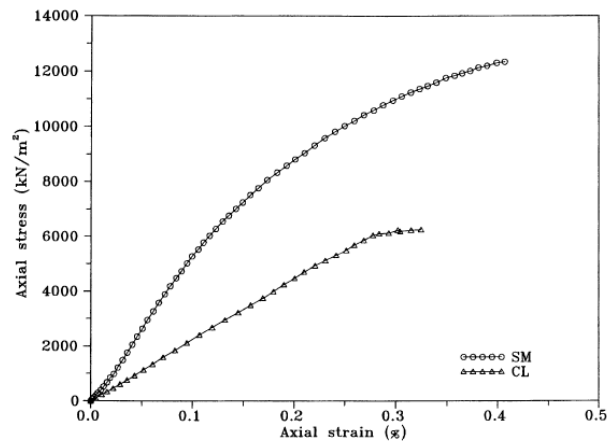
**Obrázok 3-10:** Pracovný diagram zrovnávajúci triaxiálnu skúšku piesku v prirodzenom stave a jednoosú tlakovú skúšku materiálu po prevedení prúdovej injektáže (Croce a kol., 2014)

#### 3.2.1.1 Pevnosť v tlaku

Jednoosá tlaková pevnosť je predovšetkým ovplyvnená nasledujúcimi faktormi:

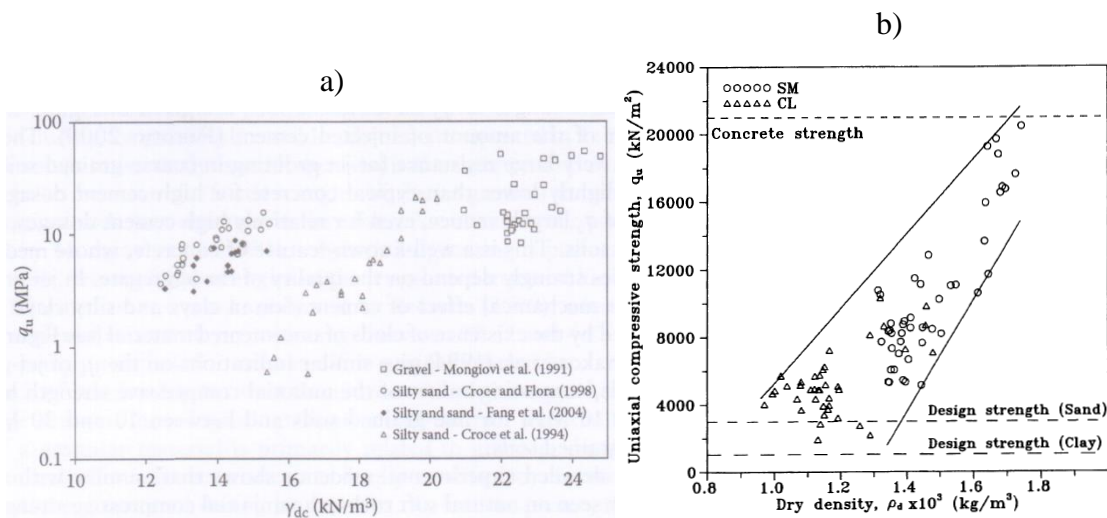
- a) typ zemného prostredia
- b) hĺbka pod terénom
- c) objemová tiaž zemného prostredia
- d) typ aplikovaného systému
- e) vlastnosti a zloženie tryskaného materiálu (pomer zložiek cement : voda, množstvo použitého cementu)

Na obrázku 3-11 sú zrovnané výsledky dvoch jednoosých tlakových skúšok na vzorkách, ktoré sa nachádzali v íle a piesku hlinitom (Fank, 1994). Je zrejmé, že mechanické vlastnosti sú výrazne ovplyvnené typom zeminy. V tomto konkrétnom prípade, hodnota jednoosej tlakovej pevnosti v piesku hlinitom  $q_u$  nadobúda hodnoty až 2x vyššie ako v prípade ílu.



**Obrázok 3-11:** Pracovný diagram jednoosej tlakovej skúšky prúdovej injektáže v rôznych zeminách (Fang, 1994)

Na obrázku 3-12 je tento krát znázornená, nie len, zmena pevnosti v tlaku materiálu  $q_u$  v závislosti na rôznom type zemného prostredia, ale aj zmena tlakovej pevnosti  $q_u$  v závislosti od suchej objemovej hmotnosti materiálu  $\gamma_{dc}$  prúdovej injektáže. Čím je objemová hmotnosť väčšia, tým je väčšia aj tlaková pevnosť prúdovej injektáže. V tabuľke 3-4 sú uvedené objemové hmotnosti suchého materiálu prúdovej injektáže s použitím 1-fázového systému. Ich porovnanie poukazuje na veľké rozdiely. Pre typ zeminy štrk, je to  $22,8 \text{ kN/m}^3$ , pre pyroklastický piesok len  $13,89 \text{ kN/m}^3$ . Fank a kol. (1994) poukazujú na to, že objemová hmotnosť suchého materiálu, by mala byť dôležitým kritériom pri kontrole kvality prúdovej injektáže.

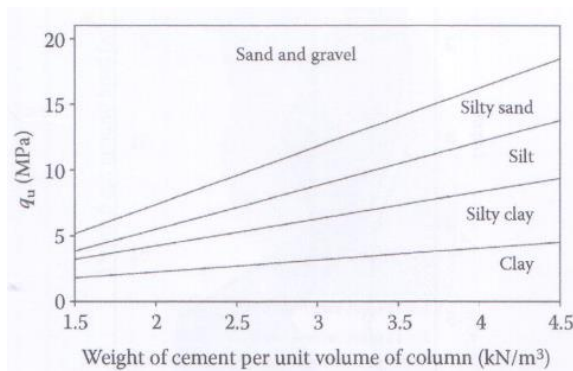


**Obrázok 3-12:** Závislosť jednoosej tlakovej pevnosti na objemovej hmotnosti suchého materiálu prúdovej injektáže a) (Croce a kol., 2014) b) (Fang, 1994)

**Tabuľka 3-4:** Objemové hmotnosti suchého materiálu prúdovej injektáže v rôznych typoch zeminy (Croce a kol., 2014)

Typ zeminy	$\gamma_d$ [kN/m <sup>3</sup> ]	CV ( $\gamma_d$ )
Íl	16,25	0,05
Prachový íl	16,81	0,04
Prachový piesok	18,32	0,04
Piesčitý prach	17,89	0,08
Pyroklastický piesok	13,89	0,07
Štrk	22,80	0,04

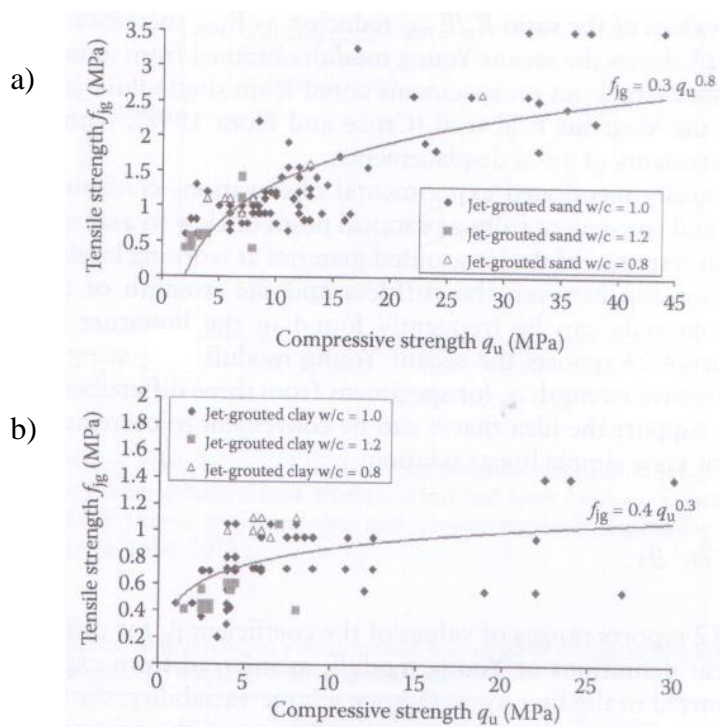
Pevnosť v tlaku materiálu prúdovej injektáže je tiež ovplyvnená množstvom cementu použitým pri injektáži. Na obrázku 3-13 je na základe typu zeminy a hmotnosti cementu na kubický meter, možný odhad jednoosej tlakovej pevnosti  $q_u$  materiálu prúdovej injektáže.



**Obrázok 3-13:** Závislosť jednoosej tlakovej pevnosti a hmotnosti použitého cementu na kubický meter prúdovej injektáže (Croce a kol., 2014)

### 3.2.1.2 Pevnosť v ťahu

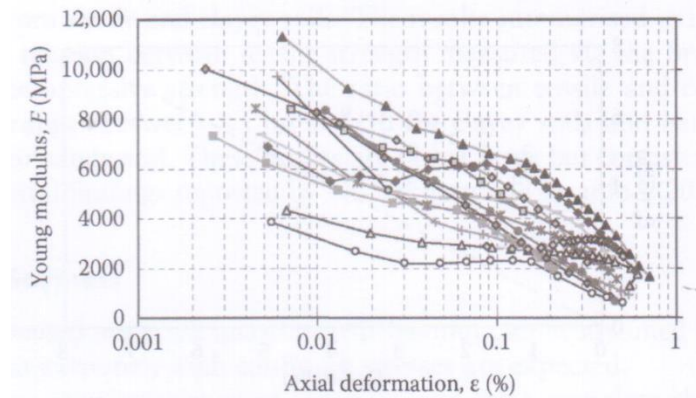
Ako betón, tak má aj materiál prúdovej injektáže pevnosť v ťahu oveľa nižšiu ako pevnosť v tlaku. Výsledky rozsiahleho experimentálneho prieskumu publikovaného v *Croce a kol. (2014)* na materiály prúdovej injektáže v ílovom a piesčitom prostredí, interpretujú závislosť medzi ťahovou pevnosťou získanou so skúšok priečnym ťahom (Brazílska skúška) a tlakovou pevnosťou materiálu (Obr. 3-14). Pomer medzi ťahovou a tlakovou pevnosťou sa u ílových pôd pohyboval medzi 1/15 až 1/10 a 1/10 až 1/5 u piesčitých zemín.



**Obrázok 3-14:** Závislosť tlakovej pevnosti na ťahovej pevnosti materiálu prúdovej injektáže  
a) piesčité zeminy b) ílovité zeminy (*Croce a kol., 2014*)

### 3.2.1.3 Tuhosť

Obrázok 3-15 znázorňuje závislosť sečného modulu pružnosti  $E$  s meraniami axiálneho pretvorenia  $\varepsilon$ . Výsledky boli získané z jednoosých tlakových skúšok vykonaných na vzorkách, odobraných zo stĺpov prúdovej injektáže s použitím 1-fázového systému. V súčasnosti sa štandardne predpokladá, že závislosť napätia na pretvorení materiálu je v istom obore napätí lineárneho charakteru.



**Obrázok 3-15:** Závislosť sečného modulu pružnosti na pretvorení prúdovej injektáže (Croce a kol., 2014)

### 3.2.2 Stanovenie lomovej energie

K charakterizovaniu lomovej energie je potrebné definovať aj pojem lomová práca. Práca  $P$ , ktorou pôsobí lis je pretváraná v telese a spotrebovaná na tvorbu lomu, potom vykonaná práca  $W_f = \int_0^u P(u)du$  je rovná ploche pod zaťažovaným diagramom. Technická komisia RILEM, odporučila stanovenie lomovej energie cementových materiálov vykonaním skúšky trojbodového ohybu, ako je znázornené na obrázku 3-16 (Uday, 2017). Pre teleso s výškou  $W$  a počiatočnou dĺžkou trhliny  $a$  je lomová energia  $G_f$  charakterizovaná ako:

$$G_f = \frac{W_f}{(W-a) \cdot B} \quad (3-8)$$

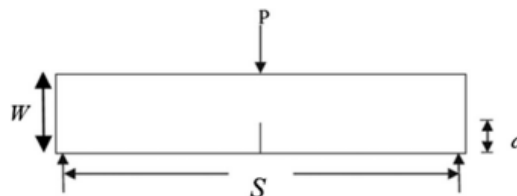
$W_f$  – vykonaná práca

$W$  – výška skúšobného telesa (Obr. 3-16)

$\alpha$  –  $W/a$

$a$  – výška trhliny (Obr. 3-16)

$B$  – šírka skúšobného telesa



**Obrázok 3-16:** Skúška trojbodovým ohybom (Uday, 2017)

Maximálna veľkosť zrna kameniva významne ovplyvňuje hodnotu lomovej energie. Vyššie hodnoty sú dosahované u telies, ktoré obsahujú väčšie zrná. Telesa s menšími zrnami vykazujú krehkejšie správanie a tiež energia, ktorá je potrebná k porušeniu, je menšia. Na hodnotu lomovej energie má vplyv aj tvar zrn. Zrná nepravidelného tvaru kladú väčší odpor proti porušeniu ako zrná oválneho tvaru (Součková, 2014).

Hodnotu lomovej energie je nutné stanoviť, pri zahrnutí etapy zmäkčovania do výpočtu. K vyčísleniu lomovej energie je nutný zaťažovací diagram závislosti napätí na deformácií. Ak neexistujú experimentálne údaje k jej určeniu, je možné hodnotu lomovej energie odhadnúť s využitím dostupných empirických vzťahov. Norma CEB-FIP (1990) umožňuje odhadnúť hodnotu lomovej energie  $G_f$ , ktorá je nutná k šíreniu ťahovej trhliny pre vytvrdený betón z nasledujúcej rovnice:

$$G_f = G_{f0} \cdot \left(\frac{f_{cm}}{f_{cm0}}\right)^{0,7} \quad (3-9)$$

Tabuľka 3-5: Základná hodnota lomovej energia na základe veľkosti zrna

$f_{cm}$ – pevnosť v tlaku betónu [MPa]	$d_{max}$ [mm]	$G_{f0}$ [Nmm/mm <sup>2</sup> ]
$f_{cm0} = 10$ MPa	8	0,025
$G_{f0}$ – základná hodnota lomovej energie [Nmm/mm <sup>2</sup> ]	16	0,030
$d_{max}$ – maximálna veľkosť zrna [mm]	32	0,058

Norma CEB-FIP (2010) uvádza ešte ďalší vzťah pre stanovenie lomovej energie v ťahu  $G_f$ , na základe pevnosti v tlaku betónu, podľa nasledujúceho vzťahu:

$$G_f = 73 \cdot f_{cm}^{0,18} \quad (3-10)$$

$f_{cm}$  – pevnosť v tlaku betónu [MPa]  
 $G_f$  – lomová energia v ťahu [N/m]

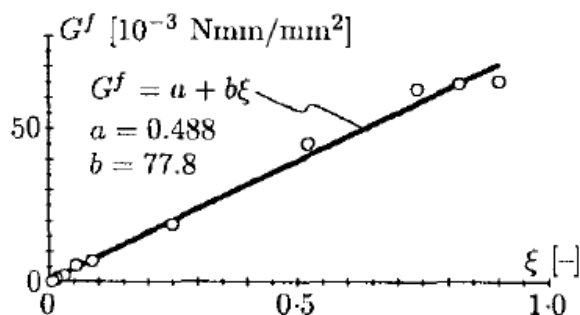
Experimenty tiež dokazujú, že lomová energia nie je konštantná. V dobe, keď ešte nie je betón vyzretý má lomová energia rastúcu povahu s časom alebo stupňom hydratácie (Schütz, 2010). Lackner a Mang (2004) použili experimentálnu prácu

spoločnosti Brameshuber a Hilsdorf (1989) na vytvorenie funkcie pre lineárne zvýšenie lomovej energie  $G_f$  so stupňom hydratácie (publikované v Schütz, 2010):

$$G_f = 0,488 + 77,8 \cdot \xi \quad (3-11)$$

$\xi$  – stupeň hydratácie od 0 do 1 (Obr. 3-17)

$G_f$  – lomová energia v ťahu v  $\cdot 10^{-3}$  [Nmm/mm<sup>2</sup>]



**Obrázok 3-17:** Hodnota lomovej energie v závislosti na hydratácii materiálu (Schütz, 2010)

V publikácií Schütz, Potts a Zdravkovic (2011), sú doporučené nasledujúce hodnoty:

- hodnota lomovej energie v tlaku  $G_c = 6,4 \text{ Nmm/mm}^2$

- hodnota lomovej energie v ťahu nevystuženého striekaného betónu

$G_t = 0,064 \text{ Nmm/mm}^2$  (CEB-FIB 1990)

- hodnota lomovej energie v ťahu pre striekaný betón vystužený oceľovými vláknami

$G_t = 6,9 \text{ Nmm/mm}^2$

Použitím uvádzaných empirických vzťahov a naštudovaním literatúry sa dá zhodnotiť, že lomové energie v ťahu vytvrdeného betónu  $G_t$ , dobre korešpondujú s odporúčanými hodnotami (0,05 – 0,15 kN/m), ktoré uvádza Schädlich a Schweiger (2014) (Tab. 3-2).

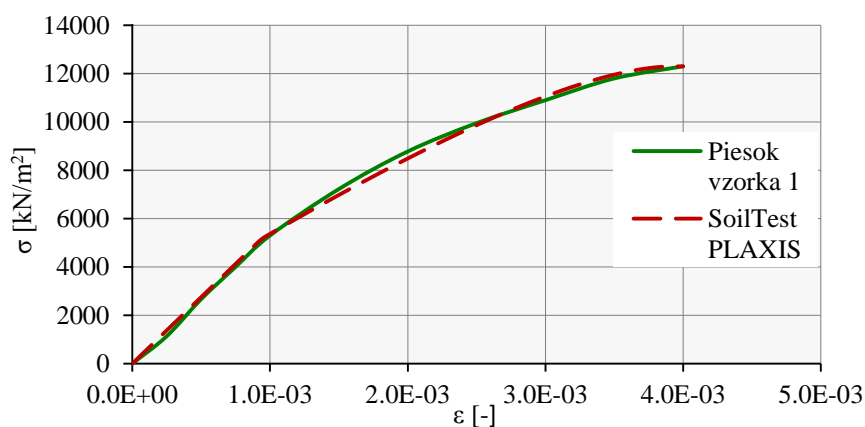
Na základe hodnoty lomovej energie v tlaku  $G_c$ , je možné predpokladať, že lomová energia v tlaku  $G_c$  je zhruba 50 až 100 násobok lomovej energie v ťahu  $G_t$  (Maatkamp, 2016). Schädlich a Schweiger (2014) uvádzajú doporučené hodnoty  $G_c$  30–70 kN/m (Tab. 3-2).

### 3.3 Vyhodnotenie jednoosých tlakových skúšok

V ďalšom kroku, boli vyhľadané výsledky tlakových skúšok na materiály prúdovej injektáže. Pomocou aplikácie SoilTestLab, ktorá je súčasťou programu Plaxis, boli s využitím dát získaných z literatúry stanovené formou spätnej analýzy hodnoty vstupných parametrov pre SC model.

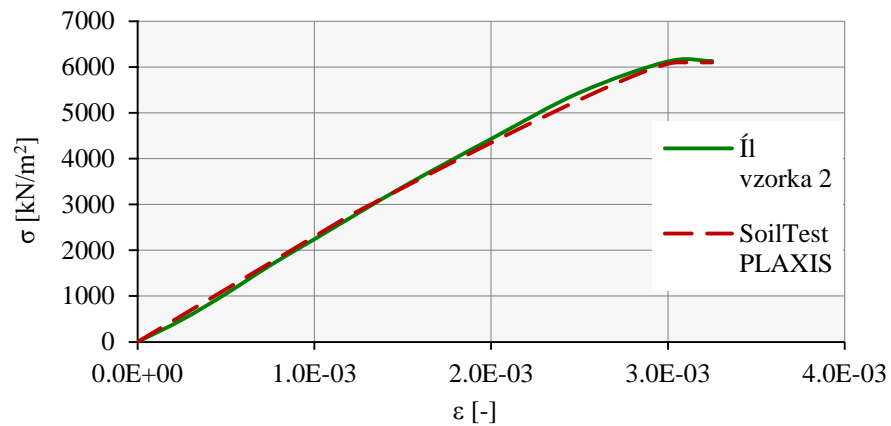
#### 3.3.1 Archivne skúšky

Na obrázku 3-18 a 3-19 je znázornený výsledok kalibrácie. Vzorky boli odobrané z rôznych hĺbok podzemnej steny. Stĺpy prúdovej injektáže boli vytvorené použitím 2-fázového systému. Zemné prostredie tvoril do hĺbky 10 m piesok hlinitý (SM), pod piesčitými zeminami sa nachádzala vrstva ílu (CL). Hladina podzemnej vody bola zaznamenaná v hĺbke 3 až 4 metre. Podzemnú stenu tvorili prekrývajúce sa stĺpy prúdovej injektáže s priemerom 1,2 m, pomer cement : voda bol 1,0 a skúšky boli prevedené medzi 214 a 227 dňom po injektáži. Rýchlosť zaťažovania bola 0,5 – 1,0 MPa/s (Fank, 1994).



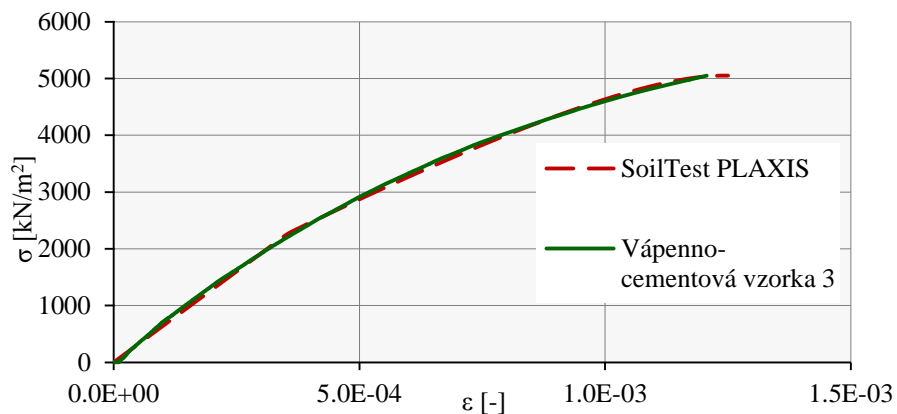
**Obrázok 3-18:** Pracovný diagram jednoosej tlakovej skúšky v piesku: meranie a kalibrácia – Vzorka 1



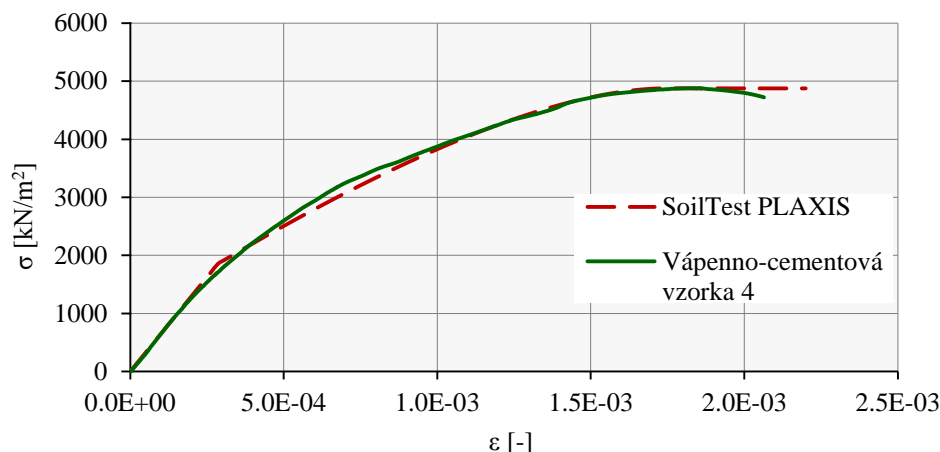


**Obrázok 3-19:** Pracovný diagram jednoosej tlakovej skúšky v íly: meranie a kalibrácia – Vzorka 2

Ďalšími spracovanými skúškami (Obr. 3-20 a 3-21) sú 2 odobrané vzorky vápenno-cementovej prúdovej injektáže z nádrže Klobouky u Brna, na ktorých sa aj tento krát prevádzali jednoosé tlakové skúšky. Základovú zeminu tvorila málo únosná zemina charakteru ílov.



**Obrázok 3-20:** Pracovný diagram jednoosej tlakovej skúšky vápenno-cementovej prúdovej injektáže v íloch: meranie a kalibrácia – Vzorka 3



**Obrázok 3-21:** Pracovný diagram jednoosovej tlakovej skúšky vápenno-cementovej prúdovej injektáže v íloch: meranie a kalibrácia – Vzorka 4

Hodnoty vstupných parametrov získaných z kalibrácie uvádza tabuľka 3-6. Z výsledkov jednoosých tlakových skúšok bolo možné určiť parametre charakterizujúce tlakové spevňovanie: modul pružnosti po 28 dňoch  $E_{28}$ , maximálnu dosiahnutú jednoosú tlakovú pevnosť  $f_{c,28}$ , normalizovaný parameter  $f_{con}$ , riadiaci začiatok vzniku plastických deformácií a jednoosé vrcholové plastické pretvorenie  $\varepsilon_{cp}^p$ . Podľa očakávania je pevnosť v tlaku u piesčitých zemín výrazne vyššia ako u ílových zemín (Obr. 3-11, Obr. 3-13). Na pevnosť v tlaku prúdovej injektáže vzorky 3 a 4, má vplyv aj pridané vápno, ktoré túto pevnosť znižuje. Hodnota normalizovaného parametru  $f_{con}$ , riadiaceho začiatok vzniku plastických deformácií, je vyššia ako uvádzajú *Schädlich a Schweiger (2014)*  $f_{con} = 0,1 - 0,25$ .

**Tabuľka 3-6:** Výsledok kalibrácie: parametre charakterizujúce tlakové spevňovanie získané z jednoosých tlakových skúšok z rôznej literatúry

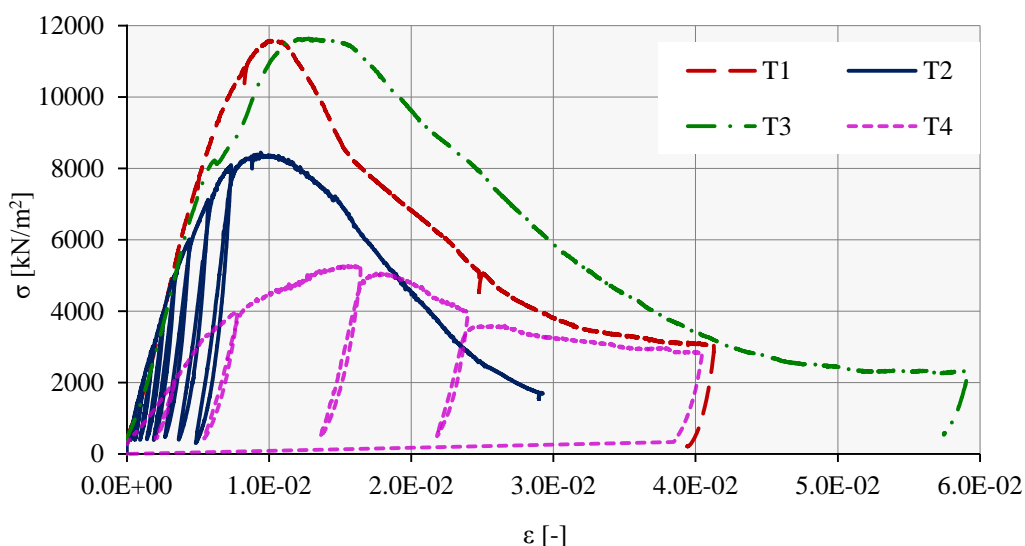
Popis	Podzemná stena, 2-fázový systém		Nádrž Klobouky, vápenno - cementová prúdová injektáž		Jednotky
	1	2	3	4	
Označenie vzorku					
Zemina	Piesok hlinitý	Piesok hlinitý	Íl	Íl	
$E_{28}$	5 500 000	2 300 000	6 400 000	6 500 000	kPa
$f_{c,28}$	12 300	6 130	5 050	4 878	kPa
$f_{con}$	0,42	0,45	0,45	0,38	-
$\varepsilon_{cp}^p$	-1,70E-03	-4,00E-04	-4,50E-04	-1,00E-03	-

### 3.3.2 Vlastné skúšky

V rámci diplomovej práce boli realizované vlastné zaťažovacie skúšky. Primárnym cieľom skúšok, bolo zmerať celý pracovný diagram, tak aby bolo možné stanoviť parametre riadiace spevňovanie aj zmäkčovanie materiálu. Sekundárnym cieľom bolo stanoviť podiel plastickej deformácie pri rôznych stupňoch zaťaženia. Z tohto dôvodu bolo pri dvoch skúškach pristupované k cyklickému zaťažovaniu a odťažovaniu. Rýchlosť zaťažovania bola riadená deformáciou 2  $\mu\text{m/s}$ . V tabuľke 3-7 sú uvedené rozmery skúšobných valcových telies. Výsledky jednoosých tlakových skúšok prezentuje obrázok 3-22.

**Tabuľka 3-7:** Rozmery skúšobných telies pre jednoosú tlakovú skúšku

Ozn. skúšobného telesa	$d$ [mm]	$h$ [mm]	$m$ [g]	Poznámka
T1	100	117	1666	-
T2	76	100	845	-
T3	100	105	-	Teleso nepravidelného tvaru - vylúpané zrná štrku
T4	77	90	580	Teleso s nerovnou podstavou - počiatočný kontakt cca 50% plochy - VYLÚČENÝ



**Obrázok 3-22:** Výsledky jednoosých tlakových skúšok, závislosť napätia na pretvorení - Vzorky T1 - T4

Priebeh skúšky skúšobného telesa 4, bol výrazne ovplyvnení nerovnou podstavou telesa, kde počiatkový kontakt telesa predstavoval len cca 50% a tak bol označený ako nevyhovujúci a vylúčený. Nasledujúce obrázky dokumentujú priebeh skúšky a porušenie skúšobných telies pri jednoosej tlakovej skúške.



**Obrázok 3-23:** Skúšobná aparatúra

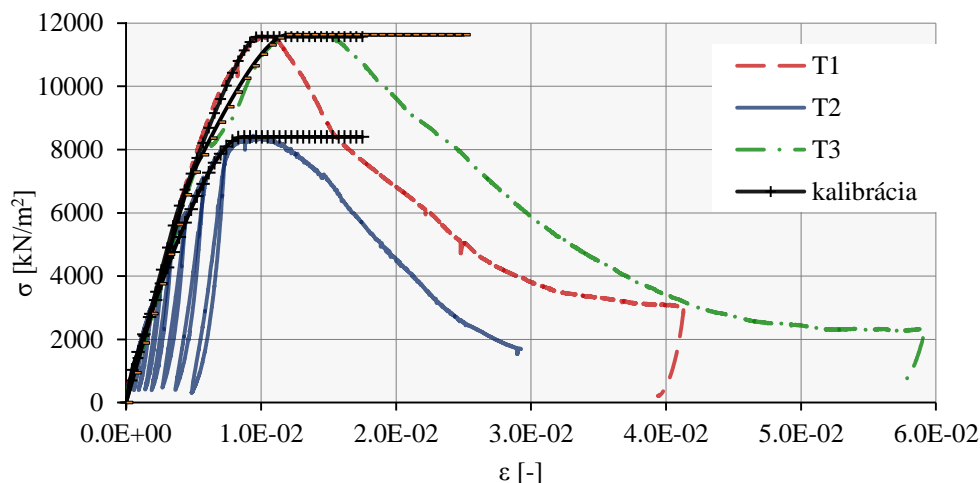


**Obrázok 3-24:** Porušené skúšobné teleso T1 na konci jednoosej tlakovej skúšky



**Obrázok 3-25:** Porovnanie porušeni skúšobných telies prúdovej injektáže T1 - T3

Obrázok 3-26 a tabuľka 3-8 uvádzajú výsledky prevedenej kalibrácie pomocou aplikácie SoilTestLab v programe Plaxis.



**Obrázok 3-26:** Závislosť napätia na pretvorení: meranie a kalibrácia – skúšobné telesá T1 – T3

**Tabuľka 3-8:** Parametre získané z kalibrácie skúšobných telies T1 - T3

Ozn. skúšobného telesa	T1	T2	T3	Jednotky
Parameter				
$E_{28}$	1 600 000	2 400 000	1 500 000	kPa
$f_{c,28}$	11 570	8 400	11 630	kPa
$f_{con}$	0,52	0,12	0,6	-
$\varepsilon_{cp}^p$	-2,50E-03	-5,10E-03	-4,20E-03	-

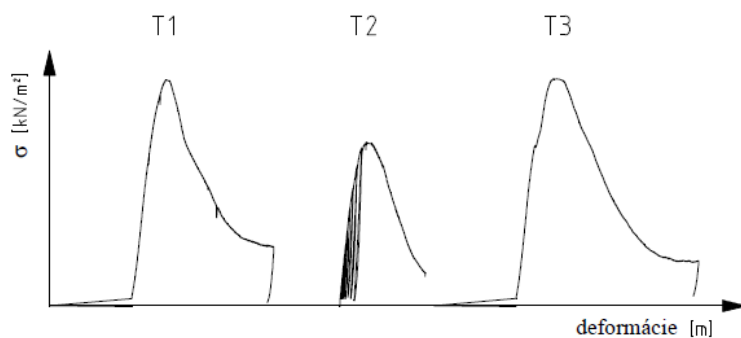
Z výsledkov kalibrácie možno vyvodit', že pevnosť v tlaku skúšaného materiálu sa výraznejšie nelíši. U telesa - T2 môže byť nižšia hodnota tlakovej pevnosti spôsobená cyklickým zaťažovaním. Plastické deformácie u cyklicky prevádzkanej skúšky telesa T2 sú prítomné už pri nízkych zaťaženiach. Pri napätí 4000 kN/m<sup>2</sup> je dosiahnutých 40% z celkových nevratných deformácií. Normalizovaný parameter riadiaci vznik plastických deformácií  $f_{con}$ , bol v tomto prípade 4 až 5 krát menší. Modul pružnosti  $E_{28}$  nadobúda hodnoty 1,5 – 2,4 GPa, jeho veľkosť ale môže byť ovplyvnená zložitejším procesom odberu vzorkou vrtnou sústavou.

Okrem parametrov získaných kalibráciou zo spevňovacej vetve pracovného diagramu, bolo možné priamo stanoviť normalizované parametre  $f_{cn}$ ,  $f_{cum}$  a  $G_c$ , ktoré riadia stav po prekročení tlakovej pevnosti (zmäkčovanie). Výsledky sú uvedené v tabuľke 3-9. Hodnotu lomovej energie v tlaku  $G_c$  nebolo možné určiť iba so samostatnej

kalibrácie. Jej stanovenie prebehlo pomocou diagramu závislosti napätia na deformácií (Obr. 3-27). Opäť sme dospeli k rozporu s odporúčanými hodnotami prezentovanými *Schädlich a Schweiger (2014)* –  $G_c = 30 - 70$  kN/m, hodnoty lomových energií sa stotožňujú viacej s hodnotami uvádzanými v tabuľke 3-3 (*Chalmovský a kol., 2017, Maatkamp, 2016*). Hodnota  $G_c$  závisí na rozmeroch vzorku.

**Tabuľka 3-9:** Parametre riadiace tlakové zmäkčovanie

Ozn. skúšobného telesa	T1	T2	T3	Jednotky
Parameter				
$f_{cfn}$	0,98	0,98	0,98	-
$f_{cun}$	0,27	0,2	0,2	-
$G_c$	1,3	1,1	3,3	kN/m



**Obrázok 3-27:** Závislosť napätia na deformácií: Stanovenie lomovej energie v tlaku  $G_c$

### 3.4 Vstupné parametre pre Shotcrete model

Ako vstupné parametre pre model Shotcrete, boli na základe predošlých štúdií zvolené hodnoty, ktoré sú uvedené v tabuľke 3-10 a 3-11. Parametre, ktoré najviac ovplyvňujú výpočet –  $f_{t,28}$ ,  $f_{c0n}$ ,  $\varepsilon_{cp}^p$ ,  $G_{t,28}$ , boli ďalej podrobené detailnej analýze citlivosti parametrov. Pomocou analýzy citlivosti je možné zistiť, ako jednotlivé (vstupné) hodnoty, pôsobia na zmenu výslednej hodnoty (napätosti šachty). Postup a vyhodnotenie tejto analýzy je náplňou kapitoly 6-9.

**Tabuľka 3-10:** Vstupné parametre pre SC model riadiace tlakové spevňovanie a zmäkčovanie

Por. č.	Parameter	Hodnota	Jednotky
1	$E_{28}$	6 000 000	kPa
2	$\nu$	0,15	-
3	$f_{c,28}$	6000	kPa
4	$f_{t,28}$	300	kPa
8	$f_{c0n}$	0,15	-
9	$f_{cfn}$	0,95	-
10	$f_{cun}$	0,10	-
13	$\varepsilon_{cp}^p$ v čase 24h	-3,50E-03	-
14	$G_{c,28}$	5	kN/m
17	$L_{eq}$	0	m
18	$a$	16	-
19	$\varphi_{max}$	30	°
Časovo závislé parametre		0	-/d

**Tabuľka 3-11:** Vstupné parametre pre SC model riadiace ťahové zmäkčovanie

Por. č.	Parameter	Hodnota	Jednotky
15	$f_{tun}$	0,01	-
16	$G_{t,28}$	0,05	kN/m
17	$L_{eq}$	0	m

## 4 MODELOVANIE ZEMNÉHO PROSTREDIA

Geologické prostredie pozostáva z jednej vrstvy piesku. Za účelom dosiahnutia čo najrealistickejšej situácie správania bol zvolený konštitučný model Hardening Soil v programe Plaxis. Hardening soil (ďalej len HS) je pokročilejší elasto - plastický konštitučný model s dvojitým objemovým a smykovým spevnením pre popis správania zeminy. Základnou myšlienkou pre formuláciu modelu HS je hyperbolický vzťah medzi vertikálnou deformáciou  $\varepsilon_1$  a deviátorovým napätím  $q$  (Obr. 4-1). Kritérium porušenia je dané uhlom vnútorného trenia  $\varphi$ , kohéziou  $c$  a uhlom dilatancie  $\psi$ , ako to je aj v prípade Mohr-Coulomb konštitučného modelu. Tuhosť zeminy je ale opísaná presnejšie pomocou troch rôznych deformačných parametrov, ktoré zvyšujúcim sa namáhaním rastú:

$E_{50}^{ref}$  – Referenčný sečný modul pružnosti

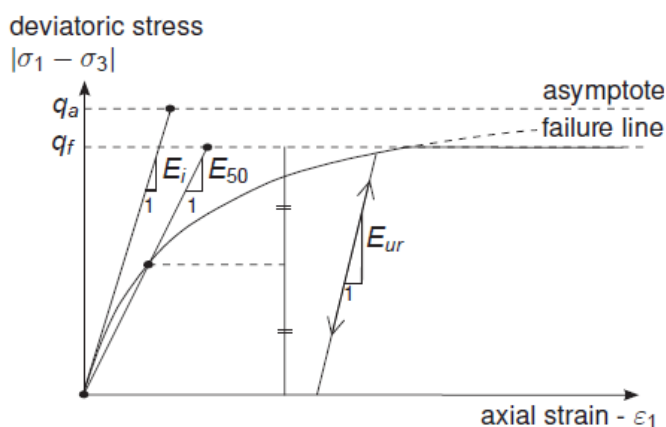
$E_{oed}^{ref}$  – Referenčný edometrický modul pružnosti

$E_{ur}^{ref}$  – Referenčný modul pružnosti pri zaťažení a opätovnom priťažení

Ako predvolené nastavenie pre rôzne typy zemín, sa odporúčajú použiť hodnoty:

$E_{ur}^{ref} \approx 3E_{50}^{ref}$  a  $E_{oed}^{ref} \approx E_{50}^{ref}$ . Podrobný pohľad na konštitučný model HS a jeho vlastnosti nájdeme v príručke modelu *Plaxis - Material Models Manual (2016)*.

Vstupné parametre pre geologické prostredie piesku uvádza tabuľka 4-1.



**Obrázok 4-1:** Hyperbolická závislosť pracovného diagramu zeminy pre HS model  
(*Material Models Manual – Plaxis, 2016*)



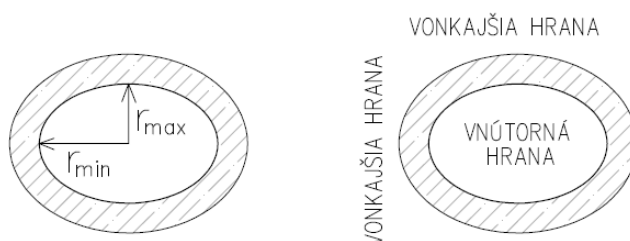
**Tabuľka 4-1:** Vstupné parametre pre piesok - konštitučný model Hardening Soil

<i>Parameter</i>	<i>Názov</i>	<i>Piesok</i>	<i>Jednotky</i>
Materiálový model	Model	Hardening Soil	-
Typ správania materiálu	Typ	Drained	-
Objemová hmotnosť nenasýtenej zeminy	$\gamma_{\text{unsat}}$	17	kN/m <sup>3</sup>
Objemová hmotnosť nasýtenej zeminy	$\gamma_{\text{sat}}$	20	kN/m <sup>3</sup>
Referenčný sečný modul pružnosti	$E_{50}^{\text{ref}}$	50 000	kN/m <sup>2</sup>
Referenčný edometrický modul pružnosti	$E_{\text{oed}}^{\text{ref}}$	50 000	kN/m <sup>2</sup>
Referenčný modul pružnosti pri zaťažení a opätovnom priťažení	$E_{\text{ur}}^{\text{ref}}$	150 000	kN/m <sup>2</sup>
Exponent riadiaci závislosť deformačných parametrov na napätí $\sigma_1$ a $\sigma_3$	m	1	-
Kohézia	$c_{\text{ref}}'$	0	kN/m <sup>2</sup>
Vnútorý uhol trenia	$\varphi'$	30	°
Uhol dilatancie	$\psi$	0	°
Poissonovo číslo pre odťaženie a opätovné priťaženie	$\nu'_{\text{ur}}$	0,2	-
Koeficient zemného tlaku v pokoji pre podmienky normálnej konsolidácie	$K_o^{\text{nc}}$	0,5	-
Pevnostný redukčný parameter $q_f/q_a$ (Obr. 4-1)	$R_f$	0,9	-
Stupeň prekonsolidácie	OCR	1	-
Referenčné napätie	$p_{\text{ref}}$	100	kN/m <sup>2</sup>

## 5 GEOMETRIA A OZNAČENIE ŠÁCHT

Šachta je tvorená stĺpmi prúdovej injektáže s priemerom 1m a dĺžkou 18 m. Vo výpočte je uvažované s realizáciou prúdovej injektáže aj pod dnom šachty. Stĺpy prúdovej injektáže budú zasahovať 3 m pod úroveň dna stavebnej jamy (Obr. 5-2). Vnútorňý priemer kruhovej šachty je zvolený ako  $d = 5\text{m}$ . Rozmery elipsy  $r_{\max}$  a  $r_{\min}$  boli volené tak, aby platil vzťah (5-1). Ako vonkajšia hrana šachty je označovaná hrana, ktorá je v styku so zeminou. Vnútorňá hrana šachty je utváraná výkopom šachty (Obr. 5-1).

$$\frac{r_{\max} + r_{\min}}{2} = \frac{d}{2} = 2,5 \text{ m} \quad (5-1)$$

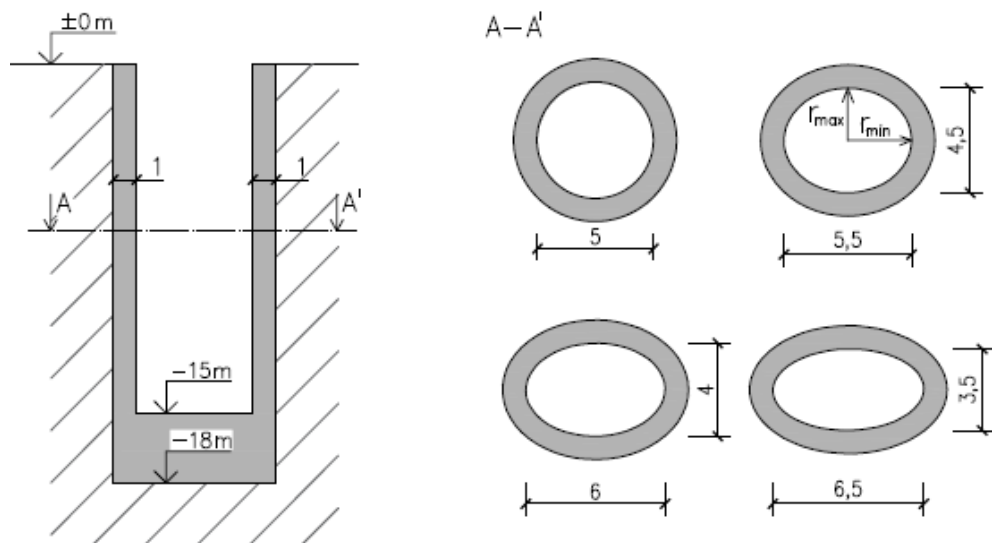


**Obrázok 5-1:** Schéma označenia elipsy

Ako prvá bola podrobená analýze kruhová šachta s vnútorným polomerom 2,5m. Ďalej zmenšením vedľajšieho vnútorného polomeru elipsy  $r_{\max}$  a zväčšením hlavného vnútorného polomeru elipsy  $r_{\min}$ , boli vytvorené 3 rôzne pôdorysy eliptických šácht, na ktorých bola vykonaná napätostná analýza (Tab. 5-1). Označenie elíps používané v diplomovej práci sa viaže práve k týmto polomerom  $r_{\min} / r_{\max}$  [m]. Označenie  $r_{\max}$  a  $r_{\min}$  (maximálny, minimálny polomer zaoblenia) je používané tiež v súvislosti s rezom, v ktorom je konštrukcia vyšetrovaná.

**Tabuľka 5-1:** Geometria a označenie šácht

Šachta	$r_{\min}$ [m]	$r_{\max}$ [m]	$r_{\min} / r_{\max}$
Kruhová šachta	2,5		1
Elipsa 2,75 / 2,25	2,75	2,25	1,22
Elipsa 3 / 2	3	2	1,50
Elipsa 3,25 / 1,75	3,25	1,75	1,86

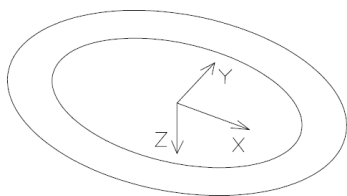


**Obrázok 5-2:** Geometria analyzovaných šachtiet – kruhová šachta a 3 eliptické šachty s rôznym pomerom  $r_{\min} / r_{\max}$

## 6 NAPÄTOSTNÁ ANALÝZA ŠÁCHT

### 6.1 Popis numerického modelu

Model konštrukcie bol vytvorený v programe Plaxis 3D. Úloha musela byť riešená ako priestorová, pretože sa nejednalo o rotačne symetrickú (okrem kruhovej šachty) ani rovinné deformačnú úlohu. Počiatok súradnicového systému  $x$ ,  $y$ ,  $z$  bol volený v ose šachty. Osa  $x$  je orientovaná v smere hlavného polomeru elipsy -  $r_{\min}$ , osa  $y$  je orientovaná v smere vedľajšieho polomeru -  $r_{\max}$ . Osa  $z$  sa nachádza v smere hĺbky šachty (Obr. 6-1).



Obrázok 6-1: Osy šachty

Rozmery matematického modelu musia odpovedať požiadavkám na elimináciu vplyvu okrajových podmienok. Model musí byť dostatočne veľký, aby nedochádzalo k ovplyvneniu napätosti a deformácií jeho hranicami. Príliš veľké modelové rozhranie však zbytočne predlžuje výpočet. Čas výpočtu sa zvyšuje s použitím hustejšej siete konečných prvkov a zložitejšieho materiálového modelu. V inžinierskej praxi sú presné výsledky žiaduce, ale čas výpočtu zohráva tiež významnú rolu. Za týmto účelom bola vykonaná analýza vplyvu veľkosti numerického modelu a analýza vplyvu hustoty siete konečných prvkov. Konštrukcie šácht boli modelované pomocou objemového prvku.

### 6.2 Spracovanie výsledkov

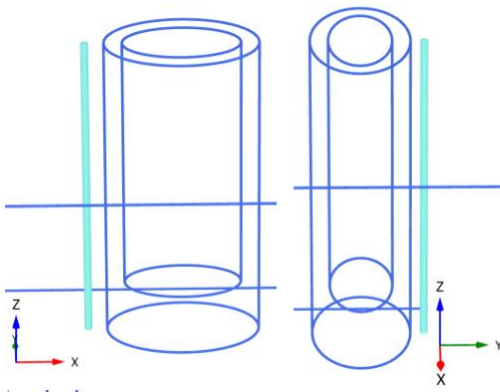
Výsledky napätostnej analýzy budú spracované vo viacerých rezoch (plošných aj líniových) konštrukcie, aby bolo možné postihnúť celú skúmanú oblasť. K lepšej orientácii vo výsledkoch slúži nasledujúca tabuľka 6-1 a k nej korešpondujúce obrázky (Obr. 6-2 až 6-5).

**Tabuľka 6-1:** Postup vyhodnotenia

Označenie rezu	Popis rezu	Obrázok	Vyhodnotenie
Rez A-A'	Líniový zvislý rez (1D) za konštrukciou	6-2	zemný tlak
Rez B-B'	Líniový zvislý rez (1D) konštrukciou	6-3	vodorovné deformácie, normálové napätie
Rez C-C'	Plošný vodorovný rez (2D) konštrukciou a zemným prostredím v rôznych hĺbkach	6-4	plastické body, vodorovné deformácie, normálové napätie
Rez D-D'	Líniový vodorovný rez (1D) konštrukciou v rôznych hĺbkach	6-5	normálové napätie

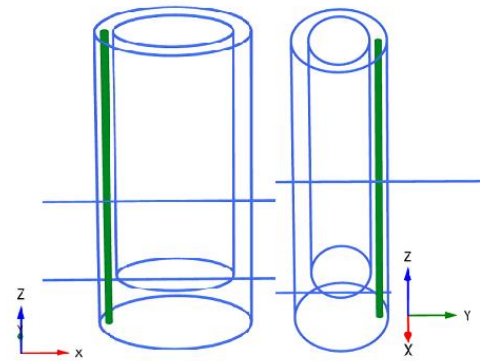
U kruhových šácht nemá zmysel zaoberať sa oboma rezmi v smere osy  $x$  aj  $y$  – symetrická úloha. Zatiaľ čo u elíps musíme posudzovať vždy 2 rezy –  $r_{\min}$ ,  $r_{\max}$ .

**Rez A-A'**



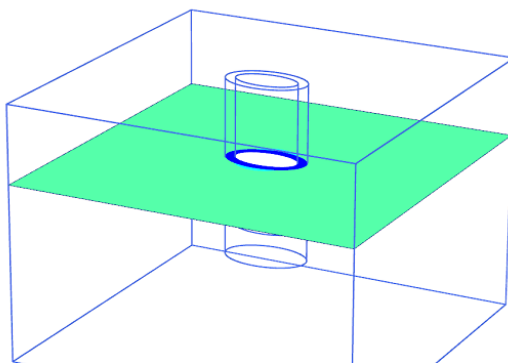
**Obrázok 6-2:** Rez A-A' -  $r_{\min}$   $r_{\max}$

**Rez B-B'**



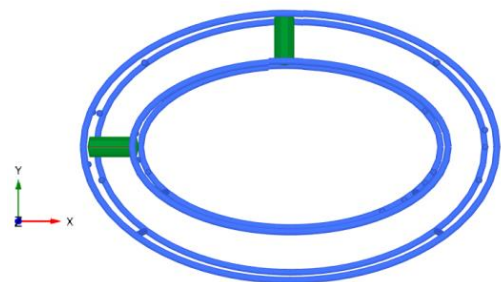
**Obrázok 6-3:** Rez B-B' -  $r_{\min}$   $r_{\max}$

**Rez C-C'**



**Obrázok 6-4:** Rez C-C' - v rôznych hĺbkach

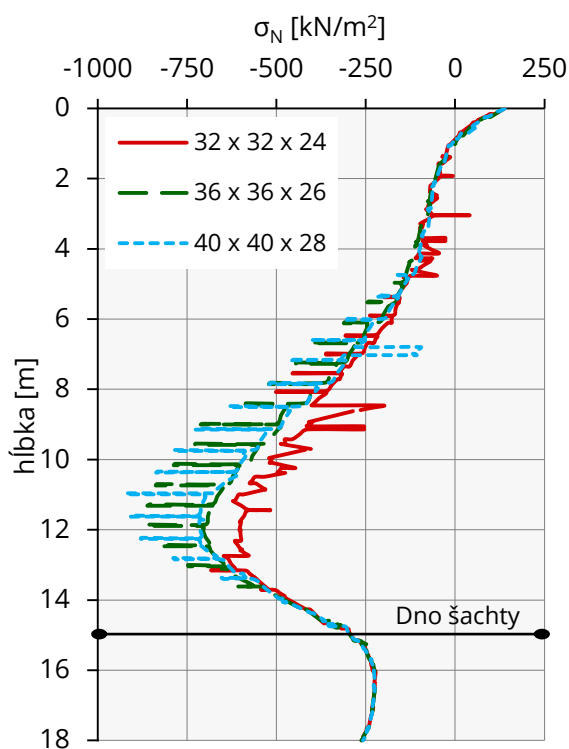
**Rez D-D'**



**Obrázok 6-5:** Rez D-D' -  $r_{\min}$   $r_{\max}$  - v rôznych hĺbkach

### 6.3 Parametrická analýza vplyvu veľkosti numerického modelu

Veľkosť numerického modelu by mala čo najmenej ovplyvňovať presnosť výpočtu, no zároveň by model nemal byť nezmyselne veľký a tak zbytočne predlžovať čas výpočtu. Pre analýzu bol zvolený model elipsy 3,25 / 1,75 s hladinou podzemnej vody vo výške terénu. Predpokladá sa totiž, že rozdiely medzi výsledkami modelu vzrastú pri vyšších zaťaženiach (zemný + hydrostatický tlak). Ako optimálna veľkosť modelu bola zvolená 36 x 36 x 26 m. Model o rozmeroch menších (32 x 32 x 24 m) znižoval veľkosť normálového napätia v reze  $r_{\min}$  v mieste najväčšieho namáhania konštrukcie. U výpočtového modelu s väčšími rozmermi (40 x 40 x 28 m) normálové napätie dostatočne presne kopírovalo priebeh napätia predchádzajúceho rozmeru a tak bola analýza ukončená (Obr. 6-6).



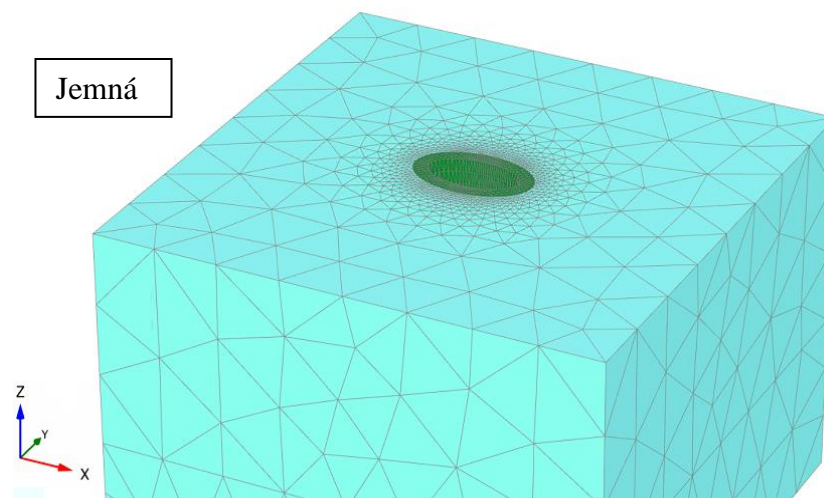
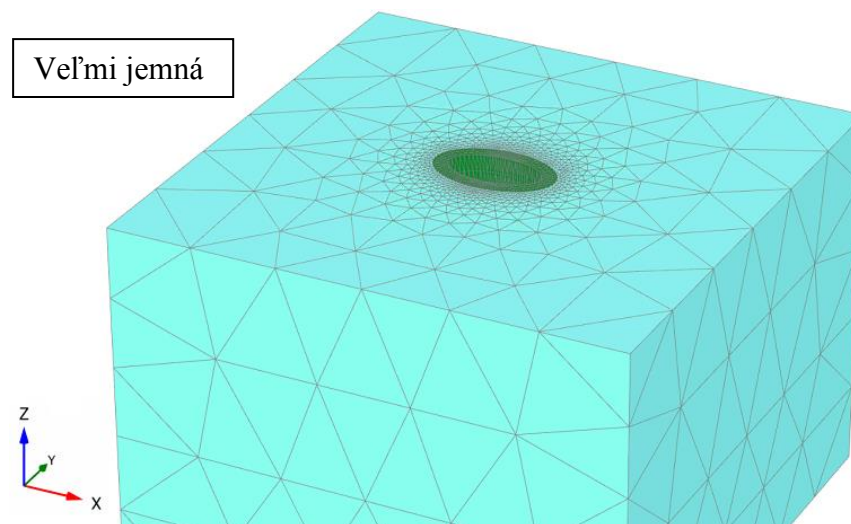
**Tabuľka 6-2:** Veľkosť deformácie v závislosti na rozmere numerického modelu

Rozmery numerického modelu [m]	Deformácia [m]	Rozdiel [%]
32 x 32 x 24	2,47E-03	východisková
36 x 36 x 26	2,56E-03	3,21
40 x 40 x 28	2,63E-03	5,82

**Obrázok 6-6:** Priebeh normálového napätie v závislosti na veľkosti numerického modelu v reze  $r_{\min}$  (Rez: B-B' - Obr. 6-3)

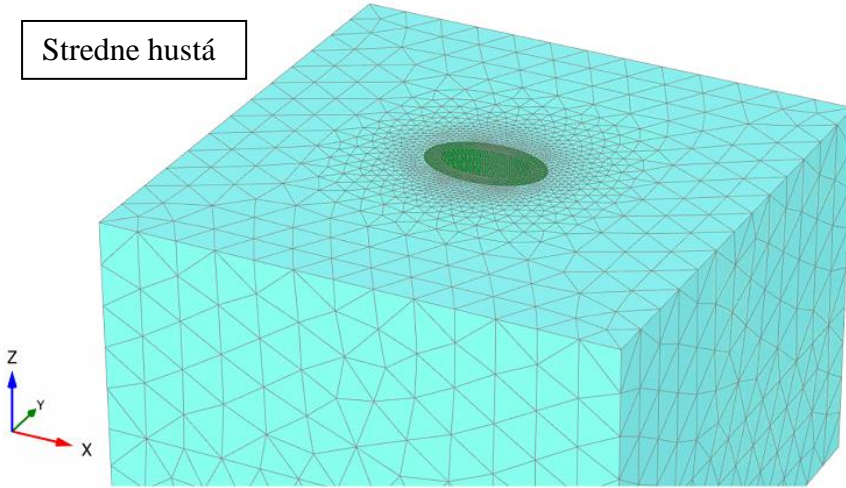
## 6.4 Parametrická analýza vplyvu hustoty siete konečných prvkov

Ďalším aspektom, ktorý určuje presnosť výsledku modelu, je hustota konečných prvkov. Aby sa určilo, či je možné použiť redšiu sieť konečných prvkov bez straty prílišnej presnosti a tým ušetriť výpočtový čas, bola vykonaná parametrická analýza vplyvu hustoty siete konečných prvkov. Pre analýzu hustoty siete je zvolený model, ktorý bol použitý aj pri analýze veľkosti modelu. Program Plaxis ponúka 5 možností voľby diskretizácie siete: veľmi jemná, jemná, stredne hustá, hustá a veľmi hustá sieť. Na obrázku 6-7 sú znázornené numerické modely s rôznou hustotou siete konečných prvkov. Najväčšie zmeny napätia sa očakávajú v okolí šachty a priamo v šachte. Sieť konečných prvkov tu nebolo potreba zjemňovať z dôvodu, že eliptická šachta je importovaná ako polygonálna krivka a v každom zalomení krivky bol vytvorený 1 uzol.

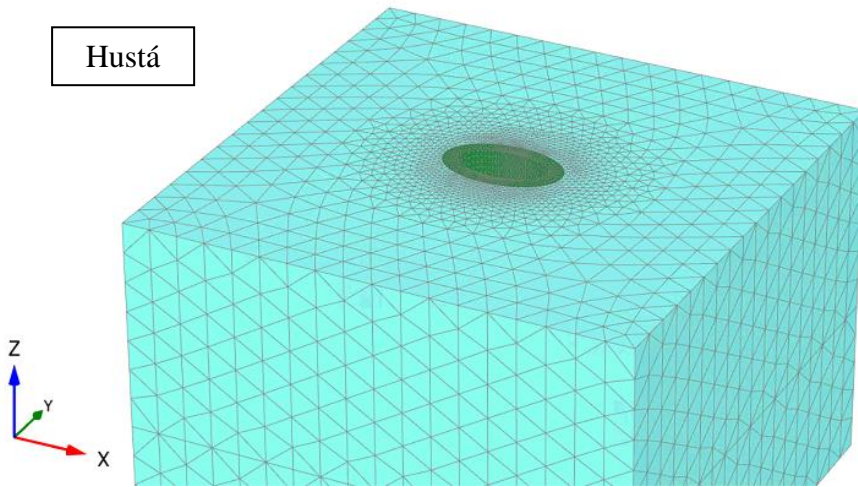




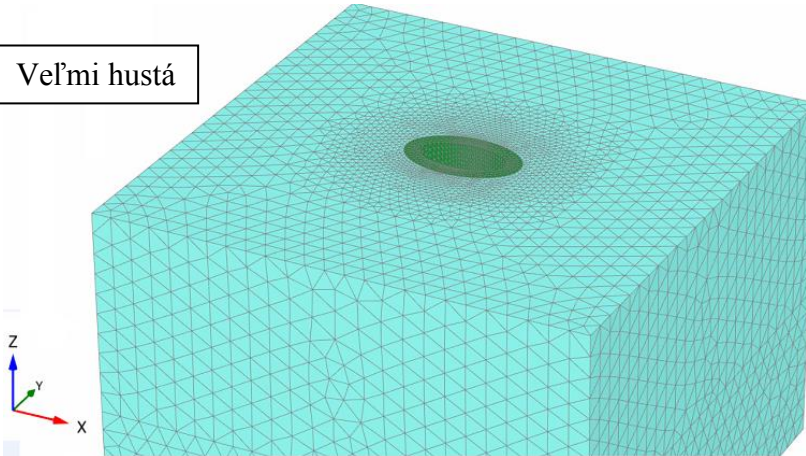
Stredne hustá



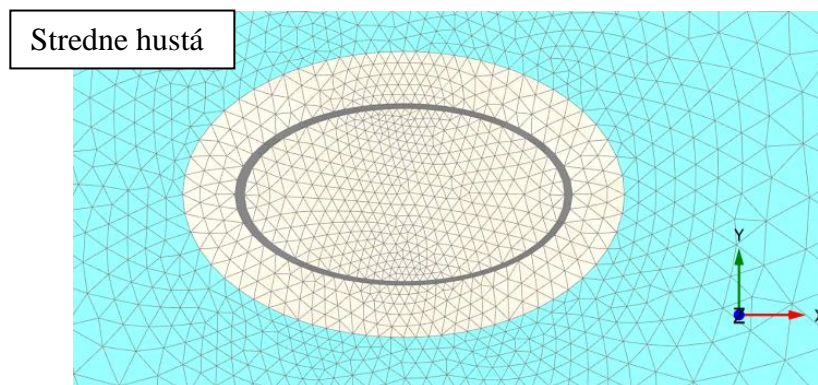
Hustá



Veľmi hustá

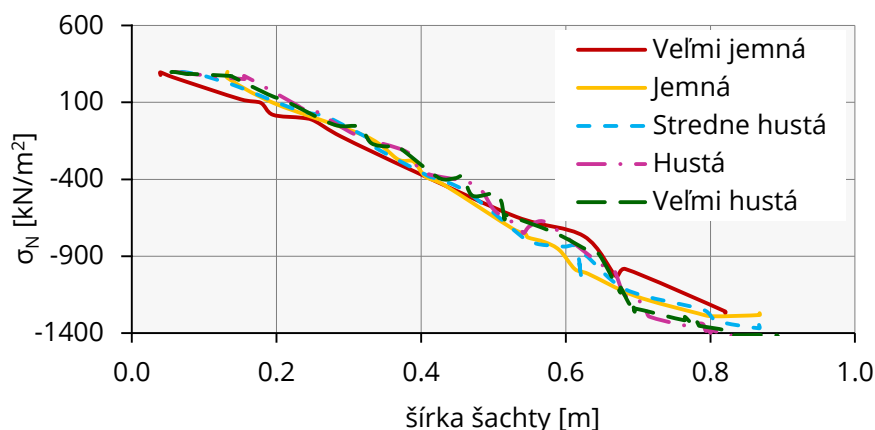






**Obrázok 6-7:** Vplyv hustoty siete konečných prvkov

Prvým aspektom tejto analýzy je zmena napätia v závislosti na voľbe hustoty siete konečných prvkov. Obrázok 6-8 prezentuje priebeh normálového napätia po šírke šachty (Rez: D-D') v najviac namáhanom reze  $r_{\min}$  v hĺbke 12 m pri rôznej voľbe hustoty siete. Môžeme konštatovať, že voľba hustoty siete nemá výrazný vplyv na rozdelenie napätia.



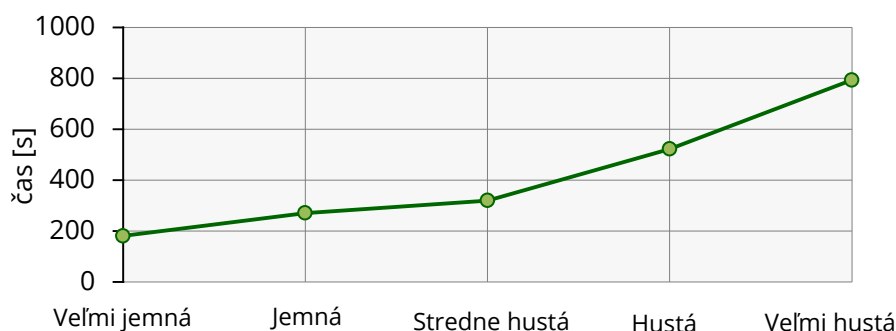
**Obrázok 6-8:** Priebeh normálového napätie v reze D-D' v závislosti na použitej hustote siete konečných prvkov

Ďalším dôležitým modelovým výstupom s ohľadom na presnosť je deformácia. Rozptyl vo výsledkoch deformácie sa pohybuje v rozmedzí od 2,48 mm do 2,56 mm (Tab. 6-3), čo je zanedbateľný rozdiel. Použitie veľmi jemnej hustoty siete nemá na deformačnú analýzu skoro žiaden vplyv. Deformácia sa len mierne zvýši so zvyšujúcou sa hustotou siete. Avšak je potrebné mať na pamäti, že v iných prípadoch to môže byť dôležité.

**Tabuľka 6-3:** Vplyv hustoty siete konečných prvkov na deformáciu a kvalitu siete konečných prvkov

<i>Hustota siete konečných prvkov</i>	<i>Kvalita siete konečných prvkov</i>	<i>Deformácia [m]</i>	<i>Rozdiel [%]</i>
Veľmi jemná (57 687 prvkov)	1,0 - 0,11	2,48E-03	východisková
Jemná (76 310 prvkov)	1,0 - 0,11	2,51E-03	1,27
Stredne hustá (138 438 prvkov)	1,0 - 0,26	2,56E-03	3,05
Hustá (215 848 prvkov)	1,0 - 0,37	2,56E-03	3,32
Veľmi hustá ( 319 228 prvkov)	1,0 - 0,38	2,56E-03	3,24

Nielen presnosť výsledkov je dôležitým modelovým prvkom. Rovnako dôležitý je aj výpočtový čas potrebný na výpočet jedného modelu. Je žiaduce, aby sa v technickej praxi našla optimálna hodnota medzi presnosťou a časom výpočtu. Na obrázku 6-9 je uvedená závislosť výpočtového času v sekundách v závislosti na hustote konečných prvkov.



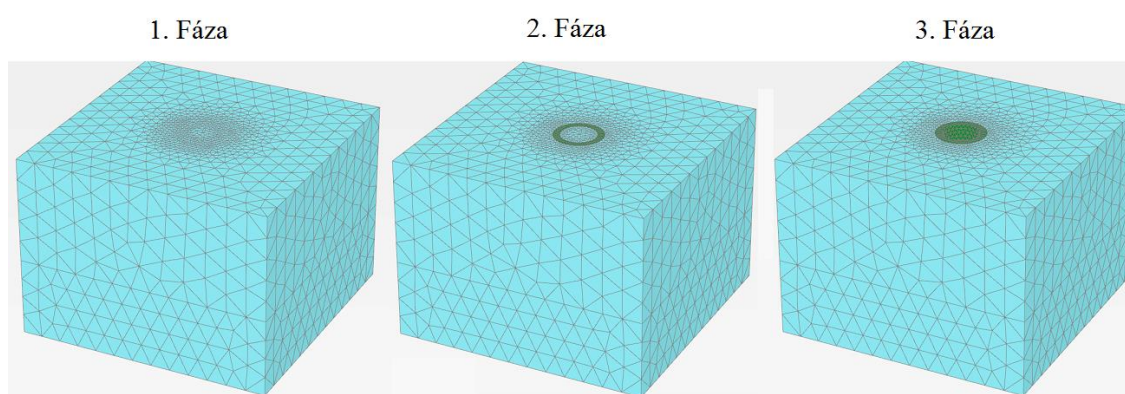
**Obrázok 6-9:** Závislosť výpočtového času v závislosti na hustote konečných prvkov

Veľmi jemná a jemná voľba hustoty konečných prvkov, má výrazný rozdiel v dĺžke konečného prvku v blízkosti šachty a na okraji modelu (Obr. 6-7). Taktiež kvalita siete konečných prvkov je v týchto prípadoch celkom malá (Tab. 6-3). Ako optimálna hustota konečných prvkov pre diskretizáciu numerického modelu bola nakoniec zvolená stredne hustá sieť. Stredne hustá sieť je výhodný kompromis medzi kvalitou a výpočtovým výsledkom. Táto sieť zahŕňa použitie približne 140 000 prvkov na analýzu a výpočtový čas sa výrazne nevyšší od výpočtového času pri použití jemnej siete konečných prvkov (Obr. 6-9).

## 6.5 Fáze výstavby

Pre čo najrealistickejšie správanie okolitého prostredia bolo nutné nadefinovať jednotlivé fáze výstavby, v ktorých sa jednotlivé oblasti modelu podľa potreby aktivovaly alebo deaktivovali. Výpočet modelu je rozdelený na tri vzájomne nadväzujúce fáze výpočtu.

1. Fáza: Počiatočná fáza – zemné prostredie
2. Fáza: Prevedenie prúdovej injektáže – konštrukcia šachty
3. Fáza: Odkop šachty – deaktivovanie oblasti zeminy v šachte



Obrázok 6-10: Fáze výpočtu

## 6.6 Zemné tlaky

Na obrázkoch 6-12 6-13, ktoré znázorňujú priebeh zemných tlakov šácht v reze A-A' (Obr. 6-2)  $r_{\min}$  a  $r_{\max}$ , je tiež uvedený lineárny priebeh zemných tlakov v pokoji  $K_0$ , plný aktívny zemný tlak  $K_a$  a plný pasívny zemný tlak  $K_p$ . Kruhová šachta je deformovaná zeminou konštantným zemným tlakom po celom obvode a jeho priebeh sa najviac blíži zemnému tlaku v pokoji  $K_0$ . U eliptických šácht postupným zväčšovaním pomeru polomerov  $r_{\min} / r_{\max}$ , bude dochádzať k väčšiemu prerozdeleniu zemných tlakov a k vzniku väčších deformácií.

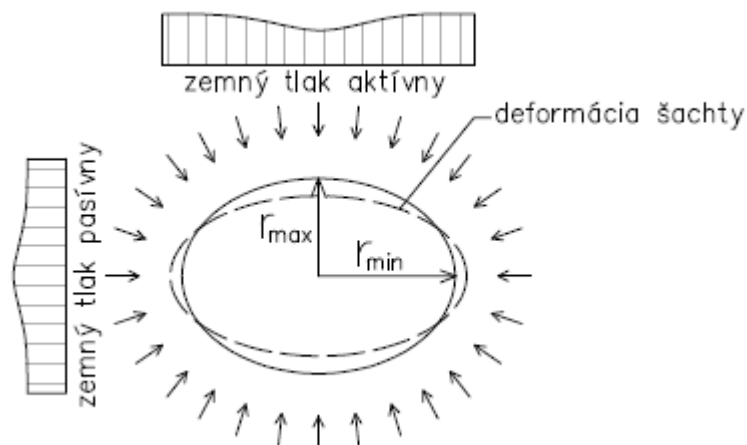
V smere  $r_{\max}$  :

- dochádza k vzniku aktívneho zemného tlaku
- zväčšovaním pomeru  $r_{\min} / r_{\max}$  sa zemný tlak znižuje a plocha, na ktorú pôsobí sa zvyšuje
- konštrukcia je deformovaná zeminou smerom do jamy a v reze  $r_{\max}$  je deformácia najväčšia – najnižšia hodnota zemného tlaku (Obr. 6-11)

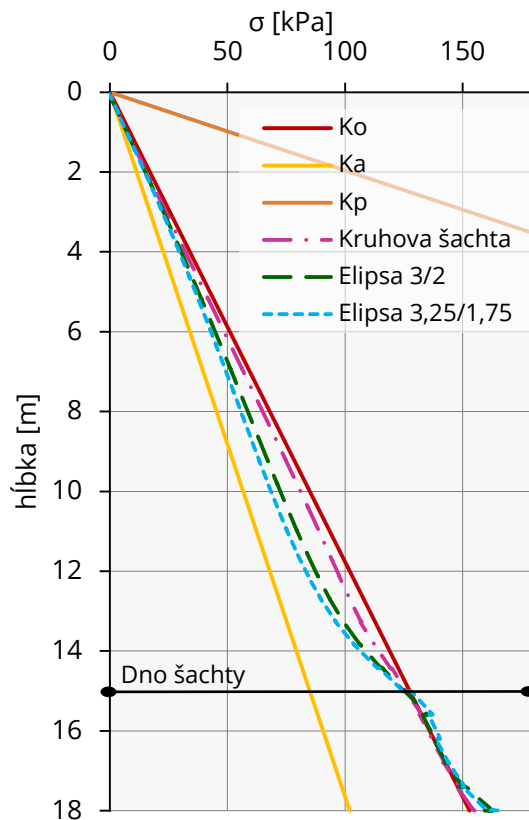
V smere  $r_{\min}$ :

- dochádza k vzniku pasívneho zemného tlaku
- zväčšovaním pomeru  $r_{\min} / r_{\max}$  sa zemný tlak zvyšuje a plocha, na ktorú pôsobí sa znižuje
- konštrukcia je deformovaná smerom do zemného prostredia a v reze  $r_{\min}$  je deformácia najväčšia – najvyššia hodnota zemného tlaku (Obr. 6-11)

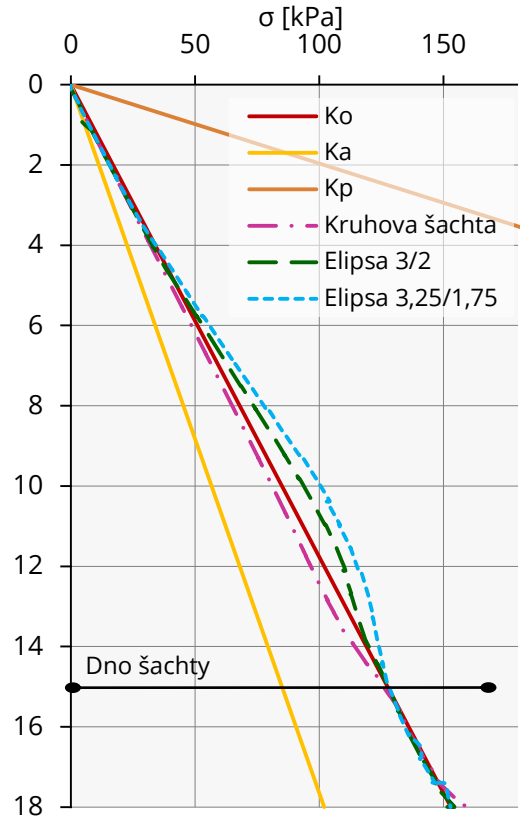
Šachta je od dna nižšie namáhaná len zemným tlakom v pokoji – blok prúdovej injektáže pod dnom šachty zabraňuje vo vzniku deformácií. Pre lepšiu prehľadnosť nie je priebeh zemných tlakov elipsy 2,75 / 2,25 uvedený v grafoch (Obr. 6-12, 6-13).



**Obrázok 6-11:** Priebeh zemných tlakov a deformácia eliptických šácht



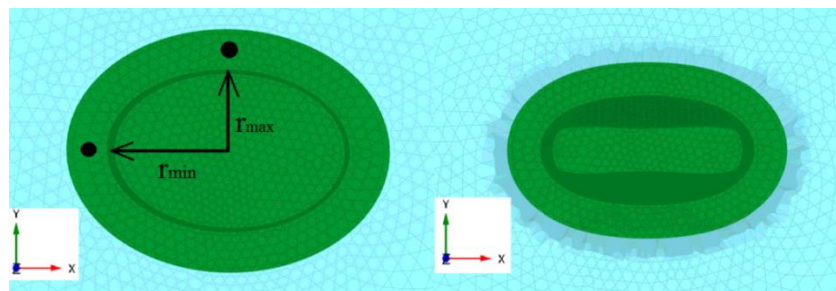
**Obrázok 6-12:** Veľkosť zemných tlakov v  $r_{\max}$  po výške šacht (Rez: A-A')



**Obrázok 6-13:** Veľkosť zemných tlakov v  $r_{\min}$  po výške šacht (Rez: A-A')

## 6.7 Vodorovné deformácie

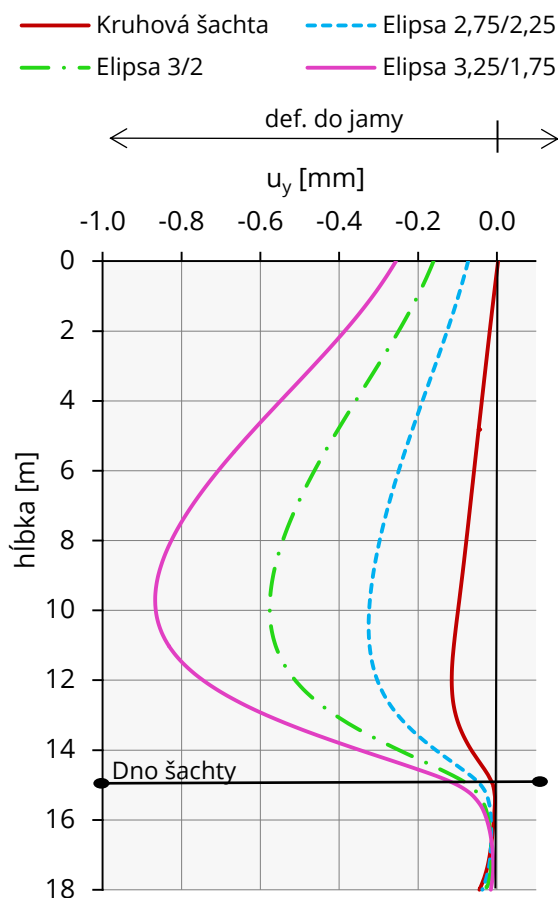
Predmetom tejto kapitoly je analýza rozloženia vodorovných deformácií v súvislosti s rôznou geometriou šachty. Vodorovné deformácie sú skúmané v líniovom reze B-B' (Obr. 6-3) uprostred šírky šachty, pre lepšiu predstavu a orientáciu os je uvedený obrázok 6-14 a).



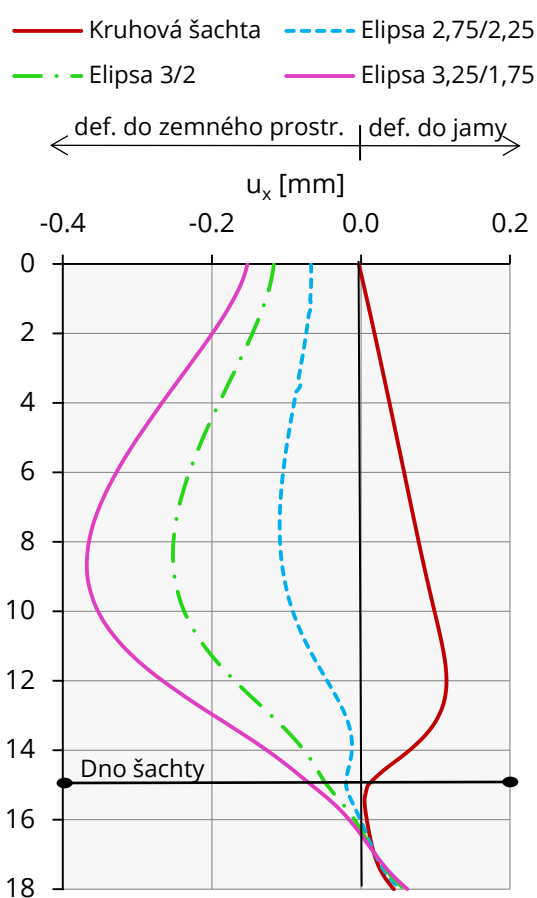
**Obrázok 6-14:** Elipsa 3 / 2: a) priečný rez umiestnenia líniových rezov pre rozbor vodorovných deformácií (Rez: B-B') b) deformácia šachty (vo veľkom merítke)

- Bez výskytu hladiny podzemnej vody

Veľkosť vodorovných deformácií v konštrukcii šachty sú malé - konštrukcia šachty je masívna. Maximálna deformácia u šachty 3,25 / 1,75 v reze  $r_{\max}$  dosahuje ~0,9 mm (Obr. 6-15). Rastúca deformácia šácht súvisí s postupnou zmenou pôdorysu (kruhovú - elipsa). Kruhovú šachtu je deformovaná zeminou po obvode konštantným zemným tlakom. U elipsových šácht je konštrukcia v smere  $r_{\max}$  deformovaná smerom do jamy a naopak v smere polomeru  $r_{\min}$  je konštrukcia deformovaná do zemného prostredia.



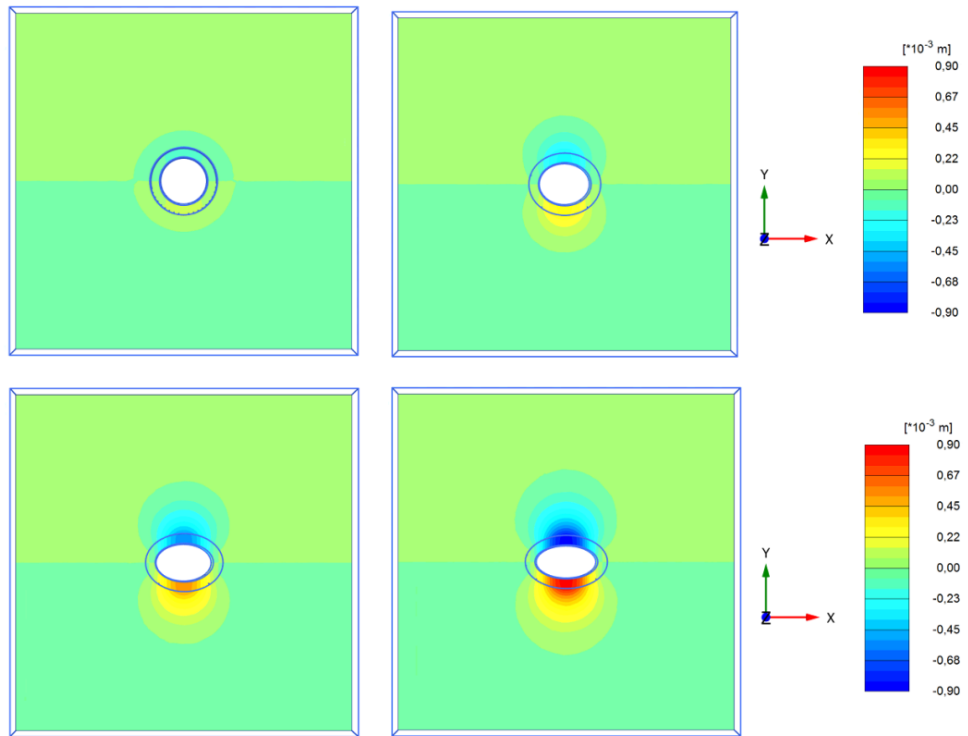
**Obrázok 6-15:** Vodorovné deformácie v  $r_{\max}$   
(Rez: B-B')



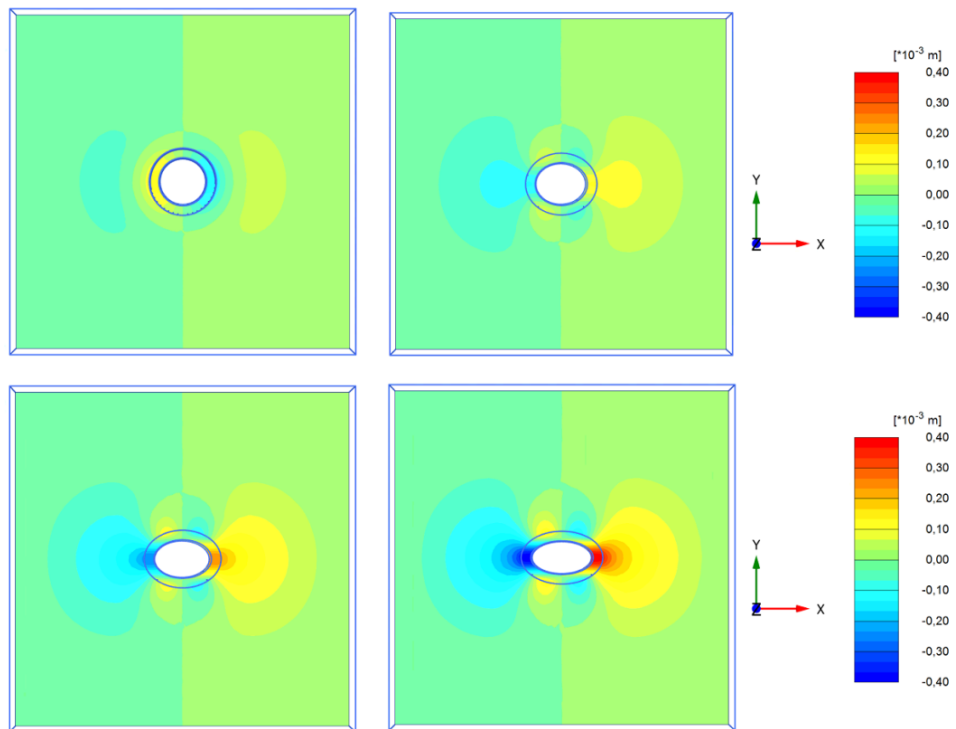
**Obrázok 6-16:** Vodorovné deformácie v  $r_{\min}$   
(Rez: B-B')

Na nasledujúcich obrázkoch 6-17 a 6-18 je znázornené rozloženie vodorovných deformácií v konštrukcii šachty aj v okolitom zemnom prostredí – plošný rez C-C' (Obr. 6-4). Hĺbka, v ktorej sú rezy vyhodnotené bola zvolená 10 m – vznik najväčších deformácií. Obrázok 6-17 znázorňuje rozloženie deformácií v smere maximálneho polomeru zaoblenia –  $r_{\max}$  a obrázok 6-18 v smere minimálneho polomeru zaoblenia

šachty –  $r_{\min}$ . Oblasť deformácie zemného prostredia sa zväčšuje spolu s deformáciou šachty.



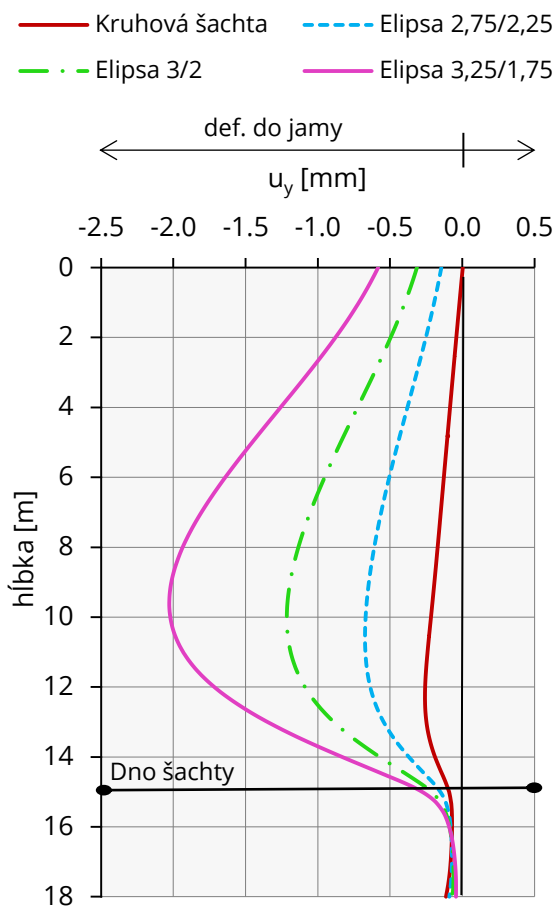
Obrázok 6-17: Vodorovné deformácie  $u, v$  v hĺbke 10 m



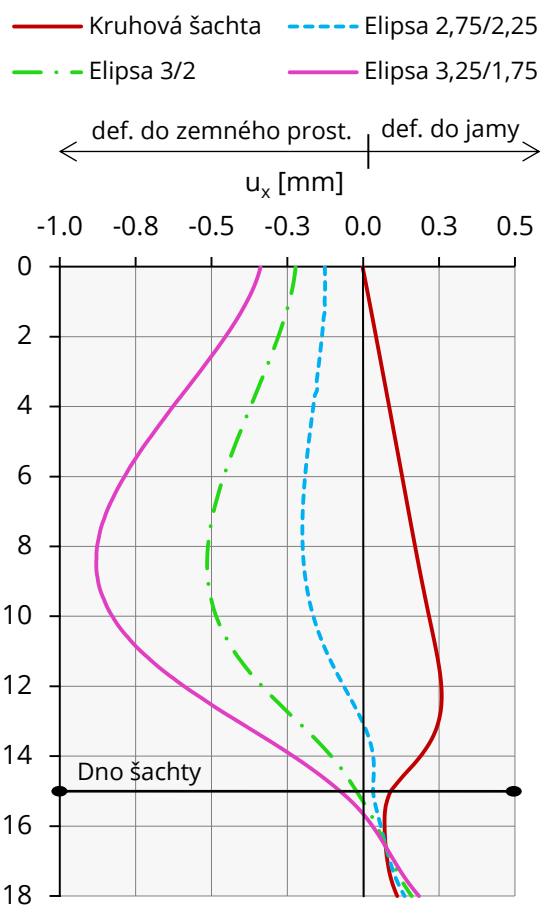
Obrázok 6-18: Vodorovné deformácie  $u_x, v_x$  v hĺbke 10 m

- S výskytom hladiny podzemnej vody

Deformácie šácht sa zväčšia po zaťažení hydrostatickým tlakom, ktorý svojim pôsobením od terénu súvisle na celú konštrukciu šachty zvyšuje veľkosť vodorovných deformácií. Oproti šachtám namáhaním len zemným tlakom sa deformácie zväčšia cca 2-násobne. Kruhová šachta je deformovaná po obvode o hodnotu 0,0 až 0,3 mm. Najviac deformovaná elipsa 3,25 / 1,75 v reze  $r_{\min}$  v hĺbke 10 m dosahuje vodorovnú deformáciu ~0,9 mm a v reze  $r_{\max}$  2,0 mm. Rozloženie vodorovných deformácií je znázornené na obrázkoch 6-21 a 6-22. Obrázok 6-21 znázorňuje rozloženie deformácií v smere maximálneho polomeru zaoblenia –  $r_{\max}$  a obrázok 6-22 v smere minimálneho polomeru zaoblenia šachty –  $r_{\min}$ .

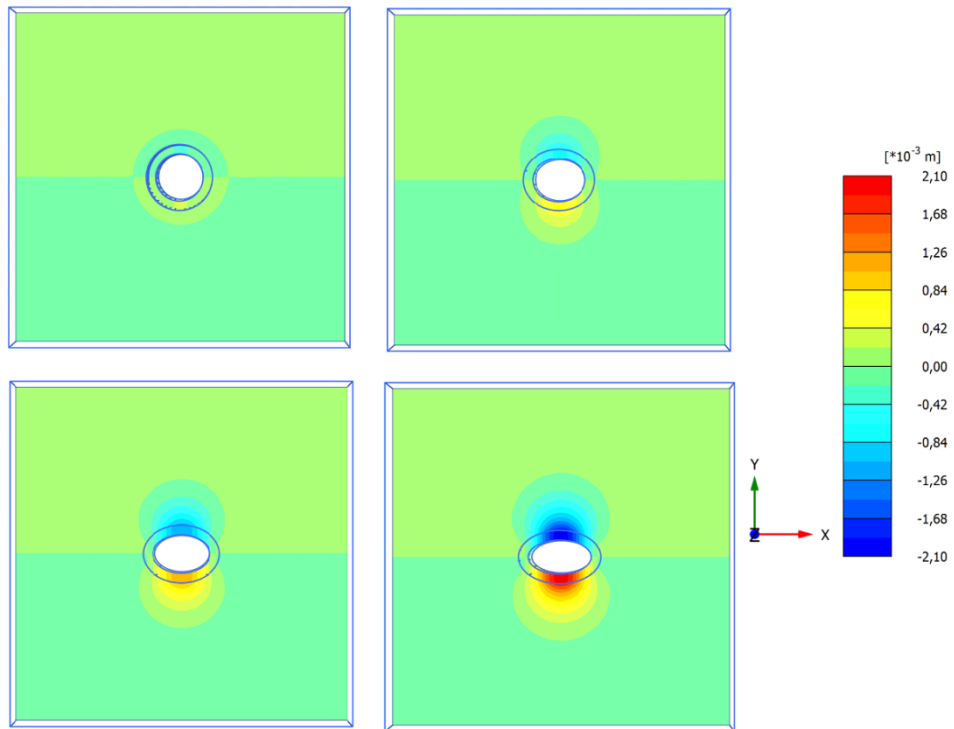


**Obrázok 6-19:** Vodorovné deformácie v  $r_{\max}$   
(Rez: B-B')

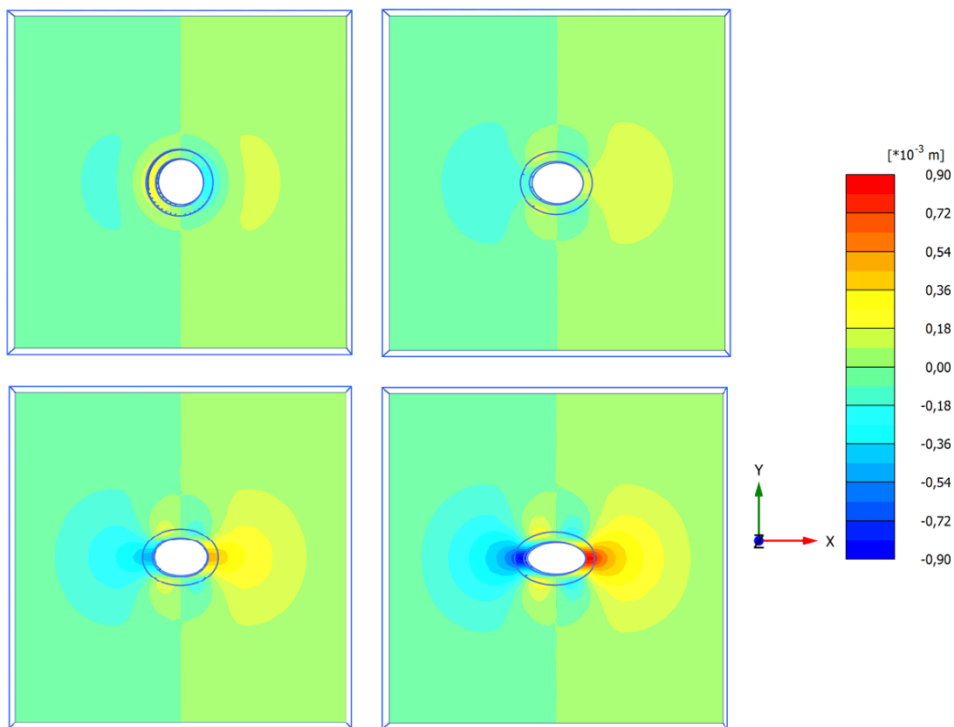


**Obrázok 6-20:** Vodorovné deformácie v  $r_{\min}$   
(Rez: B-B')





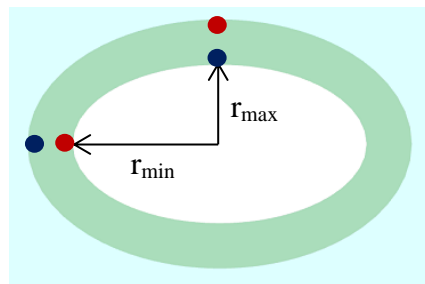
**Obrázok 6-21:** Vodorovné deformácie  $u_y$  v hĺbke 10 m



**Obrázok 6-22:** Vodorovné deformácie  $u_x$  v hĺbke 10 m

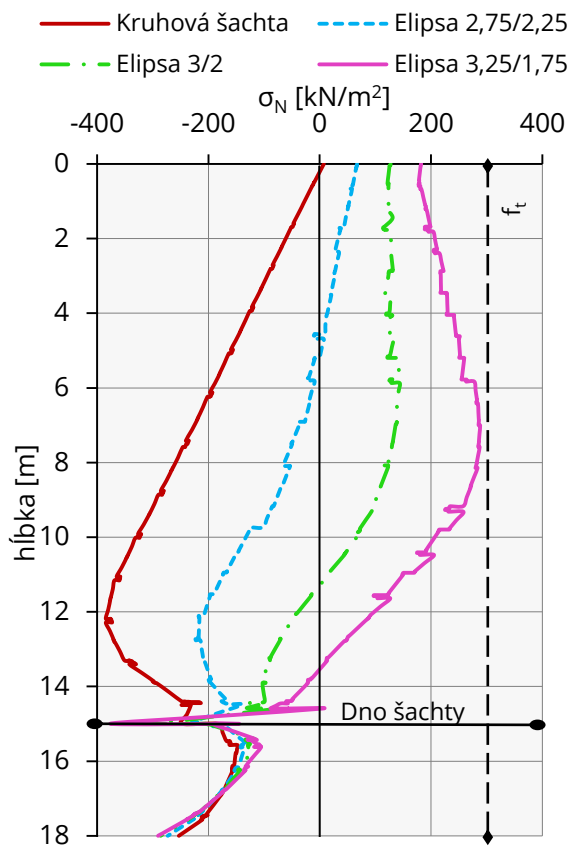
## 6.8 Rozbor normálového napätia

Na obrázkoch 6-24 až 6-31 sú znázornené priebehy normálového napätia v rezoch  $r_{\max}$  a  $r_{\min}$  analyzovaných šacht. Napätie na obrázku 6-24 a 6-25 je vykreslené v miestach najväčšieho ťahového namáhania – modré body (Obr. 6-23) – vnútorná hrana v reze  $r_{\max}$  a vonkajšia hrana v reze  $r_{\min}$  – Rez B-B' (Obr. 6-3).

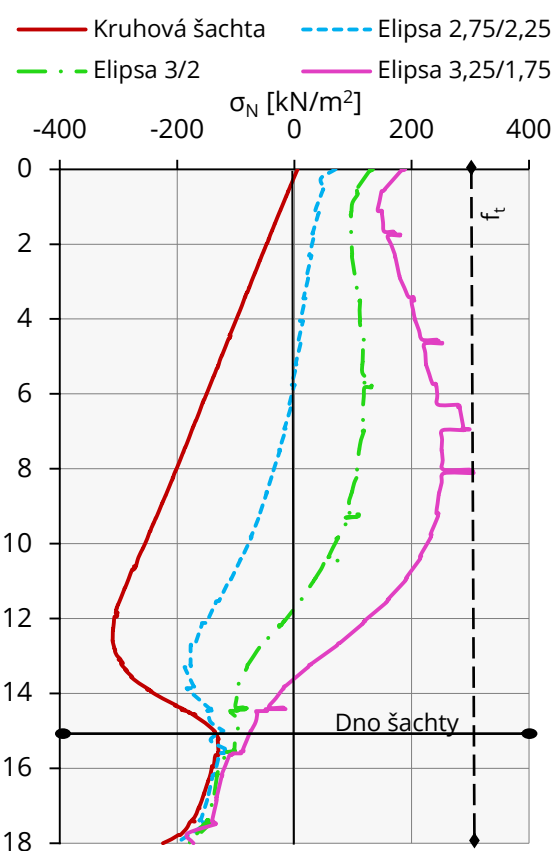


**Obrázok 6-23:** Priečný rez umiestnenia líniových rezov pre rozbor normálového napätia modré body – tlakové namáhanie; červené body – ťahové namáhanie (Rez: B-B')

- Bez výskytu hladiny podzemnej vody



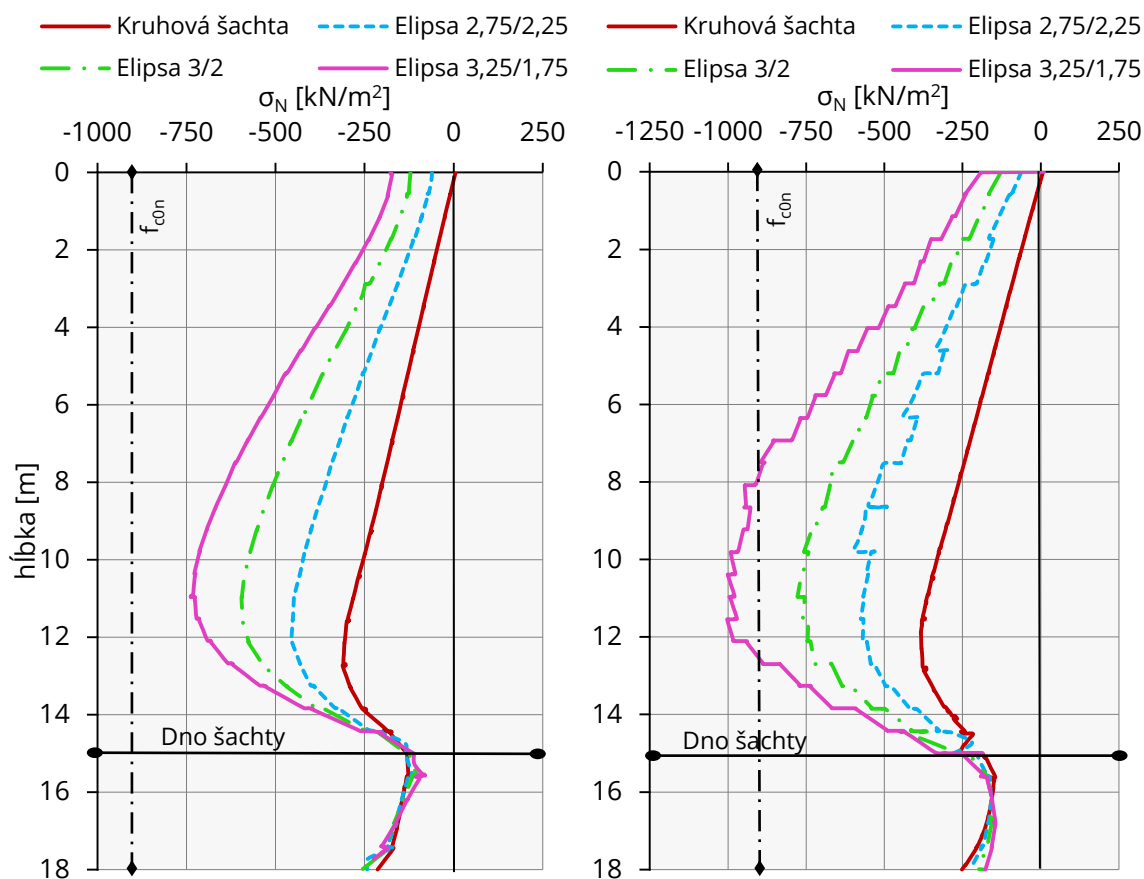
**Obrázok 6-24:** Priebeh normálového napätia v  $r_{\max}$  – VNÚTORNÁ HRANA (Rez: B-B')



**Obrázok 6-25:** Priebeh normálového napätia v  $r_{\min}$  – VONKAJŠIA HRANA (Rez: B-B')

Na predchádzajúcich obrázkoch je možné pozorovať, že zmenou pôdorysu šachty (kruhovú – elipsovú) sa ťahové namáhanie v konštrukcii šachty zvyšuje. Maximálne ťahové normálové napätie elipsy 3,25 / 1,75 sa obzvlášť v reze  $r_{\max}$  (Obr. 6-24) približuje ťahovej pevnosti materiálu prúdovej injektáže  $f_{t,28} = 300 \text{ kN/m}^2$ . Kruhovú šachtu je tlačenej po celej výške, zatiaľ čo elipsa 2,75 / 2,25 už len z cca 1/3. Dno šachty zabráňuje vzniku deformácií a normálové napätie vyšetovaných šácht je v tejto časti takmer zhodné.

Normálové napätie na obrázku 6-26 a 6-27 je vykreslené v miestach najväčšieho tlakového namáhania – červené body (Obr. 6-23) - vonkajšia hrana v reze  $r_{\max}$  a vnútorná hrana v reze  $r_{\min}$  – Rez B-B' (Obr. 6-3).



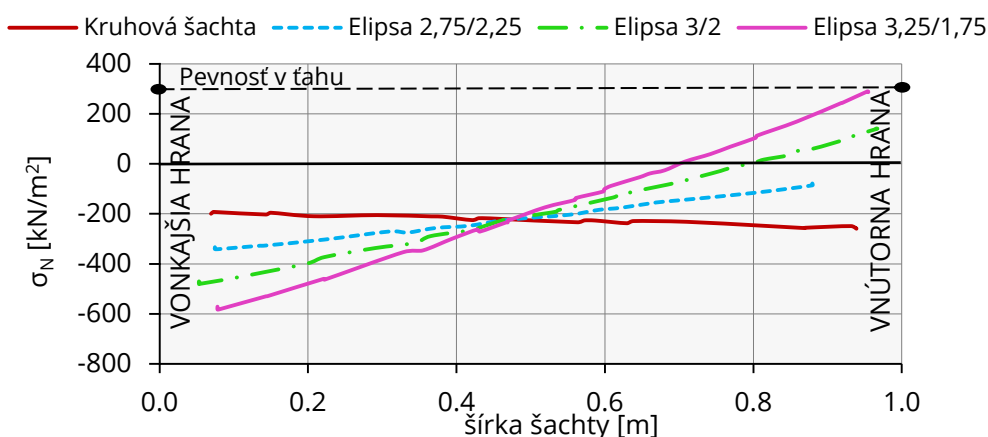
**Obrázok 6-26:** Priebeh normálového napätia v  $r_{\max}$  – VONKAJŠIA HRANA (Rez: B-B')

**Obrázok 6-27:** Priebeh normálového napätia v  $r_{\min}$  – VNÚTORNÁ HRANA (Rez: B-B')

Zmenou geometrie (kruhová – elipsa) sa tlakové namáhanie zvyšuje. V reze  $r_{\min}$  (Obr. 6-27) v hĺbke 8 – 12,5 m u elipsy s najväčším polomerom  $r_{\min} / r_{\max}$  dochádza k prekročeniu normalizovanej tlakovej pevnosti  $f_{c0n} = 900 \text{ kN/m}^2$  - k vzniku plastických (nevratných) deformácií. V reze  $r_{\max}$  dosahuje normálové tlakové napätie nižších hodnôt.

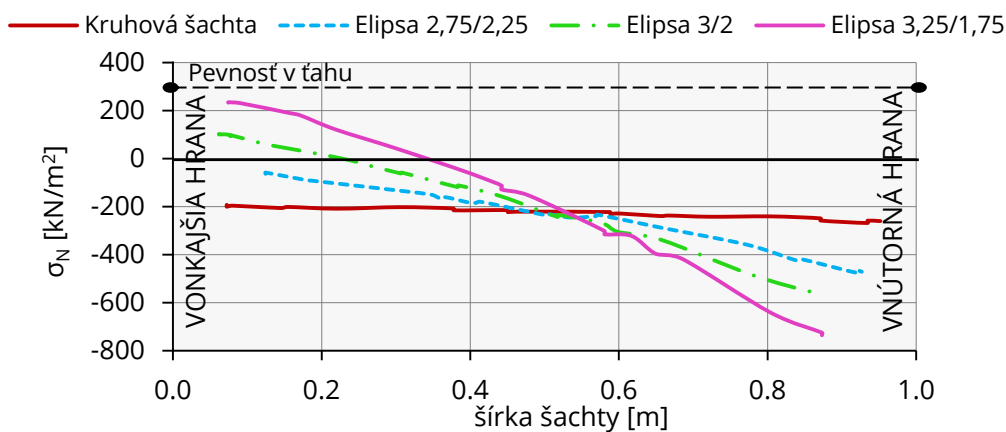
V ďalšom pokračovaní analýzy, boli vybrané 2 rezy v hĺbke 8 m a 12 m. V hĺbke približne 8 m (cca uprostred výšky šachty) je vo výrazne eliptických šachtách dosiahnuté najväčšie ťahové namáhanie a v hĺbke približne 12 m najväčšia normálová sila. Výsledky tejto analýzy sú interpretované priebehom normálového napätia po šírke šachty – rez D-D' (Obr. 6-5) v miestach  $r_{\min}$  a  $r_{\max}$ . Príloha A dopĺňa tieto výsledky o obrázky rozloženia normálového napätia - rezy C-C' (Obr. 6-4).

- **$h = 8 \text{ m}; r_{\max}$**



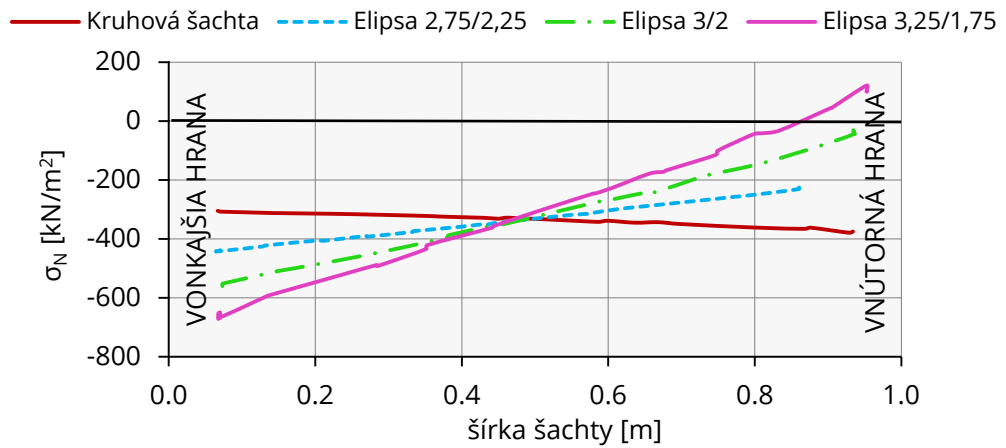
**Obrázok 6-28:** Priebeh normálového napätia po šírke šachty v mieste  $r_{\max}$ ,  $h = 8 \text{ m}$  (Rez: D-D')

- **$h = 8 \text{ m}; r_{\min}$**



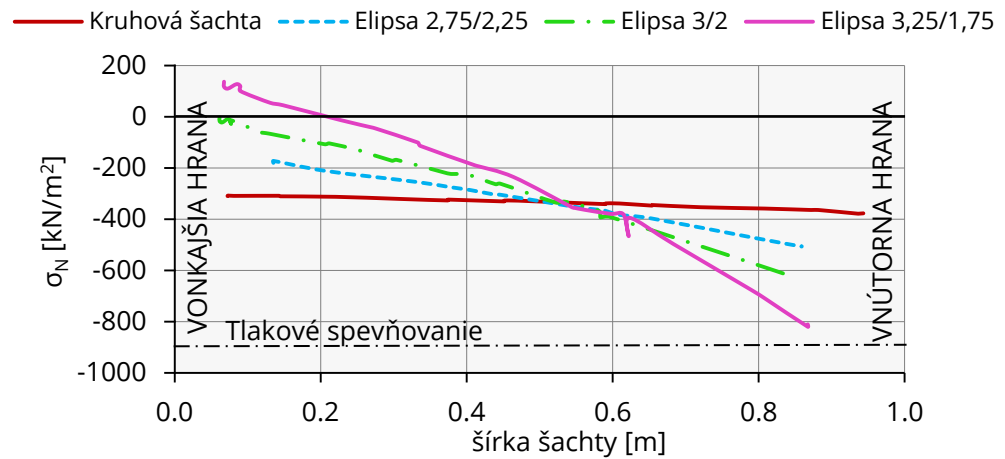
**Obrázok 6-29:** Priebeh normálového napätia po šírke šachty v mieste  $r_{\min}$ ,  $h = 8 \text{ m}$  (Rez: D-D')

- $h = 12 \text{ m}; r_{\max}$



Obrázok 6-30: Priebek normálového napätia po šírke šachty v mieste  $r_{\max}$ ,  $h = 12 \text{ m}$  (Rez: D-D')

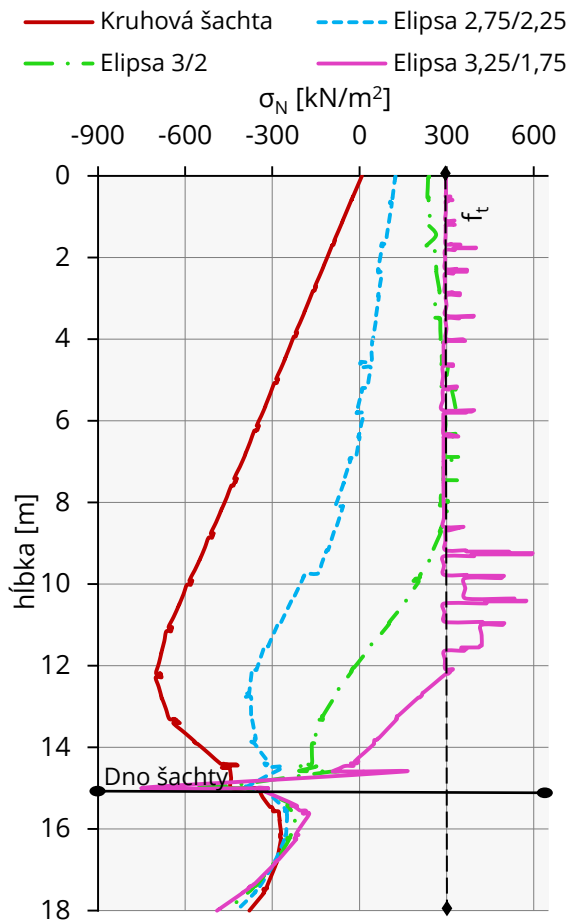
- $h = 12 \text{ m}; r_{\min}$



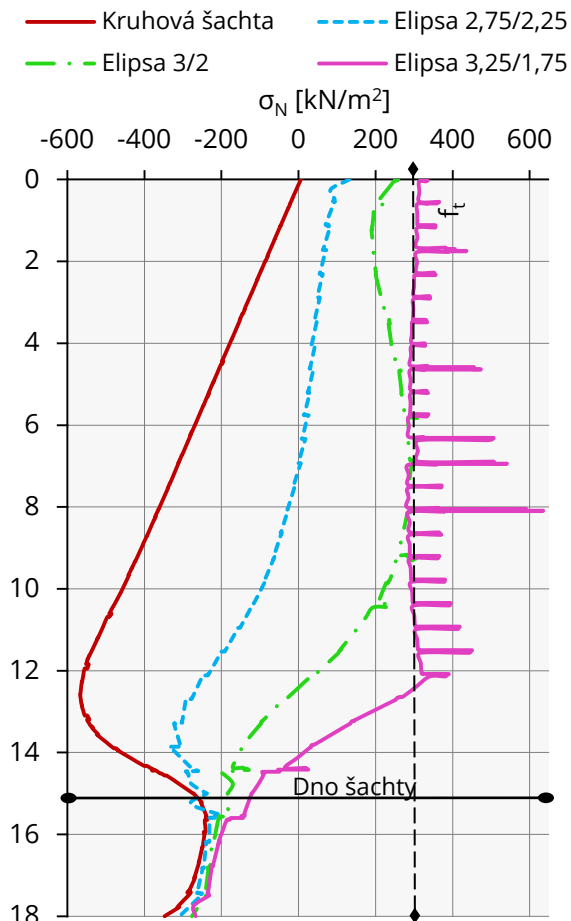
Obrázok 6-31: Priebek normálového napätia po šírke šachty v mieste  $r_{\min}$ ,  $h = 12 \text{ m}$  (Rez: D-D')

- S výskytom hladiny podzemnej vody

Hydrostatický tlak pôsiaci na celú konštrukciu šachty sa výrazne prejaví aj na priebehu napätia. Obrázky 6-32 a 6-33, znázorňujú priebeh normálového napätia v miestach najväčšieho ťahového namáhania – modré body (Obr. 6-23) - vnútorná hrana v reze  $r_{\max}$  a vonkajšia hrana v reze  $r_{\min}$  – Rez B-B' (Obr. 6-3).



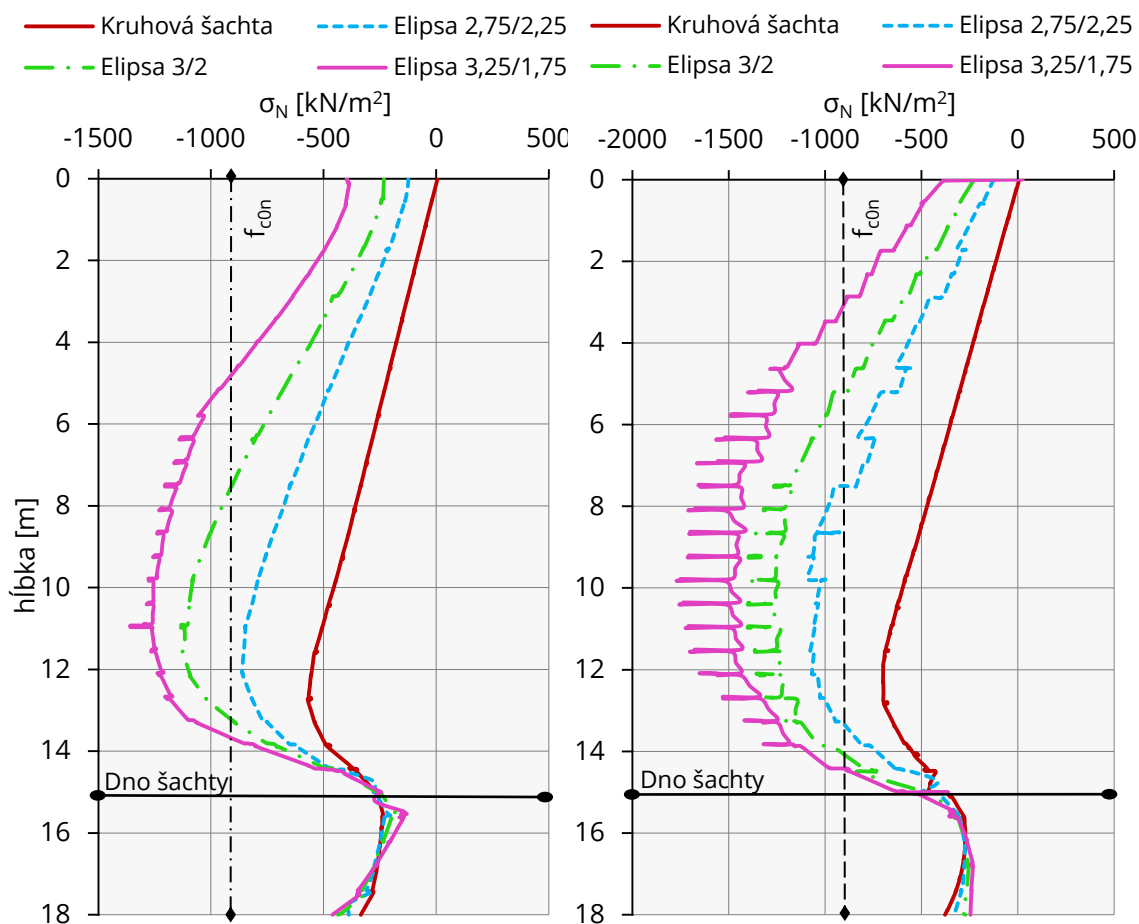
**Obrázok 6-32:** Priebeh normálového napätia v  $r_{\max}$  – VNÚTORNÁ HRANA (Rez: B-B')



**Obrázok 6-33:** Priebeh normálového napätia v  $r_{\min}$  – VONKAJŠIA HRANA (Rez: B-B')

Normálové napätie kruhovej šachty sa vplyvom hydrostatického tlaku zvýši cca dvojnásobne. U elipsy 2,75 / 2,25 nedochádza k dosiahnutiu ťahovej pevnosti  $f_t$ . Ťahová pevnosť materiálu  $f_t$  je dosiahnutá u elipsy 3 / 2 v reze  $r_{\max}$  v hĺbke 5 – 8 m. U elipsy najväčšej krivosti 3,25 / 1,75 je ťahová pevnosť materiálu  $f_t$  dosiahnutá takmer po celej výške šachty v reze  $r_{\max}$  aj  $r_{\min}$  – dochádza k vzniku ťahových trhlín.

Napätie na obrázku 6-34 a 6-35 je vykreslené v miestach najväčšieho tlakového namáhania – červené body (Obr. 6-23) - vonkajšia hrana v reze  $r_{max}$  a vnútorná hrana v reze  $r_{min}$  – Rez B-B' (Obr. 6-3).



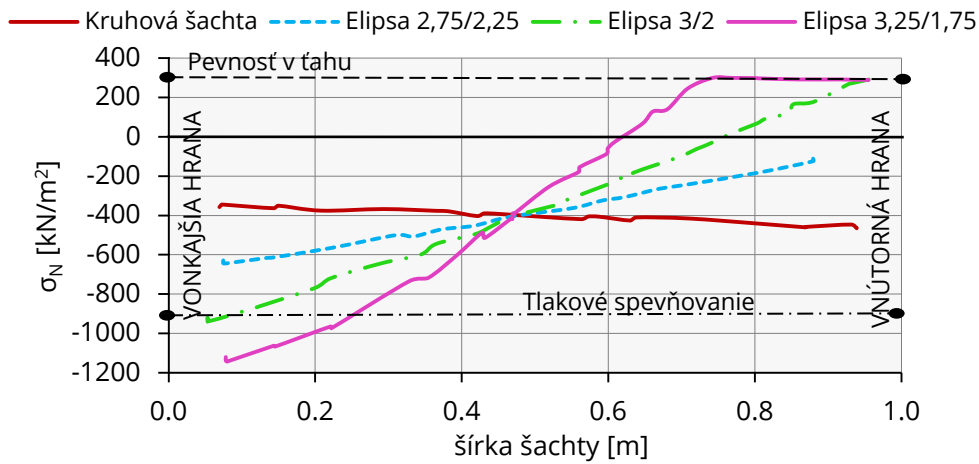
**Obrázok 6-34:** Priebeh normálového napätia v  $r_{max}$  – VONKAJŠIA HRANA (Rez: B-B')

**Obrázok 6-35:** Priebeh normálového napätia v  $r_{min}$  – VNTORN HRANA (Rez: B-B')

Vplyvom pôsobiaceho hydrostatického tlaku sa normlov napätie výrazne zvýši. U všetkých analyzovaných eliptických šachtí dochádza k vzniku plastických (nevratných) deformácií - dosiahnutie  $f_{con}$ . Rez  $r_{min}$  je namáhan väčšou tlakovou silou, čo môže byť spôsobené vyššou hodnotou zemného tlaku v tomto mieste.

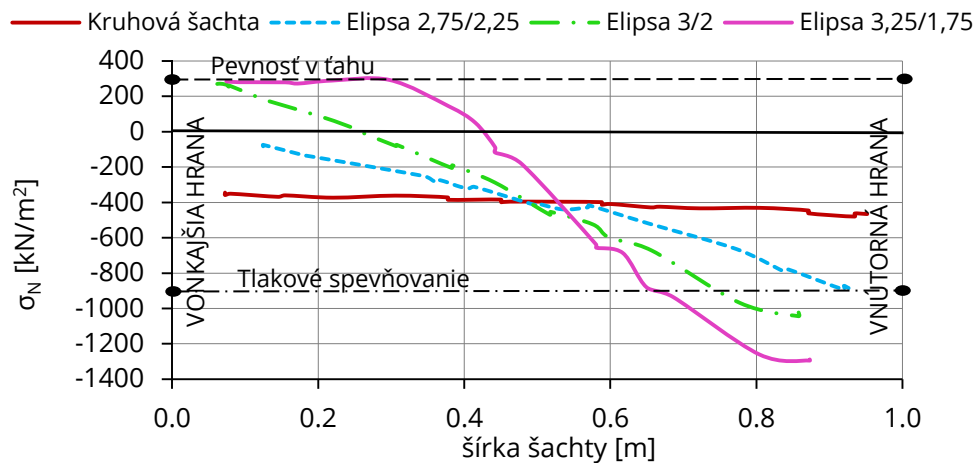
Nasleduje znázornenie priebehu normálového napätia s pôsobením hydrostatického tlaku po šírke šachty vo vybraných rezoch v hĺbke 8 a 12 m (Obr. 6-36 až 6-39).

- **$h = 8 \text{ m}; r_{\max}$**



**Obrázok 6-36:** Priebeh normálového napätia po širke šachty v mieste  $r_{\max}$ ,  $h = 8 \text{ m}$  (Rez: D-D')

- **$h = 8 \text{ m}; r_{\min}$**

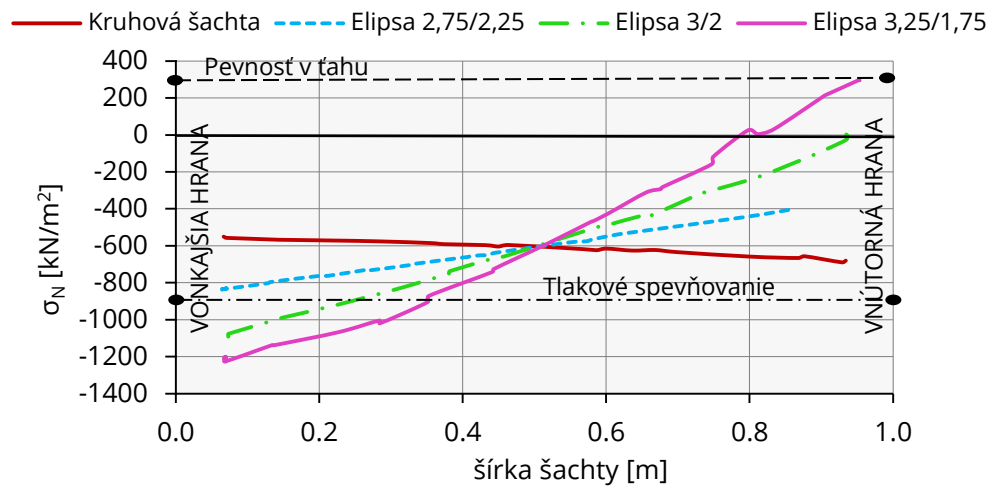


**Obrázok 6-37:** Priebeh normálového napätia po širke šachty v mieste  $r_{\min}$ ,  $h = 8 \text{ m}$  (Rez: D-D')

ahova pevnosť materiálu prúdovej injektze je ako prv dosiahnut v reze  $r_{\max}$  – vntorn viditen hrana šachty (Obr. 6-28, 6-32). Zmenou geometrie teda zvyšovaním zaťaženia na šachtu je ale maximálne ťahové namáhanie a tiež tlakové dosiahnut nakoniec v reze  $r_{\min}$  (Obr. 6-37).

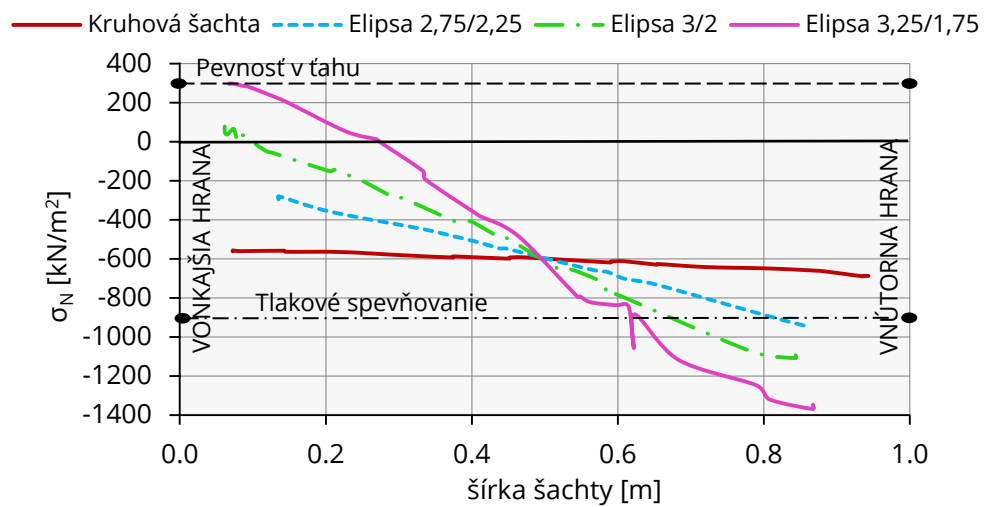


- $h = 12 \text{ m}; r_{\max}$



Obrázok 6-38: Priebeh normálového napätia po ˇsirke ˇsachty v mieste  $r_{\max}$ ,  $h = 12 \text{ m}$  (Rez: D-D')

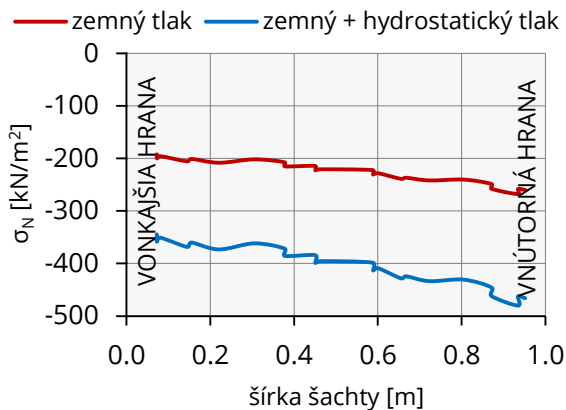
- $h = 12 \text{ m}; r_{\min}$



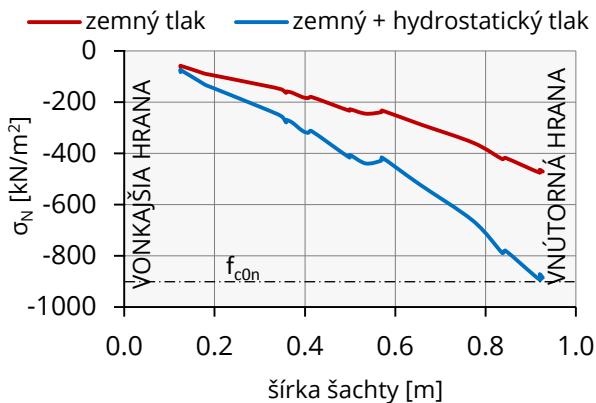
Obrázok 6-39: Priebeh normálového napätia po ˇsirke ˇsachty v mieste  $r_{\min}$ ,  $h = 12 \text{ m}$  (Rez: D-D')

### 6.8.1 Vplyv hydrostatického tlaku na normálové napätie šacht

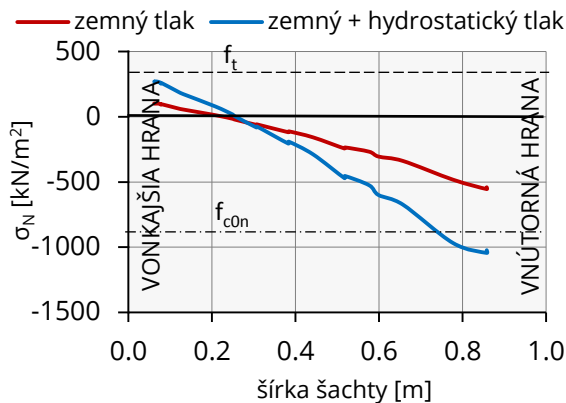
Obrázky 6-40 až 6-47 poukazujú na zmenu normálového napätia v dôsledku vplyvu tlaku podzemnej vody na jednotlivé šachty. Boli vybrané 2 rezy D-D' v mieste  $r_{\min}$  v hĺbke 8 m a 12 m.



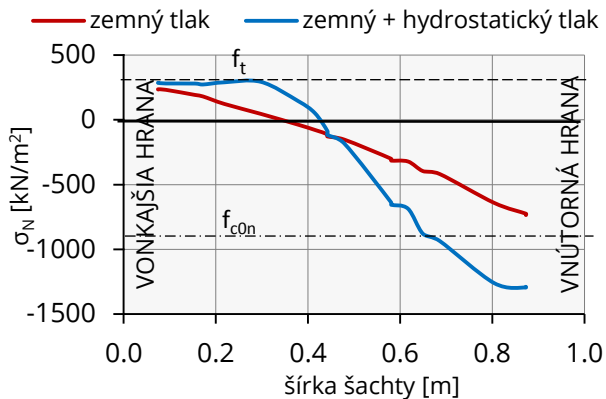
**Obrázok 6-40:** Kruhovú šachta – priebeh normálového napätia s výskytom a bez výskytu podzemnej vody v  $r_{\min}$ ;  $h = 8\text{m}$  (Rez: D-D')



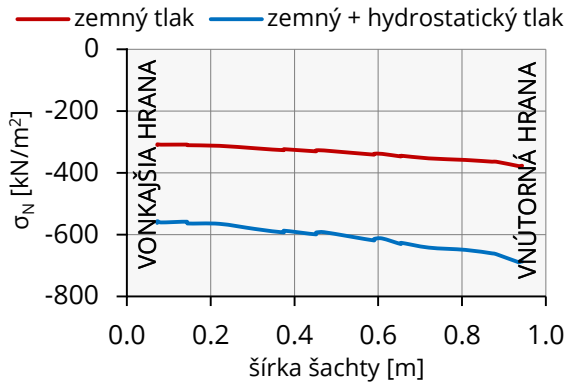
**Obrázok 6-41:** Elipsa 2,75 / 2,25 – priebeh normálového napätia s výskytom a bez výskytu podzemnej vody v  $r_{\min}$ ;  $h = 8\text{m}$  (Rez: D-D')



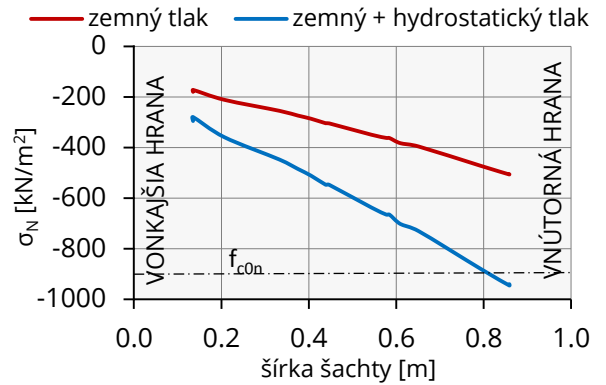
**Obrázok 6-42:** Elipsa 3 / 2 – priebeh normálového napätia s výskytom a bez výskytu podzemnej vody v  $r_{\min}$ ;  $h = 8\text{m}$  (Rez: D-D')



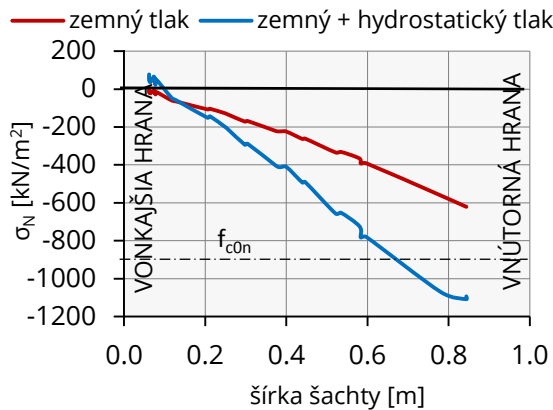
**Obrázok 6-43:** Elipsa 3,25 / 1,75 – priebeh normálového napätia s výskytom a bez výskytu podzemnej vody v  $r_{\min}$ ;  $h = 8\text{m}$  (Rez: D-D')



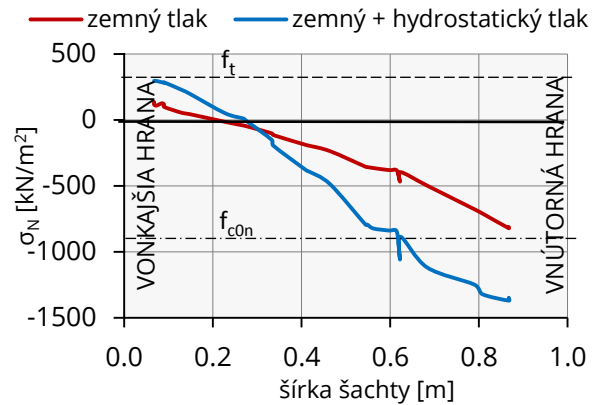
**Obrázok 6-44:** Kruhová šachta – priebeh normálového napätia s výskytom a bez výskytu podzemnej vody v  $r_{min}$ ;  $h = 12m$  (Rez: D-D')



**Obrázok 6-45:** Elipsa 2,75 / 2,25 – priebeh normálového napätia s výskytom a bez výskytu podzemnej vody v  $r_{min}$ ;  $h = 12m$  (Rez: D-D')



**Obrázok 6-46:** Elipsa 3 / 2 – priebeh normálového napätia s výskytom a bez výskytu podzemnej vody v  $r_{min}$ ;  $h = 12m$  (Rez: D-D')



**Obrázok 6-47:** Elipsa 3,25 / 1,75 – priebeh normálového napätia s výskytom a bez výskytu podzemnej vody v  $r_{min}$ ;  $h = 12m$  (Rez: D-D')

Tlakové namáhanie kruhovej šachty sa vplyvom hydrostatického tlaku cca zdvojnasobnı (Obr. 6-40, 44). U eliptických šachiet s rastúcim pomerom polomerov  $r_{min} / r_{max}$  sa postupne zvyšuje aj rozdiel normálového napätia s a bez posobena hydrostatického tlaku. V hĺbke 8 m pod terénom je u elipsy 3,25 / 1,75 zaažovanej len zemným tlakom, namáhaná tahom cast' prierezu 0,35 m. U rovnakej konštrukcii šachty, ktorá je namáhaná aj hydrostatickým tlakom je šírka prierezu namáhaná tahom 0,42 m z toho na 0,3 m je uš dosiahnutá tahova pevnosť materiálu (Obr. 6-43).

## 6.9 Analýza citlivosti parametrov

Konštitučný model Shotcrete obsahuje 26 vstupných parametrov. Parametre riadiace časovú závislosť správania materiálu prúdovej injektáže, dotvarovanie a zmršťovanie neboli v parametrickej analýze vyšetrované. Taktiež parametre riadiace tlakové zmäkčovanie boli z analýzy vylúčené, keďže tlaková pevnosť materiálu nebola v numerickom modeli ani z polovice dosiahnutá a tak by v tomto prípade zmena týchto parametrov nemala žiaden vplyv na výsledky.

Predmetom analýzy citlivosti parametrov sú parametre s najväčším vplyvom na namáhanie konštrukcie: 5.9.1 – ťahová pevnosť  $f_{t,28}$

5.9.2 – normalizovaná tlaková pevnosť  $f_{c0n}$ , riadiaca vznik  
plastických deformácií

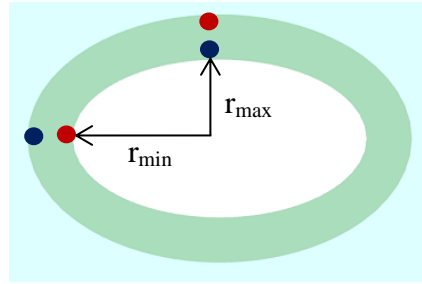
5.9.3 – lomová energia v ťahu  $G_{t,28}$

5.9.4 - vrcholové plastické pretvorenie  $\varepsilon_{cp}$

Ostatné parametre so zanedbateľným vplyvom na napätie sú uvedené v prílohe B. Pravdepodobný rozsah jednotlivých parametrov berie do úvahy aj hodnoty dohľadané v literatúre.

Dôležitými výstupmi pre zhodnotenie celej konštrukcie sú deformačné parametre  $H_c$ ,  $H_t$  (vzorec 3-2 a 3-5) a odpovedajúce vznikajúce plastické body. Tieto parametre určujú vznik plastických deformácií v konštrukcii šachty. Parameter  $H_c$  definuje, v ktorých tlakovo namáhaných miestach šachty dochádza k vzniku plastických deformácií pred alebo po dosiahnutí tlakovej pevnosti. Parameter ťahového zmäkčovania  $H_t$  definuje miesta, v ktorých už bola dosiahnutá ťahová pevnosť materiálu  $f_{t,28}$  a tým dochádza k vzniku ťahových trhlín v materiály prúdovej injektáže. Plastické body túto skutočnosť potvrdzujú.

Vyhodnotenie parametrickej analýzy bude obsahovať znázornenie zón tlakového spevňovania (pred dosiahnutím tlakovej pevnosti) a ťahového zmäkčovania na 3D konštrukcii šachty. V líniových rezoch B-B' (Obr. 6-3) v miestach najväčšieho tlakového – červené body a ťahového namáhania – modré body (Obr. 6-48), je následne znázornená zmena parametrov  $H_c$  a  $H_t$ , ktorá sa prejaví zmenou hodnoty analyzovaného parametru. Ďalej je vo vybranom charakterizujúcom plošnom reze C-C' (Obr. 6-4) porovnané normálové napätie v líniovom reze D-D' (Obr. 6-5).



**Obrázok 6-48:** Priečny rez umiestnenia líniových rezov pre parametrickú analýzu (Rez: B-B') parameter  $H_t$  – modré body; parameter  $H_c$  – červené body

**Tabuľka 6-2:** Označenie scenárov analýzy citlivosti parametrov

Scenár	Šachta	Analýza parametru	Hodnota	Poznámka
Scenár 1	Elipsa 3,25 / 1,75 s výskytom hladiny podzemnej vody	východiskový*	Tab. 3-10, 11	
Scenár 2		$f_{t,28}$	600 kN/m <sup>2</sup>	
Scenár 3		$f_{c0n}$	0,3	
Scenár 4		$G_{t,28}$	0,01 kN/m	
Scenár 5		$\varepsilon_{cp}^p$	-0,0012	
Scenár 6		$\varphi_{max}$	40°	Príloha B
Scenár 7		a	20	Príloha B

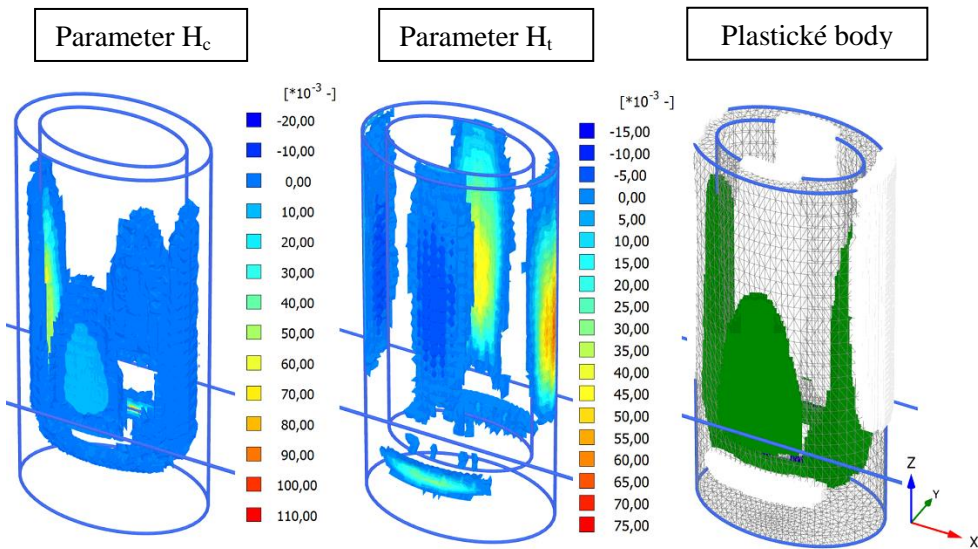
### 6.9.1 Ťahová pevnosť $f_{t,28}$

Prvým parametrom, ktorý je podrobený parametrickej analýze je ťahová pevnosť materiálu  $f_{t,28}$ . Predvolená hodnota  $f_{t,28}$  je 300 kN/m<sup>2</sup>. Menšia hodnota pevnosti v ťahu sa nepredpokladá. Táto hodnota je spodná hranica odporúčaných hodnôt *Schädlich a Schweiger (2014)* (Tab. 3-2). Taktiež *Croce a kol., (2014)* uvádza v literatúre hodnoty pevnosti v ťahu pre prúdovú injektáž v piesčitých zeminách vyššie ako je predvolená hodnota (Obr. 3-14). Pre podrobnejšiu analýzu bola zvolená šachta 3,25 / 1,75 s výskytom hladiny podzemnej vody, u ktorej je výraznejšie prekročená ťahová pevnosť 300 kN/m<sup>2</sup>.

**Tabuľka 6-4:** Označenie scenárov parametrickej analýzy pevnosti v ťahu  $f_{t,28}$

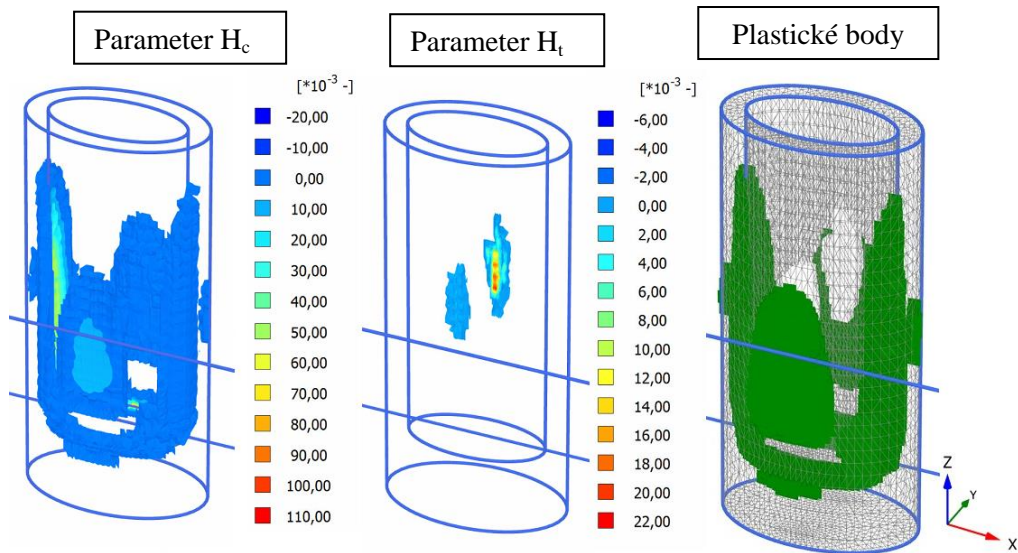
Popis	$f_{t,28}$ [kN/m <sup>2</sup> ]	Scenár
Elipsa 3,25/1,75 + HpV	300*	Scenár 1
Elipsa 3,25/1,75 + HpV	600	Scenár 2

- Scenár 1: Elipsa 3,25 / 1,75 + HpV;  $f_{t,28} = 300 \text{ kN/m}^2$



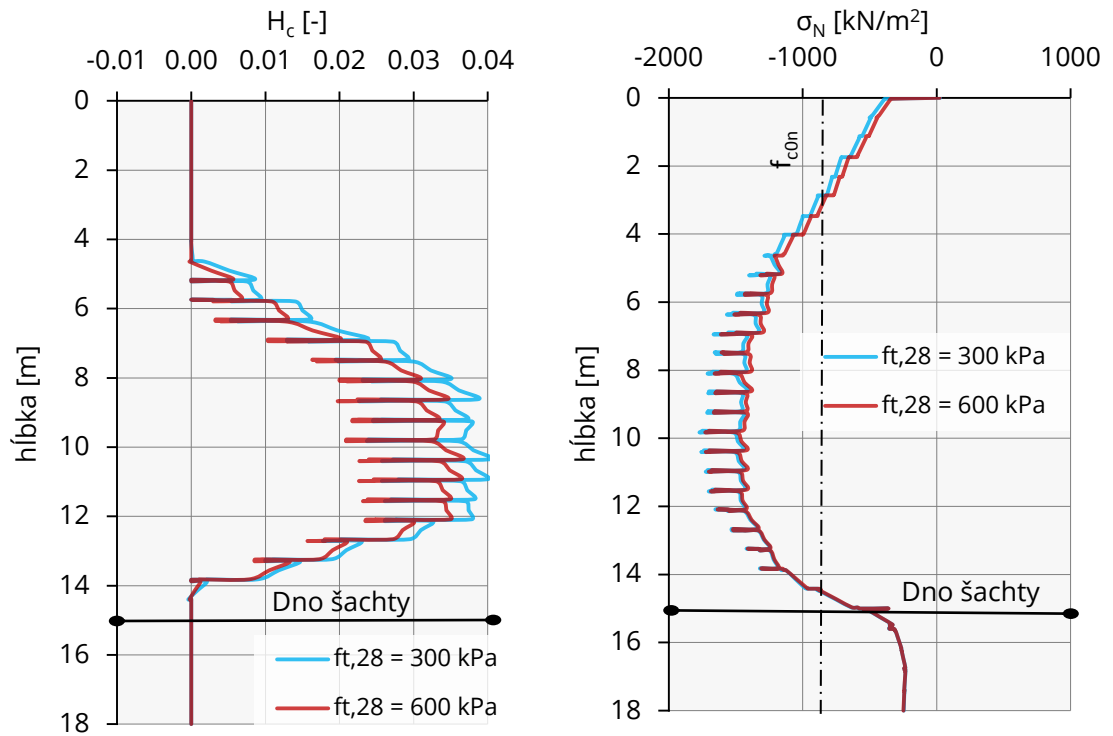
**Obrázok 6-49:** Parameter tlakového spevňovania  $H_c$ , ťahového zmäkčovania  $H_t$  a plastické body Elipsy 3,25 / 1,75 s výskytom hladiny podzemnej vody,  $f_{t,28} = 300 \text{ kN/m}^2$

- Scenár 2: Elipsa 3,25 / 1,75 + HpV;  $f_{t,28} = 600 \text{ kN/m}^2$

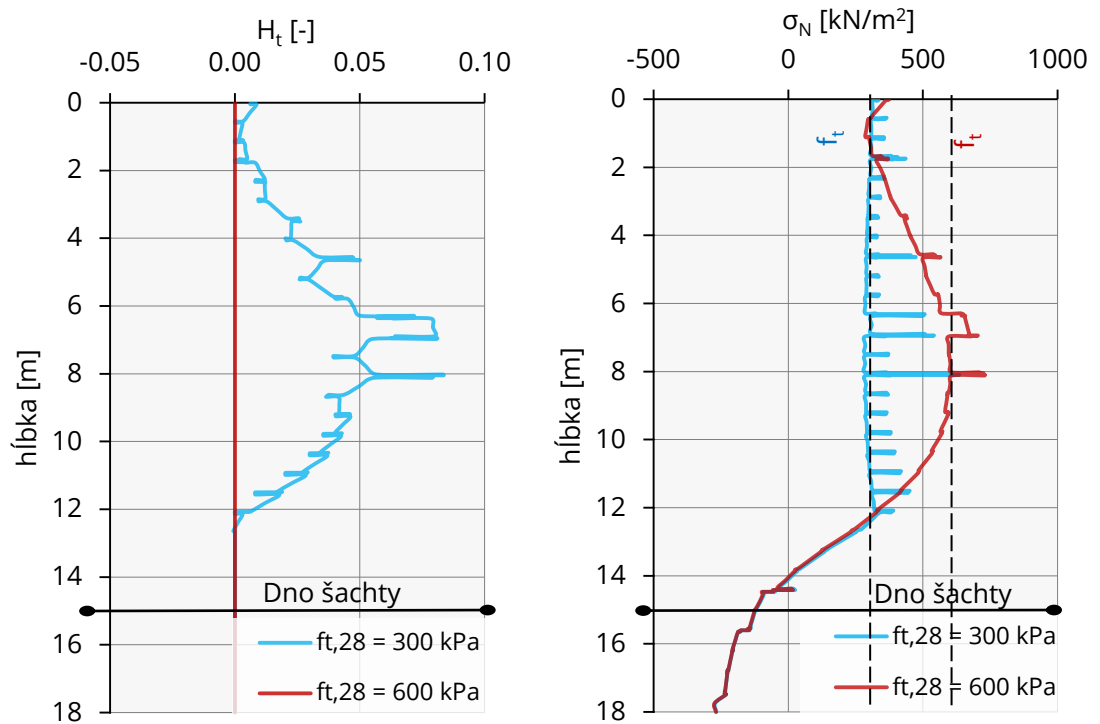


**Obrázok 6-50:** Parameter tlakového spevňovania  $H_c$ , ťahového zmäkčovania  $H_t$  a plastické body Elipsy 3,25 / 1,75 s výskytom hladiny podzemnej vody,  $f_{t,28} = 600 \text{ kN/m}^2$

- V  $r_{\min}$  - namáhanie v najviac tlačenej a ťahaných okrajoch šachty

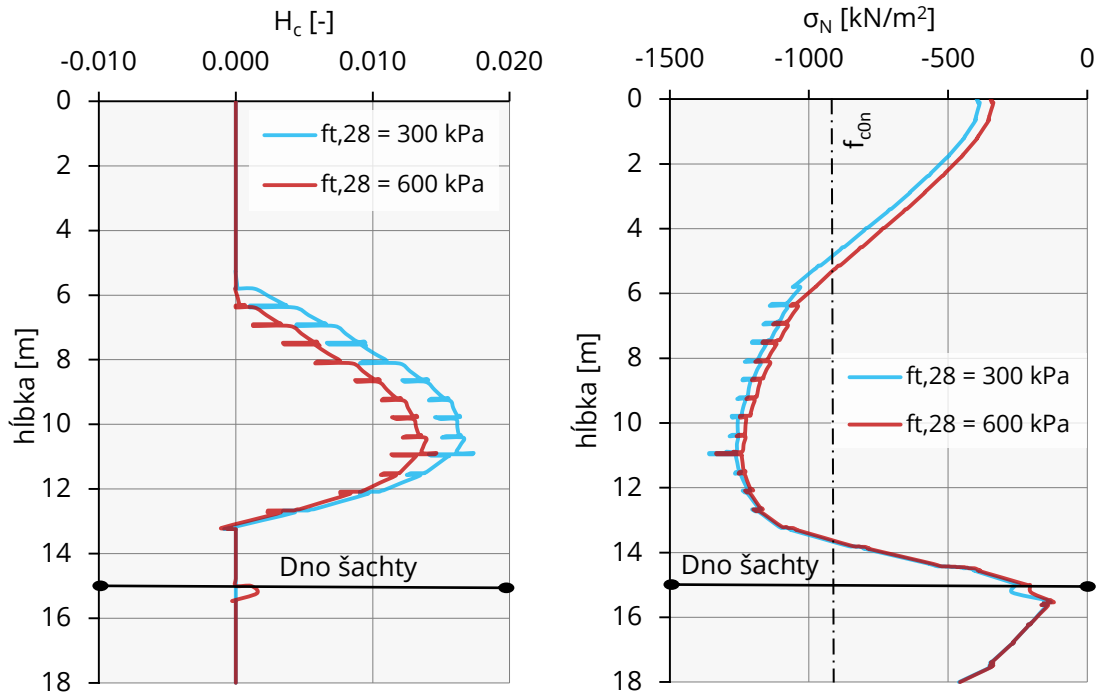


**Obrázok 6-51:** Priebeg normálového napätia v tlačenej okraji šachty v reze  $r_{\min}$  v relácii s parametrom tlakového spevňovania  $H_c$  (Rez: B-B') – VNÚTORNÁ HRANA

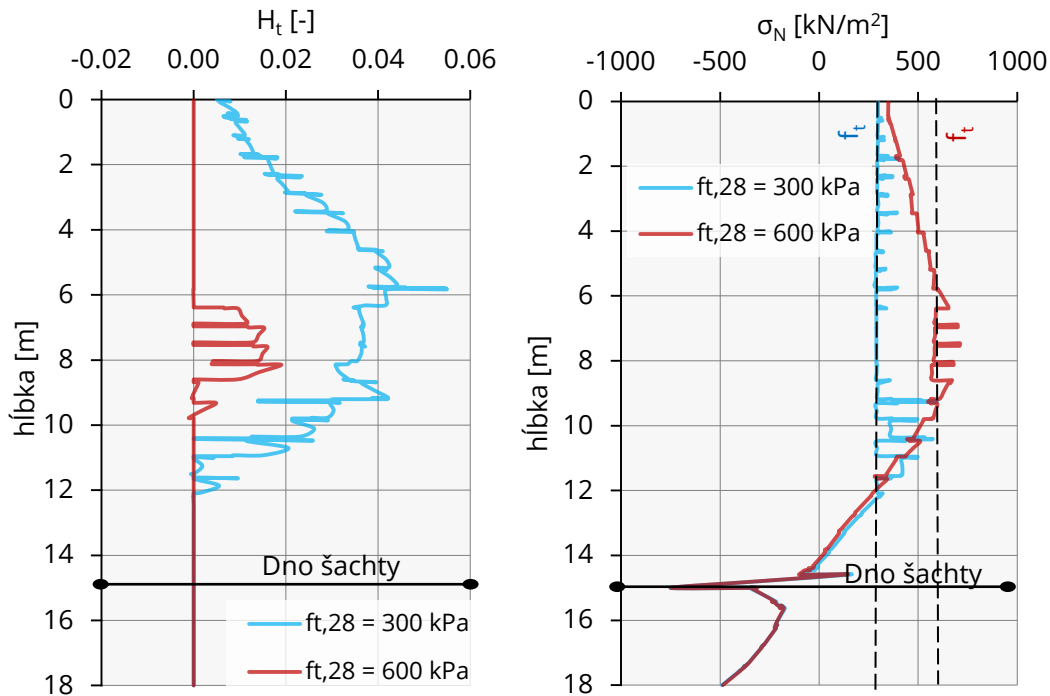


**Obrázok 6-52:** Priebeg normálového napätia v ťahanom okraji šachty v reze  $r_{\min}$  v relácii s parametrom ťahového zmäkčovania  $H_t$  (Rez: B-B') – VONKAJŠIA HRANA

- V  $r_{\max}$  - namáhanie v najviac tlačných a ťahaných okrajoch šachty



**Obrázok 6-53:** Priebeg normálového napätia v tlačnom okraji šachty v reze  $r_{\max}$  v relácii s parametrom tlakového spevňovania  $H_c$  (Rez: B-B') – VONKAJŠIA HRANA



**Obrázok 6-54:** Priebeg normálového napätia v ťahanom okraji šachty v reze  $r_{\max}$  v relácii s parametrom ťahového zmäkčovania  $H_t$  (Rez: B-B') – VNÚTORNÁ HRANA



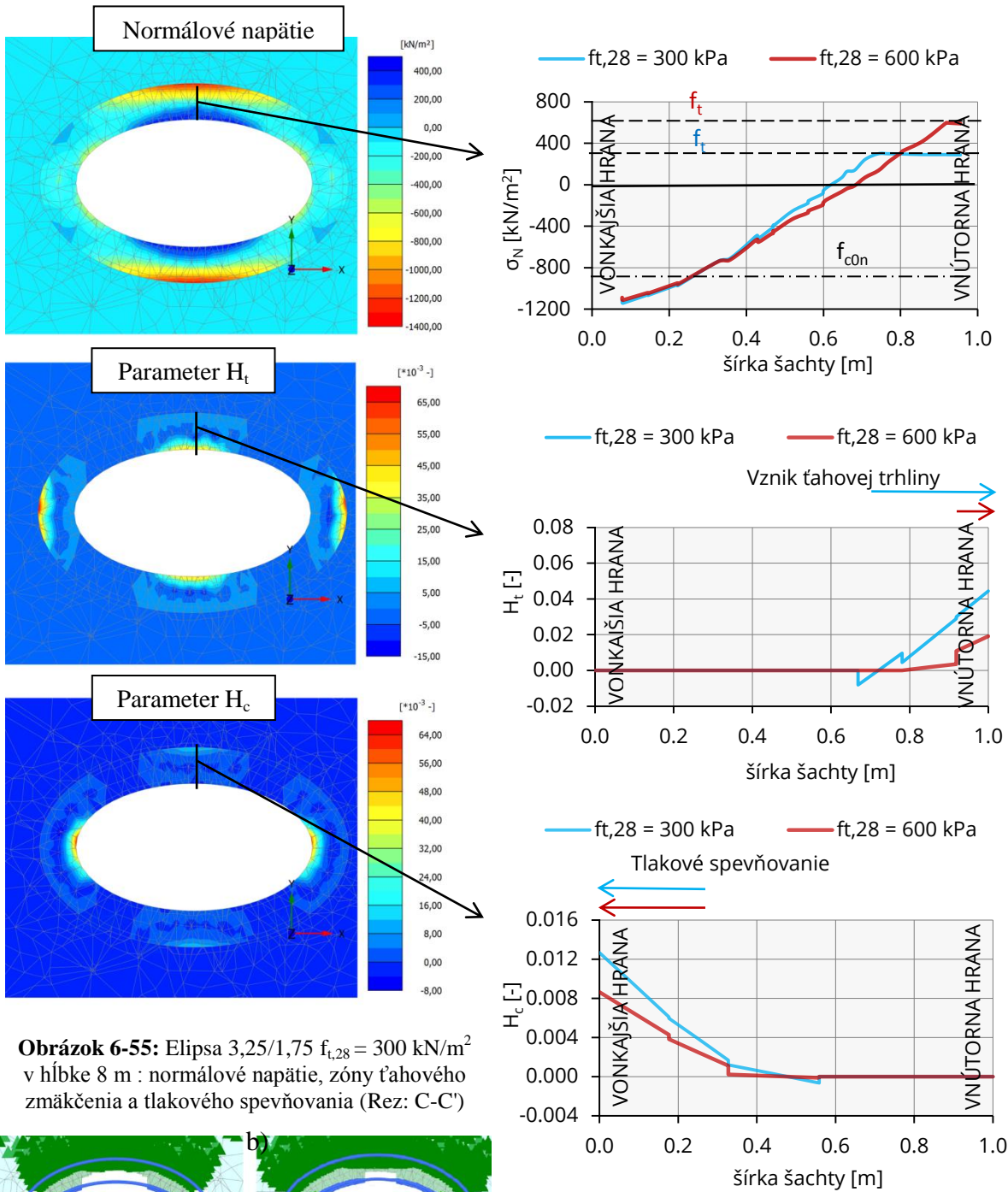
Parameter ťahového zmäkčovania  $H_t$ :

- V scenári 1 je parameter ťahového zmäkčovania  $H_t$  3-násobne vyšší ako v scenári 2, čo sa prejaví aj na väčšej časti konštrukcie, na ktorej je dosiahnutá ťahová pevnosť materiálu (Obr. 6-49, 50).
- V scenári 1 parameter ťahového zmäkčovania v reze  $r_{\max}$  a  $r_{\min}$  nadobúda do hĺbky šachty 12 m hodnoty väčšie ako 0 – vznik ťahových trhlín (Obr. 6-52, 54).
- V scenári 2 v reze  $r_{\max}$  sa časť, na ktorej je dosiahnutá ťahová pevnosť obmedzí a hodnota  $H_t$  nadobúda hodnôt nižších (Obr. 6-54).
- V scenári 2 v reze  $r_{\min}$  nie je hodnota ťahovej pevnosti dosiahnutá – parameter  $H_t = 0$  (Obr. 6-52).
- Ťahová pevnosť je ako prvá dosiahnutá v reze  $r_{\max}$  (Obr. 6-54).

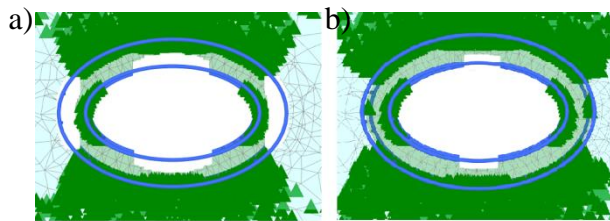
Parameter tlakového spevňovania  $H_c$ :

- Parameter  $H_c$  v prípade scenáru 1 nadobúda vyšších hodnôt ako v prípade scenáru 2 (Obr. 6-51, 53). V častiach prierezu, v ktorých je dosiahnutá ťahová pevnosť materiálu dochádza k zvýšeniu tlakového namáhania. Táto skutočnosť sa dá vysvetliť tým, že obmedzená pevnosť v ťahu sa prejaví redistribúciou zaťaženia a zvýšením tlakového namáhania v neporušenej časti prierezu.

- Porovnanie scenáru 1 a 2 v hĺbke 8 m: Elipsa 3,25 / 1,75 + HpV



**Obrázok 6-55:** Elipsa 3,25/1,75  $f_{t,28} = 300 \text{ kN/m}^2$  v hĺbke 8 m : normálové napätie, zóny ťahového zmäkčenia a tlakového spevňovania (Rez: C-C')



□ Ťahové porušenie      ▲ Spevňovanie

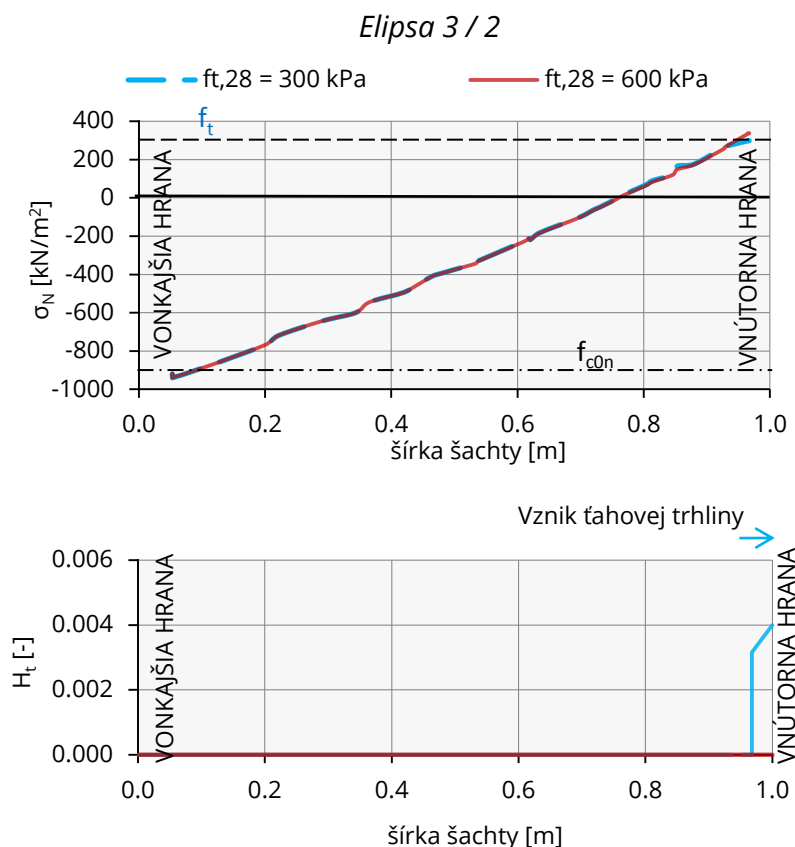
**Obrázok 6-56:** Plasticité body v hĺbke  $h = 8 \text{ m}$

a)  $f_{ct,28} = 300 \text{ kN/m}^2$     b)  $f_{ct,28} = 600 \text{ kN/m}^2$

**Obrázok 6-57:** Porovnanie normálového napätia, parametru ťahového zmäkčovania  $H_t$  a tlakového spevňovania  $H_c$  scenáru 1a 2 (Rez: D-D')

Voľba parametru ťahovej pevnosti  $f_{t,28}$  má za následok vznik ťahových trhlín v materiály prúdovej injektáže. V hĺbke 8 m pod terénom vplyvom zvýšenia ťahovej pevnosti 2-násobne už nedochádza k vzniku ťahových trhlín v reze  $r_{\min}$  (Obr. 6-56). V reze  $r_{\max}$  sa dĺžka trhliny zredukuje z 0,3 na 0,08 m a hodnota tlakového namáhania sa zvýši (Obr. 6-57).

U analyzovanej šachty tvaru elipsy 3 / 2 s pôsobením hydrostatického tlaku dochádza tiež k dosiahnutiu ťahovej pevnosti v reze  $r_{\max}$  (Obr. 6-32). Zmena parametru ťahovej pevnosti  $f_{t,28}$  má minimálny vplyv na jej priebeh napätia (Obr. 6-58).



**Obrázok 6-58:** Vplyv parametru  $f_{t,28}$  na napätie šachty elipsy 3 / 2 + HpV v  $r_{\max}$ ,  $h = 8 \text{ m}$  (Rez: D-D')

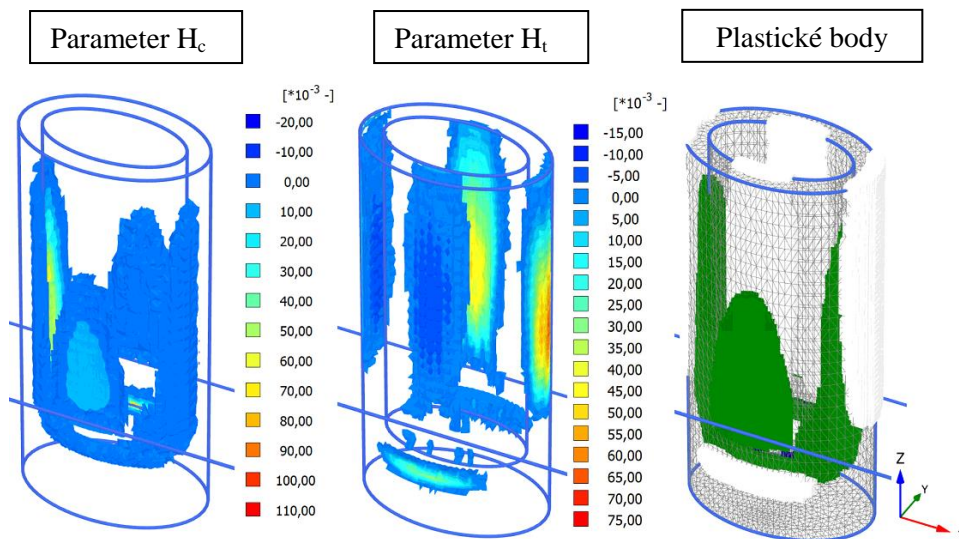
### 6.9.2 Normalizovaný pevnostný parameter $f_{c0n}$

Ako ďalší bude podrobený parametrickej analýze normalizovaný pevnostný parameter  $f_{c0n}$ , ktorý riadi vznik plastických deformácií v tlačenej oblasti. Predvolená hodnota je  $f_{c0n} = 0,15$ . Na základe výsledkov kalibrácie jednoosých tlakových skúšok (Tab. 3-6, 8), bola zvolená ako ďalšia hodnota pre parametrickú analýzu  $f_{c0n} = 0,30$ .

**Tabuľka 6-5:** Označenie scenárov parametrickej analýzy normalizovaného parametru pevnosti  $f_{c0n}$

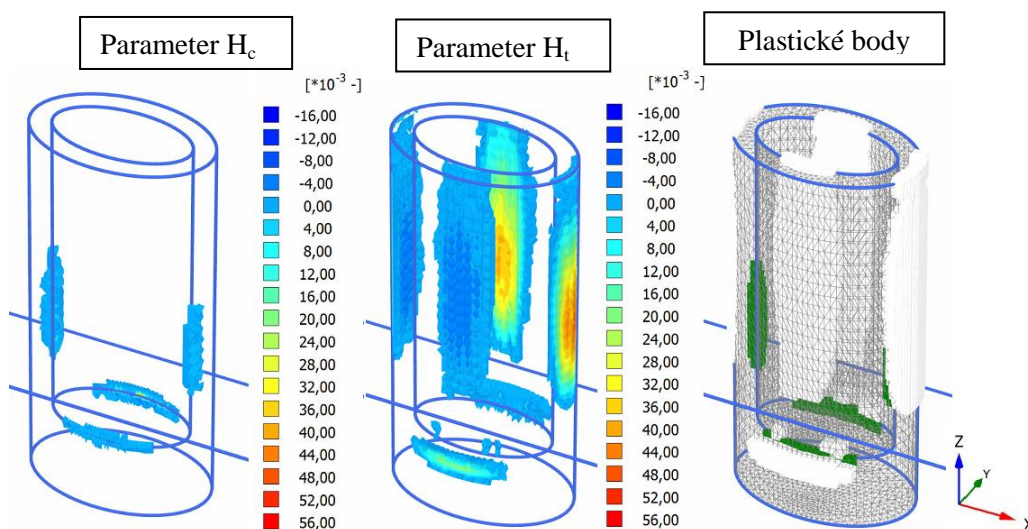
Popis	$f_{c0n} [ - ]$	Scenár
Elipsa 3,25/1,75 + HpV	0,15*	Scenár 1
Elipsa 3,25/1,75 + HpV	0,30	Scenár 3

- Scenár 1: Elipsa 3,25 / 1,75 + HpV;  $f_{c0n} = 0,15 \text{ kN/m}^2$



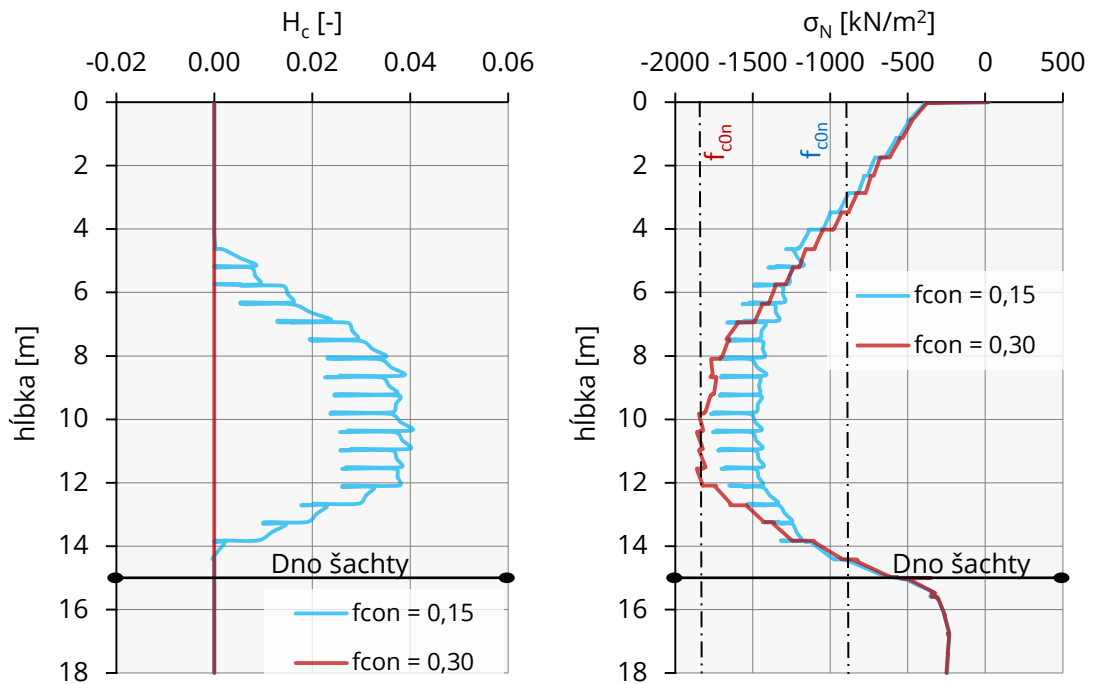
**Obrázok 6-59:** Parameter tlakového spevňovania  $H_c$ , ťahového zmäkčovania  $H_t$  a plastické body Elipsy 3,25 / 1,75 s výskytom hladiny podzemnej vody,  $f_{c0n} = 0,15$

- Scenár 3: Elipsa 3,25 / 1,75 + HpV;  $f_{c0n} = 0,30$

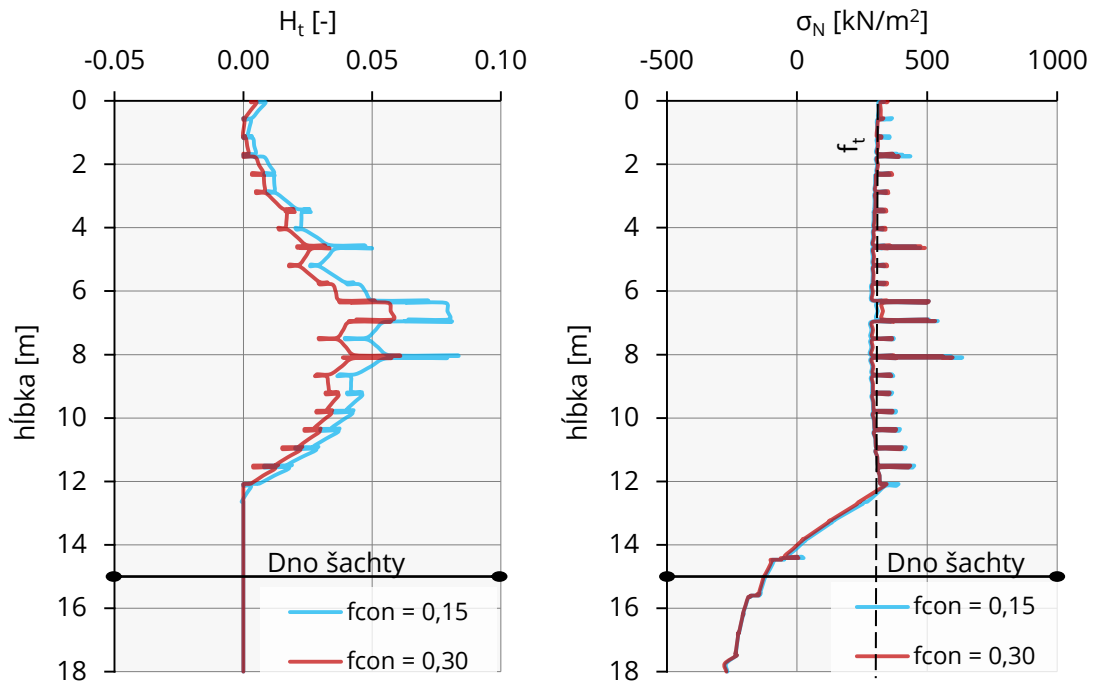


**Obrázok 6-60:** Parameter tlakového spevňovania  $H_c$ , ťahového zmäkčovania  $H_t$  a plastické body Elipsy 3,25 / 1,75 s výskytom hladiny podzemnej vody,  $f_{c0n} = 0,30$

- V  $r_{\min}$  - namáhanie v najviac tlačenej a ťahaných okrajoch šachty

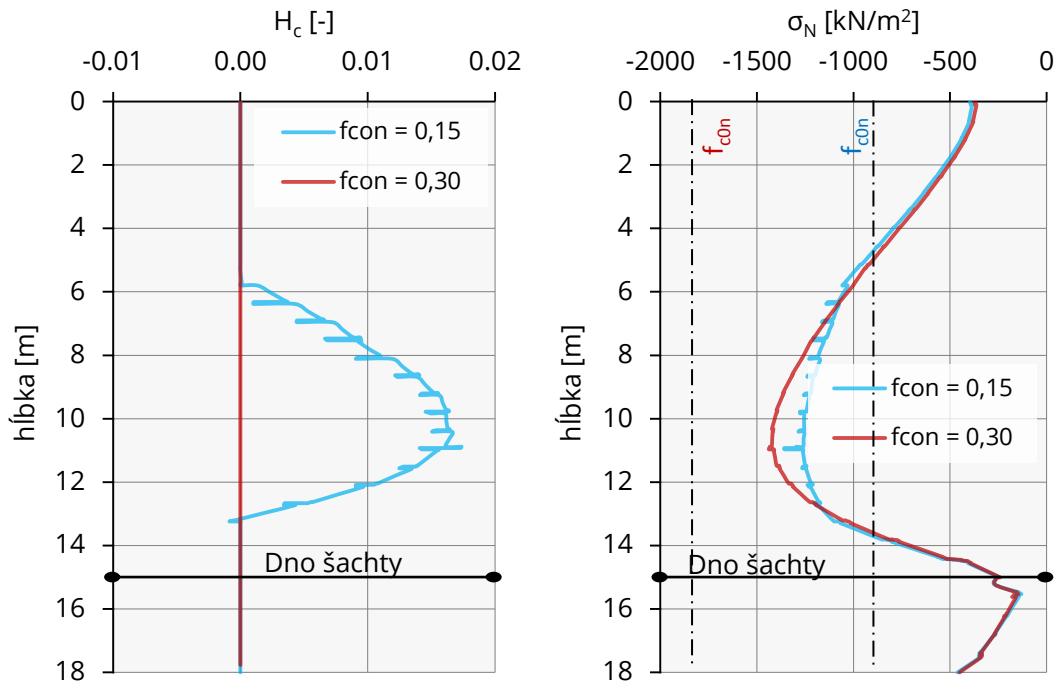


**Obrázok 6-61:** Priebeg normálového napätia v tlačenej okraji šachty v reze  $r_{\min}$  v relácii s parametrom tlakového spevňovania  $H_c$  (Rez: B-B') – VNÚTORNÁ HRANA

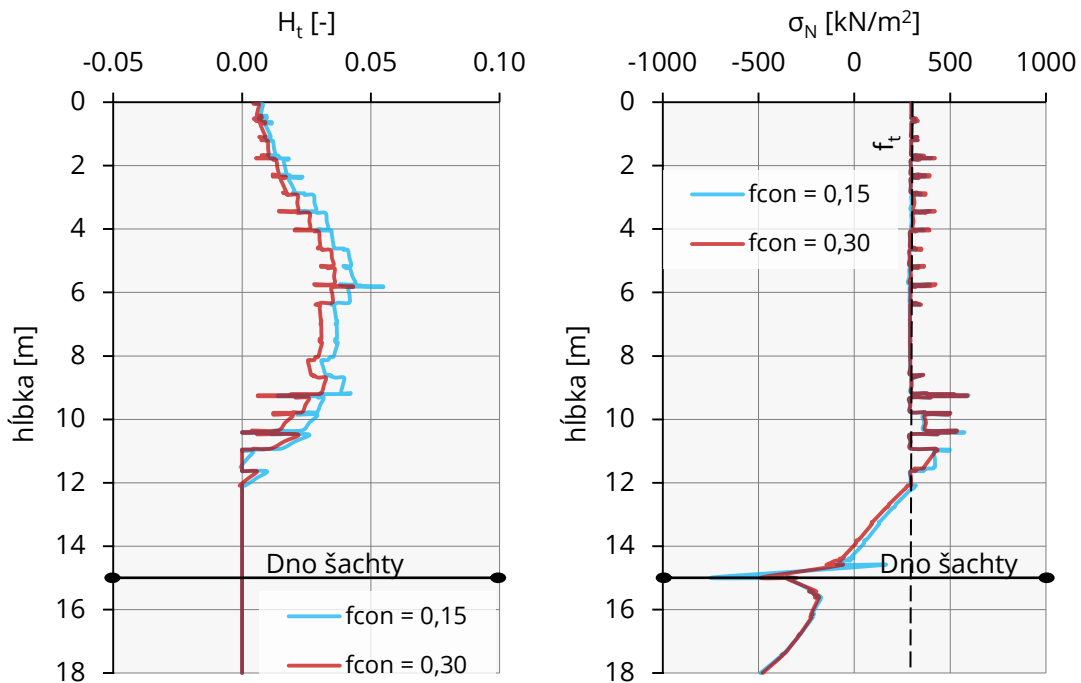


**Obrázok 6-62:** Priebeg normálového napätia v ťahanom okraji šachty v reze  $r_{\min}$  v relácii s parametrom ťahového zmäkčovania  $H_t$  (Rez: B-B') – VONKAJŠIA HRANA

- V  $r_{\max}$  - namáhanie v najviac tlačенých a ťahaných okrajoch šachty



**Obrázok 6-63:** Priebег normálového napätia v tlačенom okraji šachty v reze  $r_{\max}$  v relácii s parametrom tlakového spevňovania  $H_c$  (Rez: B-B') – VONKAJŠIA HRANA



**Obrázok 6-64:** Priebег normálového napätia v ťahanom okraji šachty v reze  $r_{\max}$  v relácii s parametrom ťahového zmäkčovania  $H_t$  (Rez: B-B') – VNÚTORNÁ HRANA

Parameter tlakového spevňovania  $H_c$ :

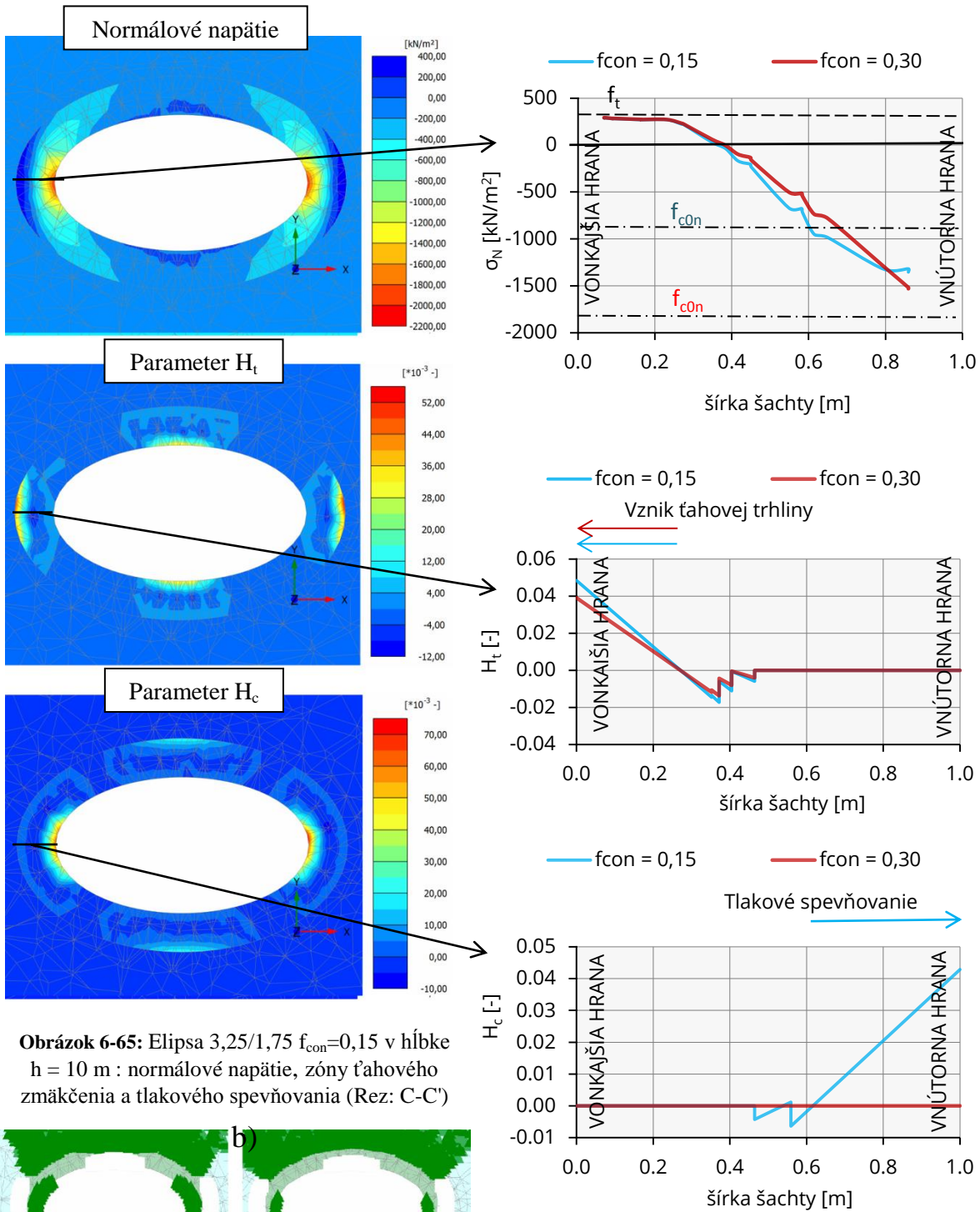
- V scenári 3 po zvýšení normalizovanej tlakovej pevnosti 2-násobne, dosahuje parameter tlakového spevňovania  $H_c$  cca 2-násobné nižšie hodnoty (Obr. 6-59, 60)
- V scenári 3 je tlakové namáhanie vyššie v dôsledku elastickeho správania aj pri vyšších hodnotách napätia ako v scenári 1 (Obr. 6-61, 63).
- V scenári 1 je výrazne prekročená normalizovaná tlaková pevnosť  $f_{c0n}$  – vznik plastických deformácií.
- V scenári 3 je vznik plastických deformácií pred dosiahnutím tlakovej pevnosti dosiahnutý len v reze  $r_{min}$  - hodnota tlakového napätia vyššia ako  $f_{c0n} \rightarrow 1800$  kN/m<sup>2</sup>. Túto skutočnosť interpretujú plastické body definujúce ťahové porušenie (Obr. 6-60).

Parameter ťahového zmäkčovania  $H_t$ :

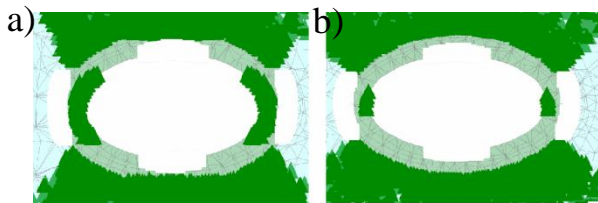
- Parameter  $H_t$  v prípade scenáru 1 nadobúda vyšších hodnôt ako v prípade scenáru 3 (Obr. 6-64, 62). V častiach prierezu, v ktorých je dosiahnutá normalizovaná tlaková pevnosť  $f_{c0n}$ , dochádza k zvýšeniu ťahového namáhania - zvýšenie parametru  $H_t$ . Vznikom plastických deformácií pred dosiahnutím tlakovej pevnosti sa prejaví znížením prírastku tlakového napätia v závislosti na deformácií a vplyvom redistribúcie zaťaženia sa ťahové namáhanie zvýši.



- Porovnanie scenáru 1 a 3 v hĺbke 10 m: Elipsa 3,25 / 1,75 + HpV



**Obrázok 6-65:** Elipsa 3,25/1,75  $f_{con}=0,15$  v hĺbke  $h = 10$  m : normálové napätie, zóny ťahového zmäkčenia a tlakového spevňovania (Rez: C-C')



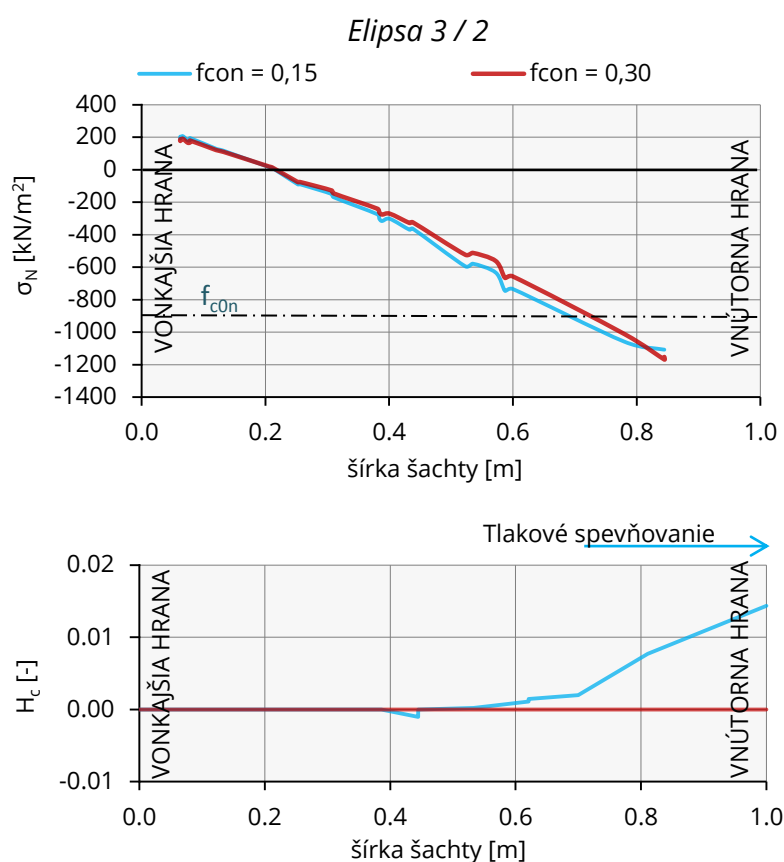
**Obrázok 6-66:** Plastické body v hĺbke  $h = 10$  m  
a)  $f_{c0n} = 0,15$  b)  $f_{c0n} = 0,30$

**Obrázok 6-67:** Porovnanie normálového napätia, parametru ťahového zmäkčovania a tlakového spevňovania scenáru 1a 3 (Rez: D-D')



Spolu so vznikom plastických deformácií sa tlakové namáhanie na vnútornej hrane prierezu zmenší (oproti scenáru 1), čo sa prejaví zvýšením tlakového namáhania pred dosiahnutím  $f_{c0n}$  a tiež zvýšením ťahového namáhania – zvýšenie parametru  $H_t$  (Obr. 6-67). Na obrázku 6-66 je možné pozorovať úbytok plastických bodov scenáru 1 a 3, ktoré zaznamenávajú spevňovanie materiálu.

U elipsy 3 / 2 je tlakové namáhanie nižšie – plastické deformácie vznikajú na menšej časti prierezu šachty ako u elipsy 3,25 / 1,75 a tak aj zmena napätia je zmenou parametru  $f_{c0n}$  v reze  $r_{min}$  v hĺbke 10 m menej ovplyvnená (Obr.6-68).



**Obrázok 6-68:** Vplyv parametru  $f_{c0n}$  na napätie šachty elipsy 3 / 2 + HpV v  $r_{min}$ ,  $h = 10$  m (Rez: D-D')

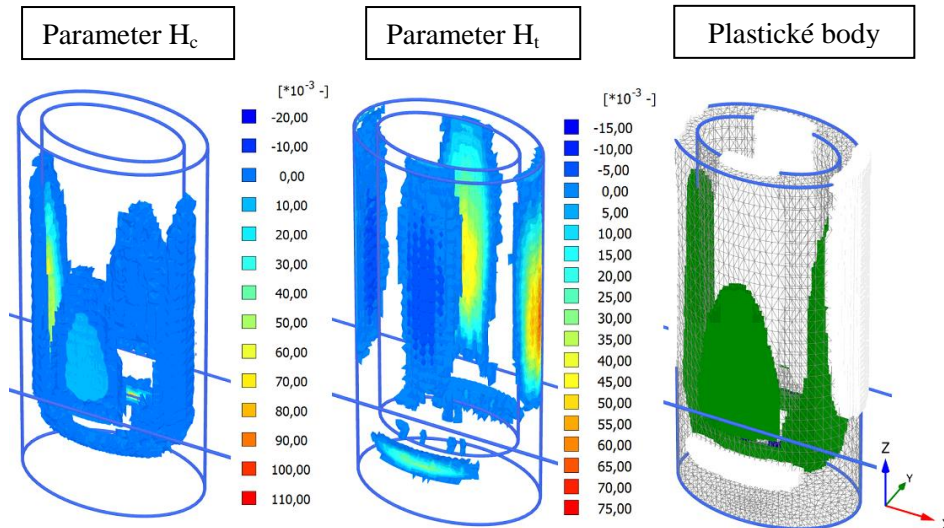
### 6.9.3 Lomová energia v ťahu $G_{t,28}$

Voľba lomovej energie v ťahu sa výrazne podieľa na prenose ťahového namáhania v priereze. Predvolená hodnota je  $G_{t,28} = 0,05$  kN/m. Ako druhá hodnota bola zvolená hodnota nižšia  $G_{t,28} = 0,01$  kN/m, z dôvodu lepšieho analyzovania ťahového zmäkčovania.

**Tabuľka 6-6:** Označenie scenárov parametrickej analýzy parametru lomovej energie  $G_{t,28}$

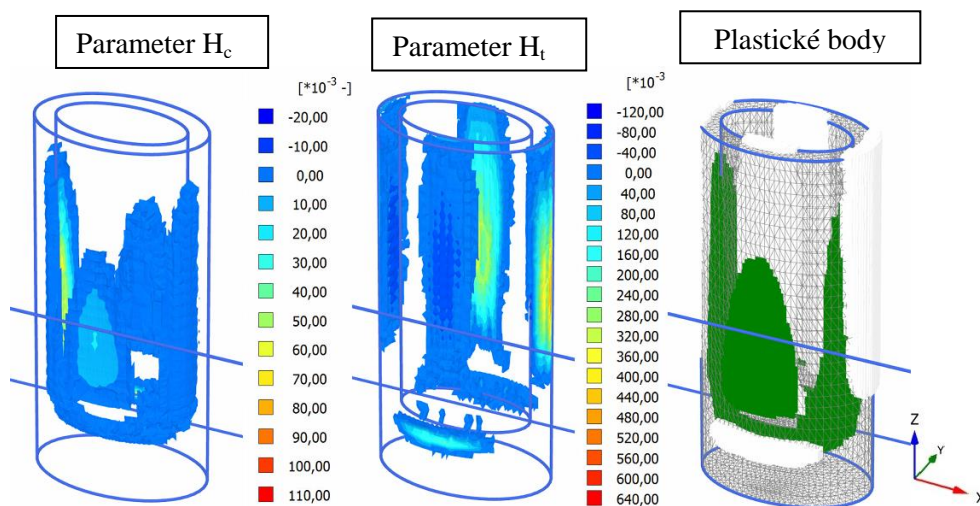
Popis	$G_{t,28} [kN/m]$	Scenár
Elipsa 3,25 / 1,75 + HpV	0,05*	Scenár 1
Elipsa 3,25 / 1,75 + HpV	0,01	Scenár 4

- Scenár 1: Elipsa 3,25 / 1,75 + HpV;  $G_{t,28} = 0,05 \text{ kN/m}$



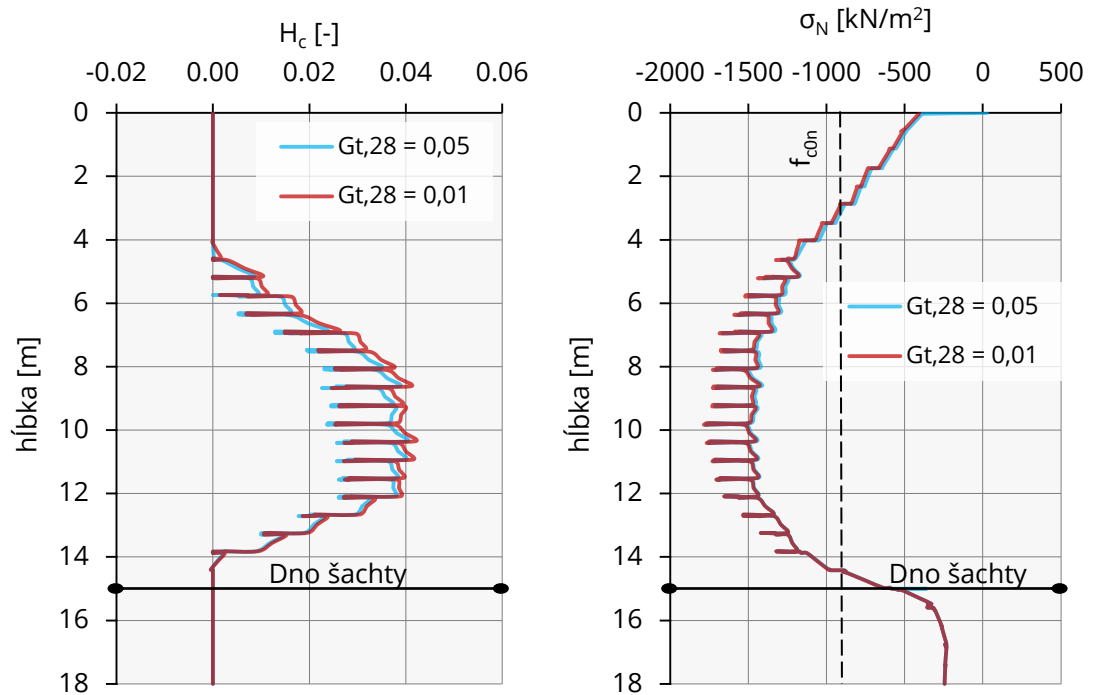
**Obrázok 6-69:** Parameter tlakového spevňovania  $H_c$ , ťahového zmäkčovania  $H_t$  a plastické body Elipsy 3,25 / 1,75 s výskytom hladiny podzemnej vody,  $G_{t,28} = 0,05 \text{ kN/m}$

- Scenár 4: Elipsa 3,25 / 1,75 + HpV;  $G_{t,28} = 0,01 \text{ kN/m}$

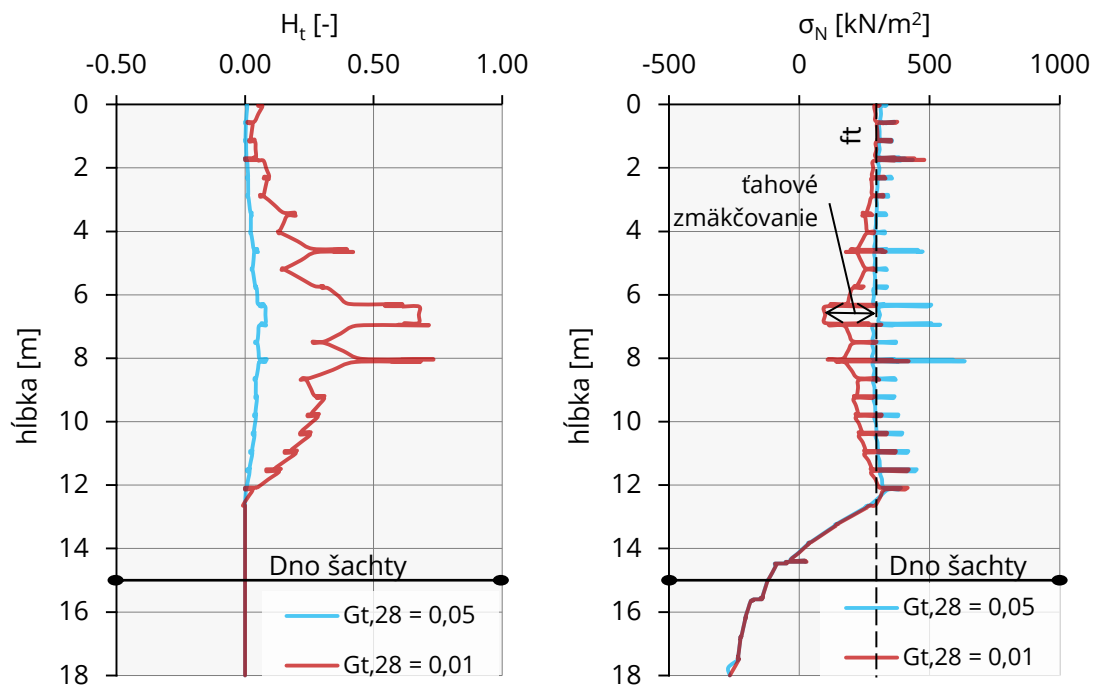


**Obrázok 6-70:** Parameter tlakového spevňovania  $H_c$ , ťahového zmäkčovania  $H_t$  a plastické body Elipsy 3,25 / 1,75 s výskytom hladiny podzemnej vody,  $G_{t,28} = 0,01 \text{ kN/m}$

- V  $r_{\min}$  - namáhanie v najviac tlačenných a ťahaných okrajoch šachty

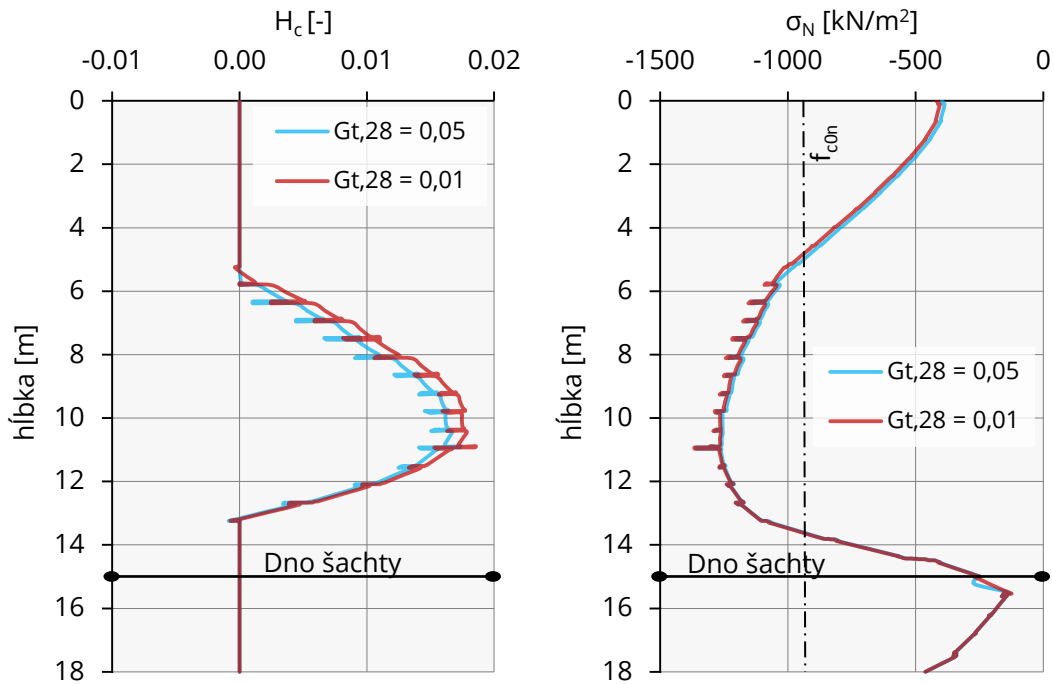


**Obrázok 6-71:** Priebeg normálového napätia v tlačennom okraji šachty v reze  $r_{\min}$  v relácii s parametrom tlakového spevňovania  $H_c$  (Rez: B-B') – VNÚTORNÁ HRANA

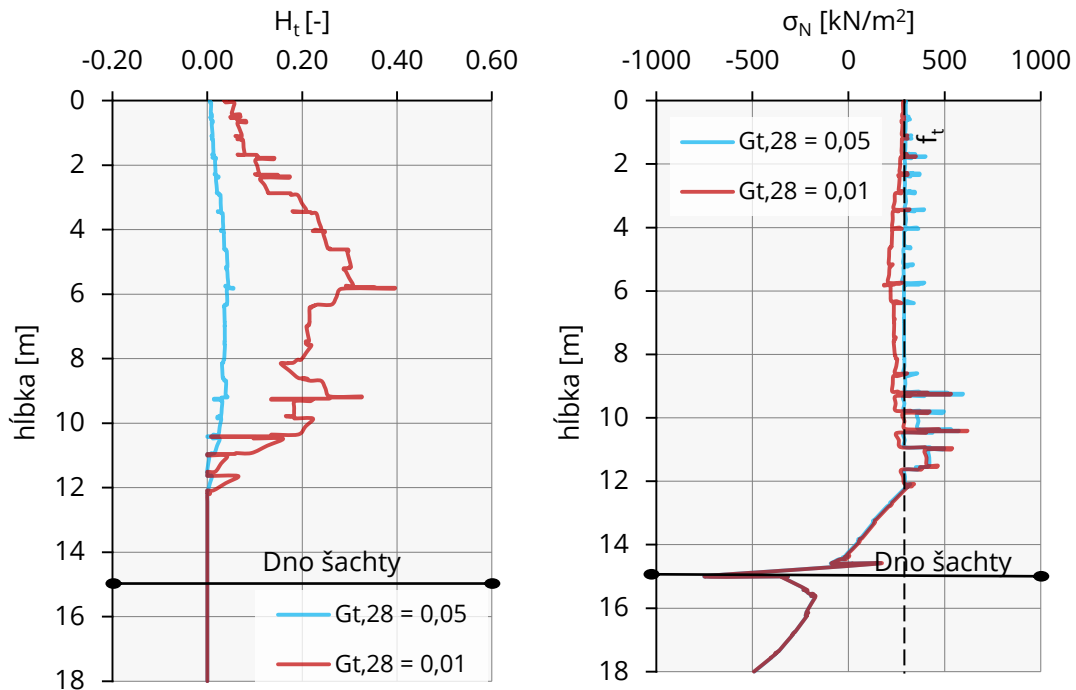


**Obrázok 6-72:** Priebeg normálového napätia v ťahanom okraji šachty v reze  $r_{\min}$  v relácii s parametrom ťahového zmäkčovania  $H_t$  (Rez: B-B') – VONKAJŠIA HRANA

- V  $r_{\max}$  - namáhanie v najviac tlačných a ťahaných okrajoch šachty

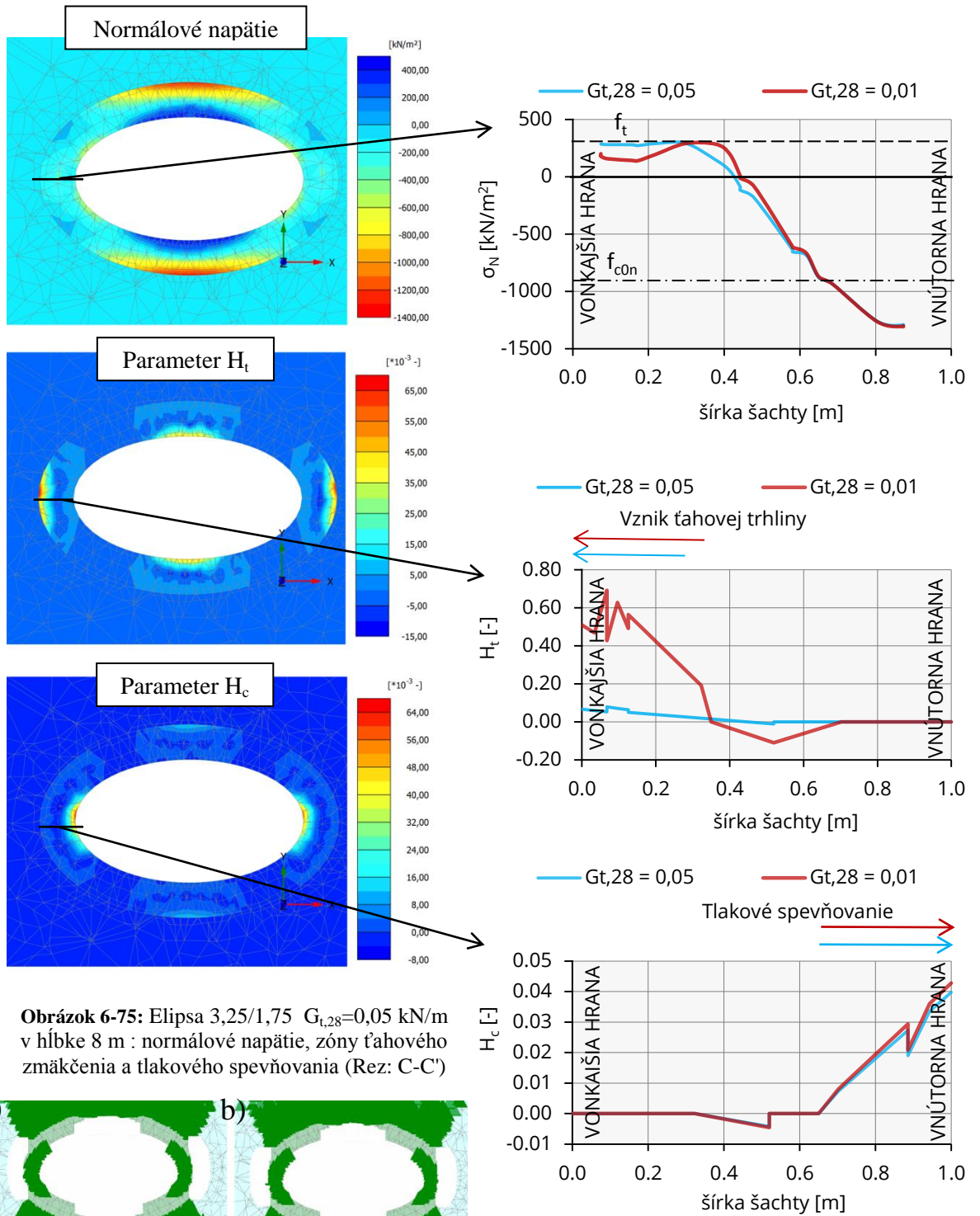


**Obrázok 6-73:** Priebeg normálového napätia v tlačnom okraji šachty v reze  $r_{\max}$  v relácii s parametrom tlakového spevňovania  $H_c$  (Rez: B-B') – VONKAJŠIA HRANA

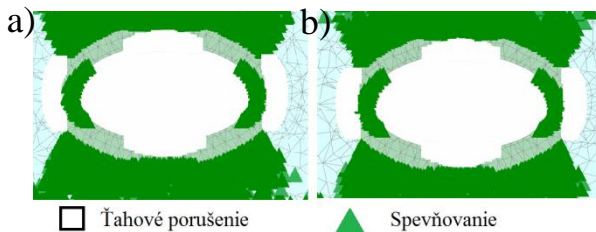


**Obrázok 6-74:** Priebeg normálového napätia v ťahanom okraji šachty v reze  $r_{\max}$  v relácii s parametrom ťahového zmäkčovania  $H_t$  (Rez: B-B') – VNÚTORNÁ HRANA

- Porovnanie scenáru 1 a 4 v hĺbke 8 m: Elipsa 3,25 / 1,75 + HpV



**Obrázok 6-75:** Elipsa 3,25/1,75  $G_{t,28}=0,05$  kN/m v hĺbke 8 m : normálové napätie, zóny ťahového zmäkčenia a tlakového spevňovania (Rez: C-C')



**Obrázok 6-76:** Plastické body v hĺbke  $h = 8$  m  
a)  $G_{t,28} = 0,05$  kN/m b)  $G_{t,28} = 0,01$  kN/m

**Obrázok 6-77:** Porovnanie normálového napätia, parametru ťahového zmäkčovania a tlakového spevňovania scenáru 1a 4 (Rez: D-D')

Parameter ťahového zmäkčovania  $H_t$ :

- Hodnoty parametrov  $H_t$  sa v scenári 1 a 4 rádovo líšia.
- V scenári 4 dochádza vplyvom zníženia lomovej energie v ťahu  $G_{t,28}$  k vyšším hodnotám parametru ťahového zmäkčovania  $H_t$  – výraznejší pokles napätia po dosiahnutí pevnosti v ťahu ( Obr. 6-72, 74).
- Pri voľbe lomovej energie  $G_{t,28} = 0,007$  dochádza k zlyhaniu analyzovanej konštrukcie .

Parameter tlakového spevňovania  $H_c$ :

- Vplyvom zníženia lomovej energie v ťahu  $G_{t,28}$  sa tlakové namáhanie nepatrne zvýši (Obr. 6-71, 73). Táto skutočnosť sa dá vysvetliť obdobne ako v prípade analýzy parametru  $f_{t,28}$ , že obmedzená pevnosť v ťahu sa prejaví redistribúciou zaťaženia a zvýšením tlakového namáhania v neporušenej časti prierezu.

Podrobnejšia analýza rezu  $r_{\min}$  v hĺbke 8 m poukazuje na zmenu priebehu napätia predovšetkým v ťahovo namáhanej časti prierezu. Pokles napätia v dôsledku ťahového zmäkčovania v scenári 4 sa prejaví redistribúciou zaťaženia hlavne v ťahanom neporušenom okraji prierezu. Dĺžka ťahovej trhliny sa zväčší a zasahuje skoro 40 % prierezu (Obr. 6-77). Ťahové napätie po dosiahnutí pevnosti klesá s rastúcou hodnotou zaťaženia na reziduálnu hodnotu. Zvýšenie tlakového napätia v neporušenej časti prierezu je v dôsledku poklesu ťahového namáhania po prekročení ťahovej pevnosti minimálne.

#### **6.9.4 Jednoosé vrcholové plastické pretvorenie $\varepsilon_{cp}^P$**

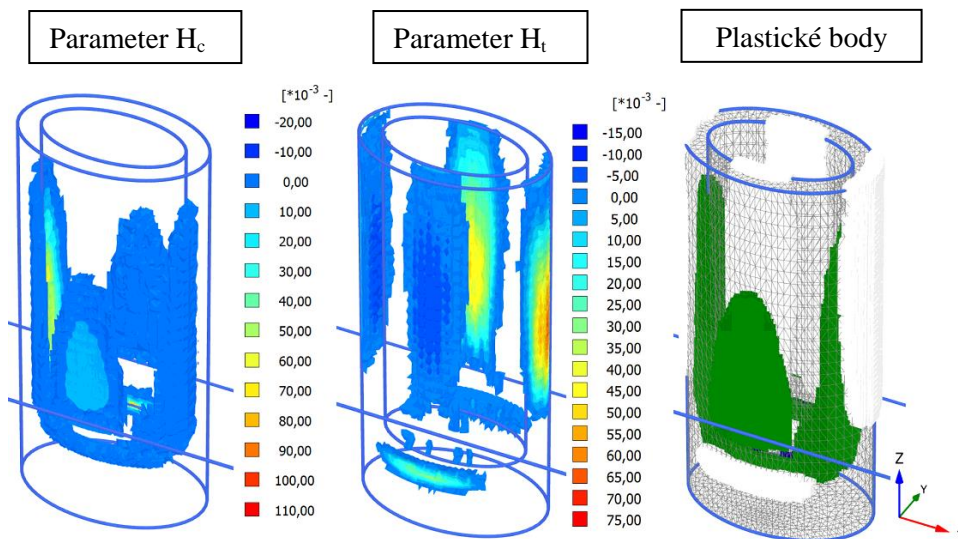
Posledný parameter analýzy, ktorý sa významnejšie podieľa na priebehu napätia šácht je vrcholové plastické pretvorenie  $\varepsilon_{cp}^P$ . Predvolená hodnota  $\varepsilon_{cp}^P$  je -0,0035. Tá bola zvolená na základe výsledkov vlastných skúšok na materiály prúdovej injektáže (Tab. 3-8). Doporučené hodnoty uvádzané *Schädlich a Schweiger (2014)* pre striekaný betón v tabuľke 3-2 sa pohybujú nižšie. Ako druhá hodnota bola nakoniec pre parametrickú analýzu zvolená hodnota  $\varepsilon_{cp}^P = -0,0012$ .



**Tabuľka 6-7:** Označenie scenárov parametrickej analýzy vrcholového plastického pretvorenia  $\epsilon_{cp}^p$

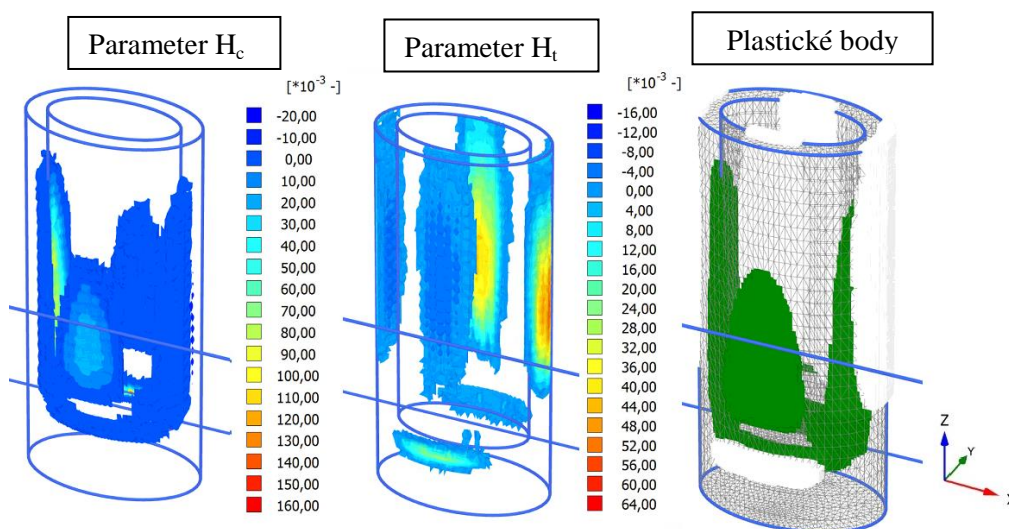
Popis	$\epsilon_{cp}^p$ [ - ]	Scenár
Elipsa 3,25/1,75 + HpV	-0,0035*	Scenár 1
Elipsa 3,25/1,75 + HpV	-0,0012	Scenár 5

- Scenár 1: Elipsa 3,25 / 1,75 + HpV;  $\epsilon_{cp}^p = -0,0035$



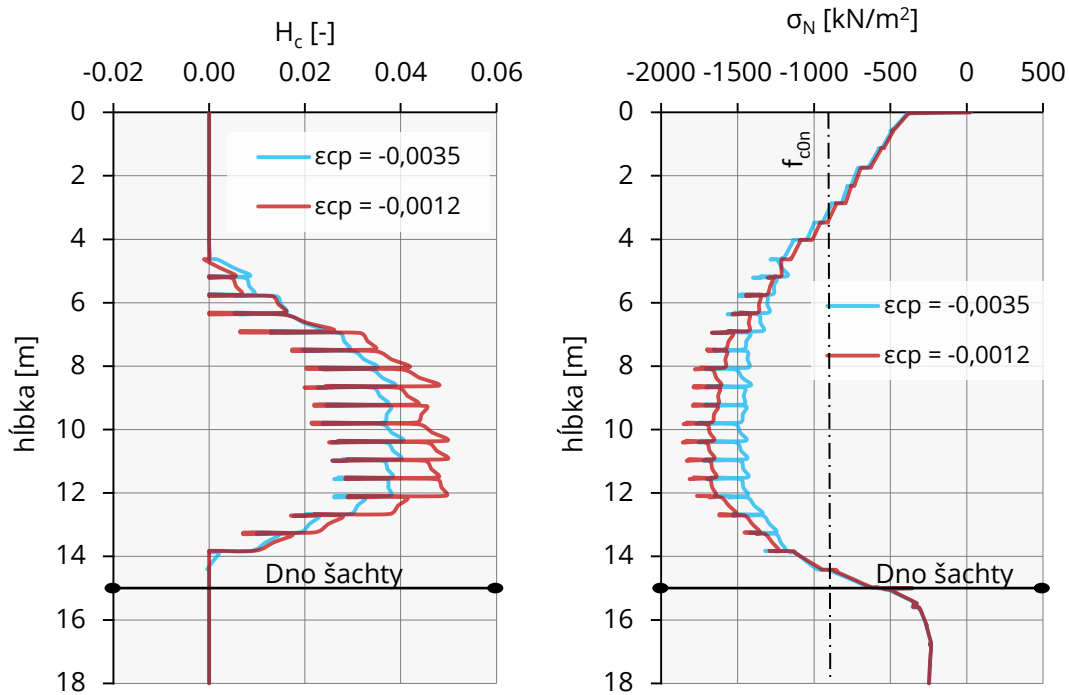
**Obrázok 6-78:** Parameter tlakového spevňovania  $H_c$ , ťahového zmäkčovania  $H_t$  a plastické body Elipsy 3,25 / 1,75 s výskytom hladiny podzemnej vody,  $\epsilon_{cp}^p = -0,0035$

- Scenár 5: Elipsa 3,25 / 1,75 + HpV;  $\epsilon_{cp}^p = -0,0012$

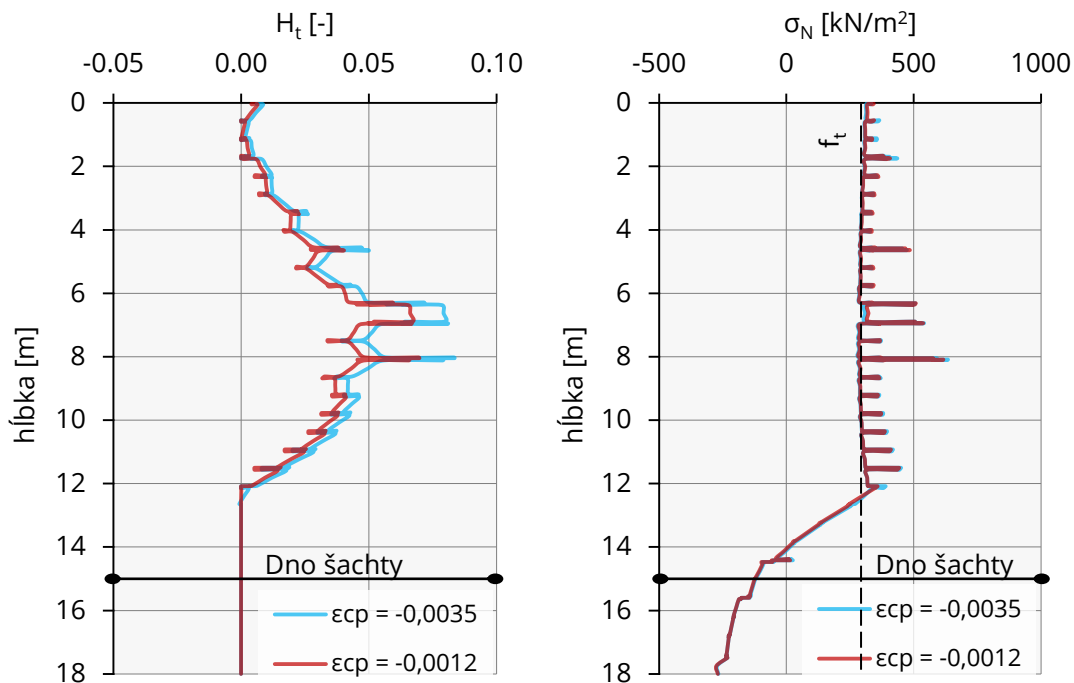


**Obrázok 6-79:** Parameter tlakového spevňovania  $H_c$ , ťahového zmäkčovania  $H_t$  a plastické body Elipsy 3,25 / 1,75 s výskytom hladiny podzemnej vody,  $\epsilon_{cp}^p = -0,0012$

- V  $r_{\min}$  - namáhanie v najviac tlačených a ťahaných okrajoch šachty



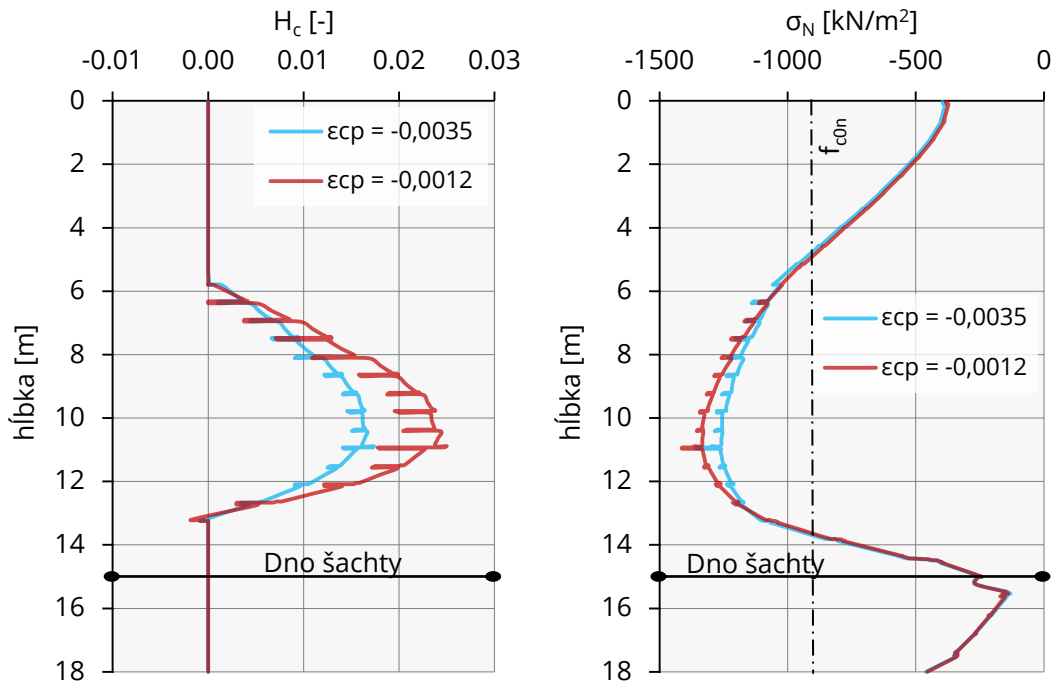
**Obrázok 6-80:** Priebeh normálového napätia v tlačenom okraji šachty v reze  $r_{\min}$  v relácii s parametrom tlakového spevňovania  $H_c$  (Rez: B-B') – VNÚTORNÁ HRANA



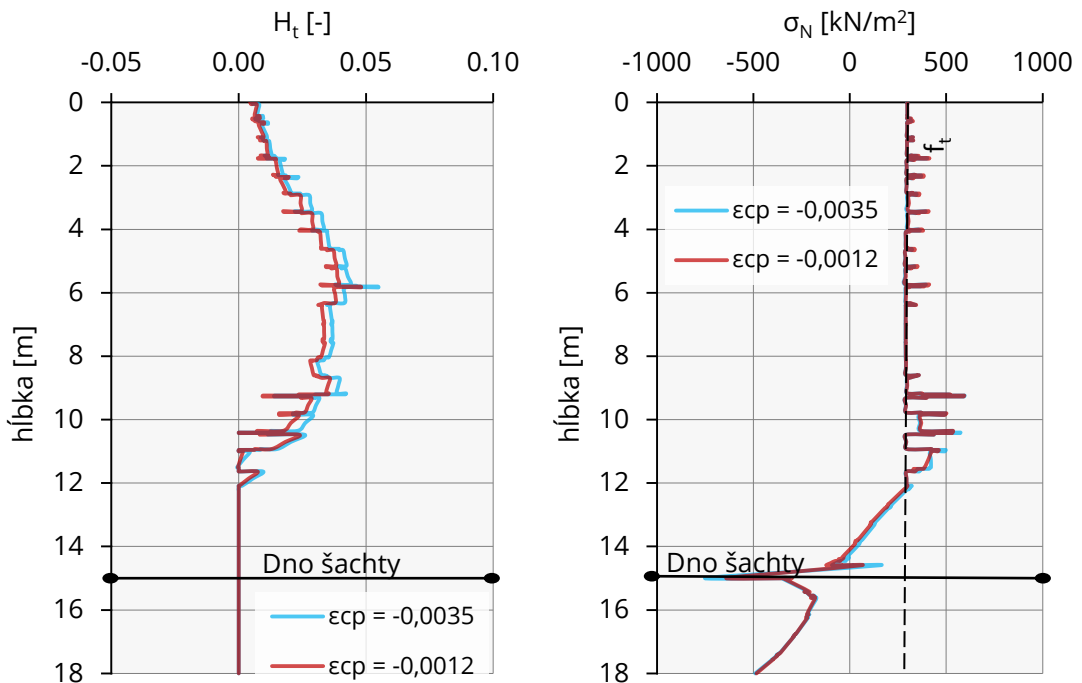
**Obrázok 6-81:** Priebeh normálového napätia v ťahanom okraji šachty v reze  $r_{\min}$  v relácii s parametrom ťahového zmäkčovania  $H_t$  (Rez: B-B') – VONKAJŠIA HRANA



- V  $r_{\max}$  - namáhanie v najviac tlačenej a ťahaných okrajoch šachty

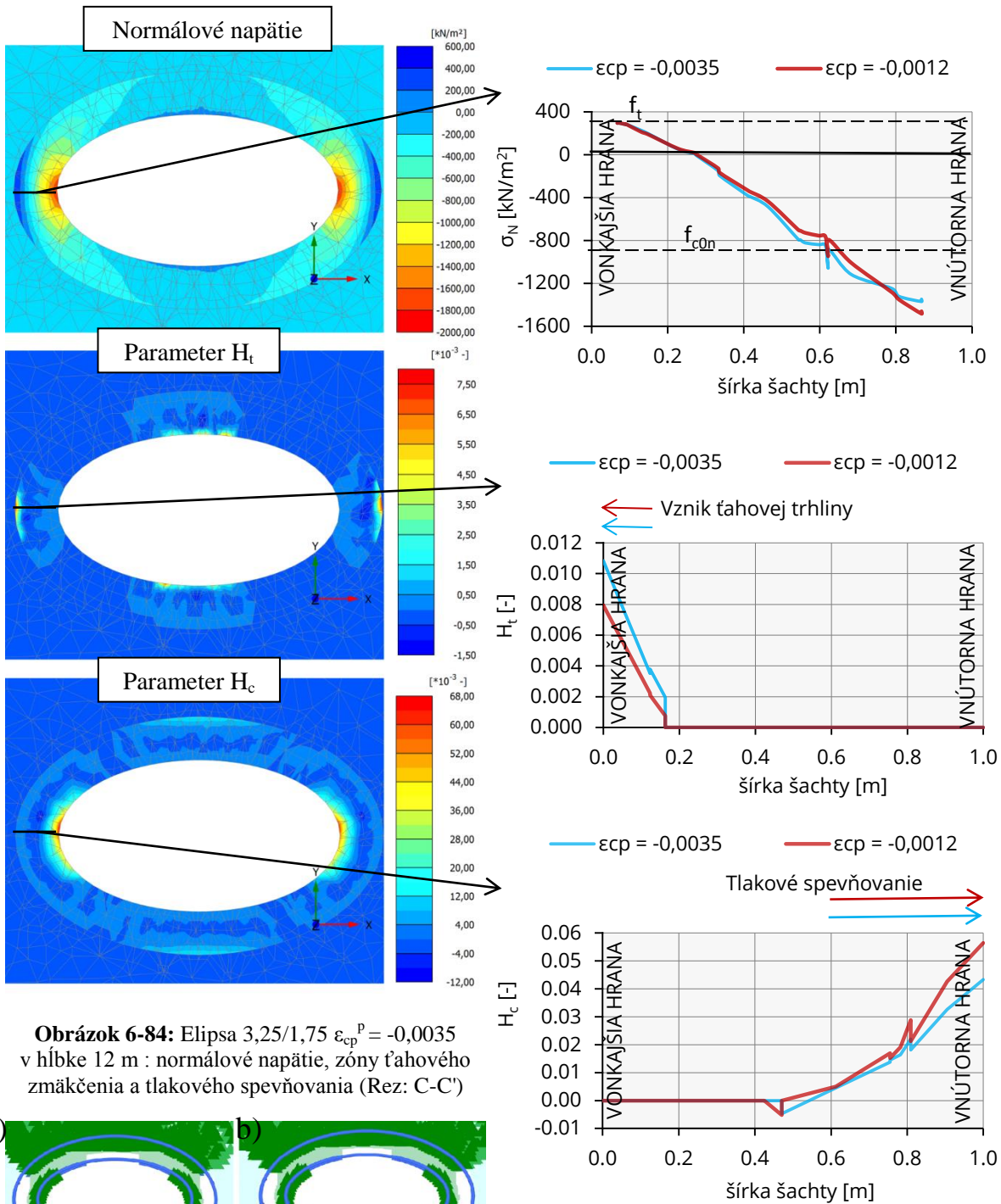


**Obrázok 6-82:** Priebeh normálového napätia v tlačenej okraji šachty v reze  $r_{\max}$  v relácii s parametrom tlakového spevňovania  $H_c$  (Rez: B-B') – VONKAJŠIA HRANA

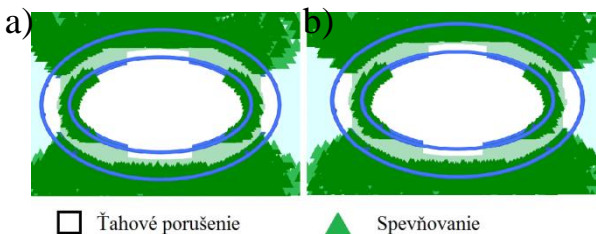


**Obrázok 6-83:** Priebeh normálového napätia v ťahanom okraji šachty v reze  $r_{\max}$  v relácii s parametrom ťahového zmäkčovania  $H_t$  (Rez: B-B') – VNÚTORNÁ HRANA

- Porovnanie scenáru 1 a 5 v hĺbke 12 m: Elipsa 3,25 / 1,75 + HpV



**Obrázok 6-84:** Elipsa 3,25/1,75  $\epsilon_{cp}^p = -0,0035$  v hĺbke 12 m : normálové napätie, zóny ťahového zmäkčenia a tlakového spevňovania (Rez: C-C')



**Obrázok 6-85:** Plastické body v hĺbke  $h = 12$  m  
 a)  $\epsilon_{cp}^p = -0,0035$  b)  $\epsilon_{cp}^p = -0,0012$

**Obrázok 6-86:** Porovnanie normálového napätia, parametru ťahového zmäkčovania a tlakového spevňovania scenáru 1a 5 (Rez: D-D')

Parameter tlakového spevňovania  $H_c$ :

- V scenári 5 nadobúda hodnoty parametru tlakového spevňovania  $H_c$  vyšších hodnôt – väčšie tlakové namáhanie ako v scenári 1 (Obr. 6-78, 79).
- Vplyvom zníženia vrcholového plastického pretvorenia  $\varepsilon_{cp}^p$  sa zvýšenie normálového napätia na okraji prierezu prejaví, v časti konštrukcie šachty, v ktorej dochádza k vzniku plastických deformácií (Obr. 6-80, 82).
- Približne 3-násobné zníženie parametru  $\varepsilon_{cp}^p$  vyvolalo zvýšenie tlakového napätia o maximálne 14 % (Obr. 6-40).

Parameter ťahového zmäkčovania  $H_t$ :

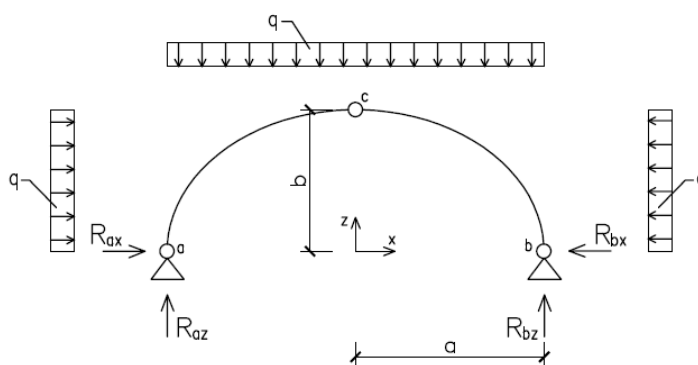
- Zvýšenie tlakového namáhania v dôsledku zníženia  $\varepsilon_{cp}^p$  sa prejaví znížením parametru ťahového zmäkčovania  $H_t$ . Táto zmena je malá a na priebehu ťahového namáhania sa v tomto prípade nepodpíše.

Líniový rez v hĺbke 12 m pod terénom v reze  $r_{\min}$  predošlé závery potvrdzuje. Normálové tlakové napätie sa na vnútornej hrane šachty v scenári 5 zvýši spolu s parametrom tlakového spevňovania  $H_c$ . Na dĺžke ťahovej trhliny vznikajúcej na vonkajšej hrane prierezu sa v tomto prípade zníženie parametru  $\varepsilon_{cp}^p$  neprejaví (Obr. 6-86).

## 7 ANALYTICKÝ VÝPOČET PRE URČENIE NORMÁLOVEJ SILY

Posledný bod diplomovej práce sa zaoberá stanovením analytického výpočtu pre výpočet normálovej sily v kruhovej a eliptickej šachte. Analytický výpočet, môže slúžiť k prvotnému odhadu normálovej sily v priereze šachty a taktiež k overeniu výsledkov numerického modelu. Výsledky analytickým výpočtom sa môžu ale líšiť od výsledkov numerického modelu.

Priečny rez šachty bol nahradený statickou schémou trojkĺbového oblúku (Obr. 7-1). Trojkĺbový oblúk sa skladá z dvoch rovinne zakrivených nosníkov s kĺbovým spojením a podoprením dvoma kĺbovo vodorovne aj zvisle neposuvnými podporami. Vložením jedného vnútorného momentového kĺbu vznikne sústava kinematicky aj staticky určitá. Jedná sa o konzervatívny výpočet. Trojkĺbovým oblúkom sa nezohľadní skutočné momentové namáhanie eliptickej šachty v reze  $r_{\max}$  a  $r_{\min}$ .



Obrázok 7-1: Statická schéma výpočtu pre normálovú silu

### 7.1 Postup analytického výpočtu

Normálová sila analytickým výpočtom dosahuje maximálnu hodnotu v reze  $r_{\max}$  a minimálnu v reze  $r_{\min}$ . Táto podkapitola popisuje postup výpočtu normálovej sily v zmieňovaných rezoch oblúku tvaru polelipsy.

Pri určovaní reakcií u oblúka závisí na type a vzdialenosti podpor a na zaťažení. Pri výpočte celkom štyroch neznámych reakcií vo vonkajších väzbách sa využijú 3

podmienky rovnováhy a podmienka, že ohybový moment vo vnútornom ohybovom kĺbe  $c$  je nulový.

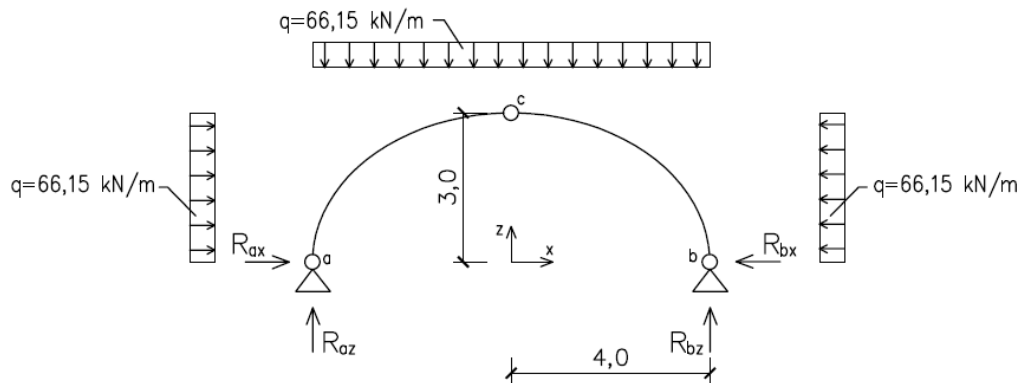
- 1.) Súčet statických momentov na celej konštrukcii k ľavej podpore  $\sum M_a = 0$
- 2.) Ohybový moment vo vnútornom momentovom kĺbe počítaný sprava  $M_c^p = 0$
- 3.) Súčet statických momentov na celej konštrukcii k pravej podpore  $\sum M_b = 0$
- 4.) Ohybový moment vo vnútornom momentovom kĺbe počítaný zľava  $M_c^l = 0$

Výpočet normálovej sily elipsy  $3/2$  v hĺbke  $h = 8\text{ m}$  v rezoch  $r_{\min}$  a  $r_{\max}$ :

$a = 4\text{ m}$

$b = 3\text{ m}$

$q = 66,15\text{ kN/m}$  – priemerná hodnota zemného tlaku v hĺbke  $8\text{ m}$



**Obrázok 7-2:** Statická schéma výpočtu – Elipsa  $3/2$ ,  $h = 8\text{ m}$

Výpočet reakcií:

$$1.) \sum M_a = 0 \quad -R_{bz} \cdot 2a - \frac{q \cdot b^2}{2} + \frac{q \cdot (2a)^2}{2} + \frac{q \cdot b^2}{2} = 0 \quad (7-1)$$

$$R_{bz} = 264,6\text{ kN} (\uparrow)$$

$$2.) M_c^p = 0 \quad -R_{bz} \cdot a + R_{bx} \cdot b + \frac{q \cdot b^2}{2} + \frac{q \cdot a^2}{2} = 0 \quad (7-2)$$

$$R_{bx} = 77,18\text{ kN} (\leftarrow)$$

$$3.) \sum M_b = 0 \quad \text{konštrukcia je symetricky zaťažená} \quad R_{az} = R_{bz} = 264,6\text{ kN} (\uparrow)$$

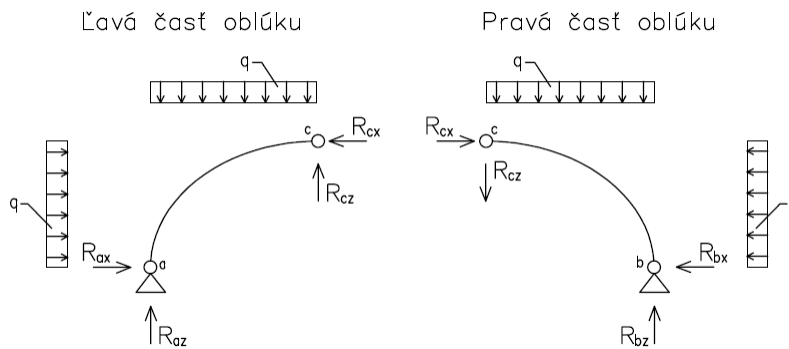
$$4.) M_c^l = 0 \quad \text{konštrukcia je symetricky zaťažená} \quad R_{ax} = R_{bx} = 77,18\text{ kN} (\rightarrow)$$

Kontrolný súčet vonkajších síl vo vodorovnom smere  $F_x = 0$

$$R_{ax} + q \cdot b - q \cdot b - R_{bx} = 0 \quad (7-3)$$

Kontrolný súčet vonkajších síl v zvislom smere  $F_z = 0$

$$R_{az} - q \cdot 2a + R_{bz} = 0 \quad (7-4)$$



**Obrázok 7-3:** Statické schéma výpočtu zložiek reakcií pomocou podmienok rovnováhy zľava a sprava

Sklon prútu zakriveného nosníka je v každom jeho bode iný, v každom bode majú iný smer aj posúvajúce a normálové sily. Smer normály po dĺžke eliptickej konštrukcii nebolo nutné vzhľadom k požiadavkám výpočtu zisťovať. Eliptická konštrukcia má v analyzovaných rezoch ( $r_{\min}$  a  $r_{\max}$ ) zvislú tangentu (smernicu) v reze  $r_{\min}$  a vodorovnú v reze  $r_{\max}$ . Normálová sila v reze  $r_{\min}$  je rovná reakcii  $R_{az}$  a vodorovná sila reakcii  $R_{ax}$ . Normálová sila v reze  $r_{\max}$  odpovedá vodorovnej zložke  $R_{cx}$  vo vnútornom momentovom kĺbe (vzorec 7-5) (Obr. 7-3). Zvislá sila v  $r_{\max}$  je nulová ( $F_z = 0$ ).

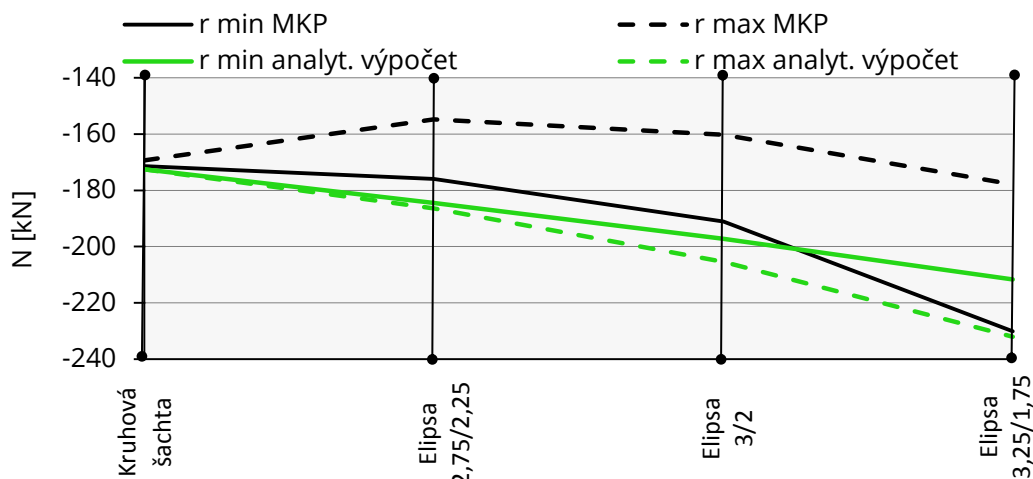
$$R_{cx} = R_{ax} + q \cdot b = 275,63 \text{ kN} \quad (7-5)$$

**Tabuľka 7-1:** Výpočet vnútorných síl analytickým výpočtom, Elipsa  $3/2 h = 8\text{m}$

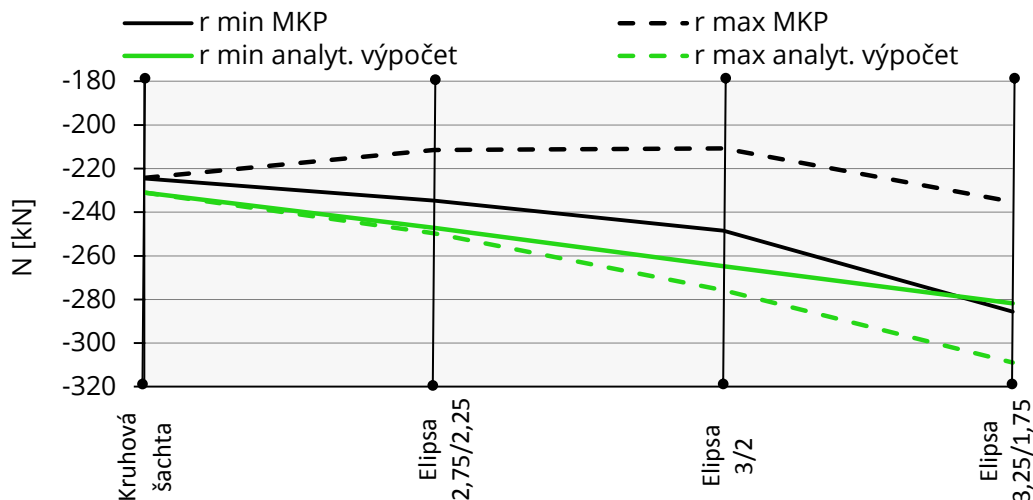
Rez	$N$ [kN]	$V$ [kN]	$M$ [kNm]
$r_{\min}$	- 264,60	77,18	0
$r_{\max}$	- 275,63	0	0

## 7.2 Porovnanie analytického výpočtu s výsledkami numerického modelu

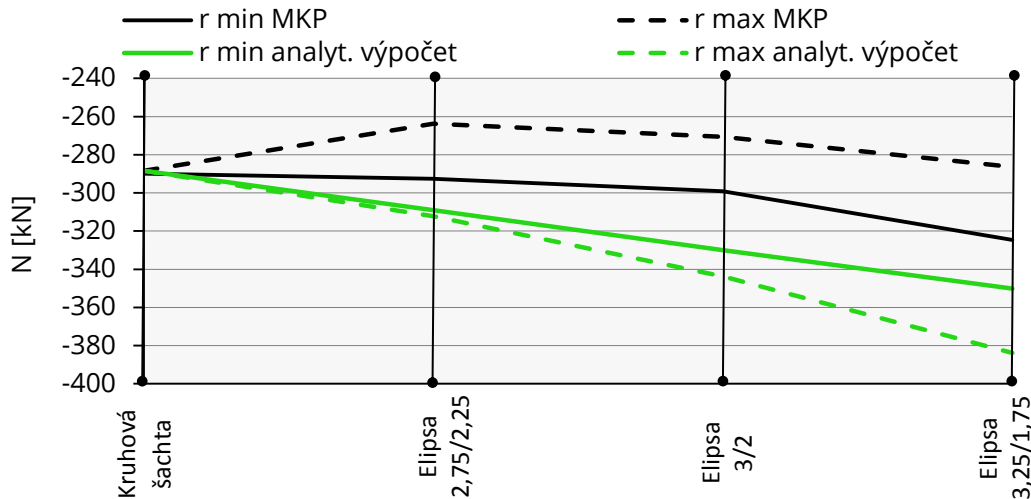
Porovnanie veľkosti normálovej sily analytického modelu a numerického modelu bolo vykonané v hĺbkach 6, 8 a 10 m. Výsledky normálovej sily z numerického modelu, boli získané pomocou integrácie normáloveho napätia v rezoch D-D'  $r_{\min}$  a  $r_{\max}$  (Obr. 6-5). Obrázky 7-4 až 7-6 znázorňujú rozdiel vo výpočte normáloveho napätia analytickým a numerickým výpočtom v závislosti na geometrii šachty (zvyšovanie pomeru  $r_{\min} / r_{\max}$ ) v rôznych hĺbkach.



Obrázok 7-4: Normálová sila šácht v hĺbke 6 m



Obrázok 7-5: Normálová sila šácht v hĺbke 8 m



**Obrázok 7-6:** Normálová sila šácht v hĺbke 10 m

Výpočet normálovej sily kruhovej šachty 3-kľbovým oblúkom sa zhoduje s výsledkami numerického modelu. Normálová sila získaná numerickým výpočtom sa v reze  $r_{\min}$  so zmenou geometrie (kruhová – elipsa) zvyšuje. Jej nárast je spôsobený zvyšujúcou sa hodnotou zemného tlaku v tomto reze a rastúcou hodnotou momentu, vplyvom zmeny geometrie, ktorý zvyšuje hodnotu normálovej sily. V reze  $r_{\min}$  má normálová sila spočiatku klesajúci efekt – pokles zemného tlaku. Následný nárast normálovej sily (u elipsy 3 / 2 a elipsy 3,25 / 1,75), môže byť odôvodnený tým, že nárast normálovej sily vplyvom zvyšujúceho sa momentu (zvyšovanie pomeru  $r_{\min} / r_{\max}$ ) je väčší ako pokles normálovej sily vplyvom znižujúceho sa namáhania.

Výpočet 3-kľbovým oblúkom nekopíruje priebeh skutočného priebehu normálových síl. Normálová sila v reze  $r_{\max}$  dosahuje vyšších hodnôt ako v reze  $r_{\min}$ , čo je v rozpore s numerickým výpočtom. Výpočet 3-kľbovým nosníkom je konzervatívny výpočet, môže ale podávať orientačné hodnoty normálovej sily u eliptických konštrukcií. S výnimkou výpočtu normálovej sily v hĺbke 6 m je analytický výpočet vždy na bezpečnej strane.



## 8 ZÁVER

V rámci diplomovej práce bola prevedená analýza napätosti šácht kruhového a eliptického tvaru, u ktorých sa skúmali mechanizmy porúch, ktoré majú vplyv na bezpečnosť a funkciu šachty.

Numerické modelovanie materiálu prúdovej injeckáže bolo realizované použitím nového pokročilého konštitučného modelu Shotcrete, ktorý okrem rady ďalších aspektov zahrňuje ťahové zmäkčovanie (vznik ťahových trhlín). Vznik ťahových trhlín je hlavný dôvod, ktorý vedie k zlyhaniu v prípade eliptických šachiet. Použitie modelu Shotcrete pre materiál prúdovej injeckáže umožňuje presnejšiu predikciu stavu napätosti. K stanovovaniu značného počtu vstupných parametrov pre nový Shotcrete model sa pristupovalo obozretné. Bola preštudovaná dostupná literatúra, vykonaná parametrická analýza a tiež boli vykonané jednoosé tlakové skúšky so zaznamenaním celého pracovného diagramu (so spevňovaním a zmäkčovaním). V rámci práce bola tiež skúmaná veľkosť a zmena zemných tlakov v závislosti od zmeny pôdorysu šachty. Hodnotným záverom napätostnej analýzy je zistenie, že k vzniku ťahových trhlín dochádza primárne na vnútornej hrane šachty u maximálneho polomeru zaoblenia, kde je možné ťahovú trhlinu vizuálne zaznamenať. Sekundárne dochádza k vzniku ťahových trhlín na vonkajšej hrane šachty (v mieste minimálneho polomeru zaoblenia). S rastúcou hodnotou namáhania je ale maximálna dĺžka ťahovej trhliny zaznamenaná práve na vonkajšej hrane šachty. Dosiahnutie ťahovej pevnosti v numerickom modeli je indikované pomocou parametru ťahového zmäkčovania.

Vplyvom hydrostatického tlaku sa prejavil veľký nárast normáloveho napätia oproti šachtám zaťažovaním iba zemným tlakom (cca 2x). Práve u týchto eliptických šachiet bol zaznamenaný vznik ťahových trhlín. Dĺžka ťahovej trhliny u šachty s najväčšou krivosťou dosahovala 0,3 m.

Záver praktickej časti diplomovej práce porovnáva výsledky normálovej sily získanej numerickým modelom a analytickým výpočtom 3-kĺbovým oblúkom. Analytický výpočet 3-kĺbovým eliptickým (kruhovým) oblúkom dáva konzervatívne výsledky, ktoré by mohli slúžiť nanajvýš pre prvotný odhad normálovej sily u eliptických konštrukcií.

## ZOZNAM POUŽITÝCH ZDROJOV

CEB-FIP MODEL CODE 1990, *Design Code - Comite Euro-International du Beton*. London: Thomas Telford Services Ltd, 1993. pp 437.

CEB-FIP MODEL CODE 2010, *Model Code for Concrete Structures (fib)*. Berlin: 2010. pp 292.

CROCE, P., A. FLORA a G. MODONI. *Jet grouting: technology, design and control*. Boca Raton: CRC Press, 2014. ISBN 041552640X.

FANG, Y-S., LIAO, J-J., LIN, T-K. Mechanical properties of jet grouted soilcrete. *Quarterly Journal of Engineering Geology*, 27, 1994, pp 257 – 265.

Keller - Soilcrete - trysková injektáž [online]. [cit. 2018-01-10] Dostupné z: [http://www.nws.sk/www.keller-slovakia.sk\\_new/new/technologie\\_soilcrete.aspx.htm](http://www.nws.sk/www.keller-slovakia.sk_new/new/technologie_soilcrete.aspx.htm)

MAATKAMP, T.W.P., *The capabilities of the Plaxis Shotcrete material model for designing laterally loaded reinforced concrete structures in the subsurface*. Delft: Delft University of Technology, Faculty of Civil Engineering and Geosciences, Section Geo-Engineering, 2016. pp 201. Thesis supervisor N. Loonen.

PLAXIS Material Models Manual [online]. 2016, [cit. 2018-01-10] Dostupné z: [https://www.plaxis.com/?plaxis\\_download=3D-3-Material-Models.pdf](https://www.plaxis.com/?plaxis_download=3D-3-Material-Models.pdf)

SOUČKOVÁ M., Vyhodnocení lomových experimentů na vybraných betonových tělesech. Brno: Vysoké učení technické v Brně, Fakulta stavební, Ústav stavební mechaniky, 2014. 69s. Vedoucí bakalářské práce prof. Ing. Keršner Z., CSc.

SCHAEDLICH, B., MARCHER, T., SCHWEIGER, H.F., SAURER, E. Application of a novel constitutive shotcrete model for tunnelling. *ISRM Regional Symposium – EUROROCK (Vigo)* ed Alejandro L.R., Perucho A., Olalla C. and Jimenez R. London: Taylor & Francis group, 2014. pp 799 – 804.

SCHAEDLICH, B., SCHWEIGER, H.F. A new constitutive model for shotcrete. *Numerical Methods in Geotechnical Engineering* **1**. 2014. pp 103-108.

SCHÜTZ, R. *Numerical Modelling of Shotcrete for Tunnelling*. London: Imperial College London, Faculty of Engineering, Civil and Environmental Engineering, 2010. 435 p. Thesis supervisor Prof. D. Potts and Dr. L. Zdravkovic.

SCHÜTZ, R., POTTS, D.M. and ZDRAVKOVIC, L. Advanced constitutive modeling of shotcrete: Model formulation and calibration. In. *Computers and Geotechnics*. 2011, 834-845 p.

TURČEK, P., SLÁVIK, I. *Zakladanie stavieb*. Bratislava: Slovenská technická univerzita v Bratislave, 2002. Edícia skrípt. ISBN 80-227-1699-5.

UDAY, N.P. Experimental Determination of Fracture Energy by RILEM Method. *The International Journal of Engineering and Science (IJES)*, 2017, Volume 6, Issue 3, pp 106 – 115.

## ZOZNAM POUŽITÝCH SKRATIEK A SYMBOLOV

MKP – metóda konečných prvkov

NATM – nová rakúska tunelovacia metóda

SH - shotcrete

HS – hardening soil

$\varepsilon_e$  – elastické pretvorenie

$\varepsilon_p$  – plastické pretvorenie

$\varepsilon_{cr}$  – pretvorenie spôsobené dotvarovaním betónu

$\varepsilon_{shr}$  – pretvorenie spôsobené zmršťovaním betónu

$\varepsilon_3^p$  – aktuálne plastické pretvorenie

$\varepsilon_{cp}^p$  – plastické vrcholové pretvorenie v tlaku

$\varepsilon_1^p$  – aktuálne plastické pretvorenie

$\varepsilon_{tp}^p$  – plastické vrcholové pretvorenie v ťahu

$\varepsilon_{cp}^p$  v čase 1 h – jednoosé vrcholové plastické pretvorenie v čase 1 hodina

$\varepsilon_{cp}^p$  v čase 8 h – jednoosé vrcholové plastické pretvorenie v čase 8 hodín

$\varepsilon_{cp}^p$  v čase 24 h – jednoosé vrcholové plastické pretvorenie v čase 24 hodín

$\{\sigma\}$  – skalárna funkcia stavu napätia

$\{k\}$  – stavová veličina  $k$

$F$  – funkcia plochy plasticity

$H_c$  – normalizovaný deformačný parameter pri namáhaní v tlaku

$H_t$  – normalizovaný deformačný parameter pri namáhaní v ťahu

$f_{c,n}$  – normalizovaná jednoosá pevnosť v tlaku

$f_{3,c}$  – aktuálna pevnosť v tlaku

$f_{cp}$  – vrcholová pevnosť v tlaku

$f_{cm}$  – pevnosť v tlaku betónu

$f_{cmo}$  – 10 MPa

$f_{c,1}/f_{c,28}$  – pomer pevností v čase 1 a 28 dní

$f_{c,28}$  – jednoosá pevnosť v tlaku vyzretého materiálu

$q_u$  – jednoosá pevnosť v tlaku

$f_{c0n}$  – normalizovaná pevnosť v tlaku, pri ktorej začína dochádzať k plastickým deformáciám  
 $f_{cfn}$  – normalizovaná pevnosť pri porušení v tlaku  
 $f_{cum}$  – normalizovaná reziduálna pevnosť v tlaku  
 $L_{eq}$  – ekvivalentná dĺžka  
 $G_c$  – lomová energia v tlaku zo závislosti napätia na deformácií  
 $G_{c,28}$  – lomová energia v tlaku vyzretého materiálu  
 $G_t$  – lomová energia v ťahu zo závislosti napätia na deformácií  
 $G_{t,28}$  – lomová energia v ťahu vyzretého materiálu  
 $g_c$  – lomová energia v tlaku zo závislosti napätia na pretvorení  
 $g_t$  – lomová energia v ťahu zo závislosti napätia na pretvorení  
 $G_{f0}$  – základná hodnota lomovej energie  
 $f_{1,t}$  – aktuálna pevnosť v ťahu  
 $f_{tp}$  – vrcholová pevnosť v ťahu  
 $f_t$  – pevnosť v ťahu  
 $f_{t,28}$  – vrcholová pevnosť v ťahu  
 $f_{tun}$  – normalizovaná reziduálna pevnosť v ťahu  
 $E_{28}$  – Youngov modul v čase 28 dní  
 $E_1/E_{28}$  – pomer Youngových modulov v čase 1 a 28 dní  
 $E_{50}^{ref}$  – Referenčný sečný modul pružnosti  
 $E_{oed}^{ref}$  – Referenčný edometrický modul pružnosti  
 $E_{ur}^{ref}$  – Referenčný modul pružnosti pri zaťažení a opätovnom prít'ažení  
 $a$  – parameter riadiaci duktilitu materiálu  
 $t_{50}^{cr}$  – čas pri ktorom je dosiahnuté 50% dotvarovania  
 $t_{hydr}$  – čas potrebný pre úplnú hydratáciu  
 $Y_{dc}$  – objemová hmotnosť suchého materiálu  
 $Y_d$  – objemová hmotnosť suchého materiálu  
 $Y_{fc}$  – stupeň bezpečnosti pre tlakové namáhanie  
 $Y_{ft}$  – stupeň bezpečnosti pre ťahové namáhanie  
 $Y_{unsat}$  – objemová hmotnosť nenasýtenej zeminy  
 $Y_{sat}$  – objemová hmotnosť nasýtenej zeminy  
 $P$  – zaťaženie

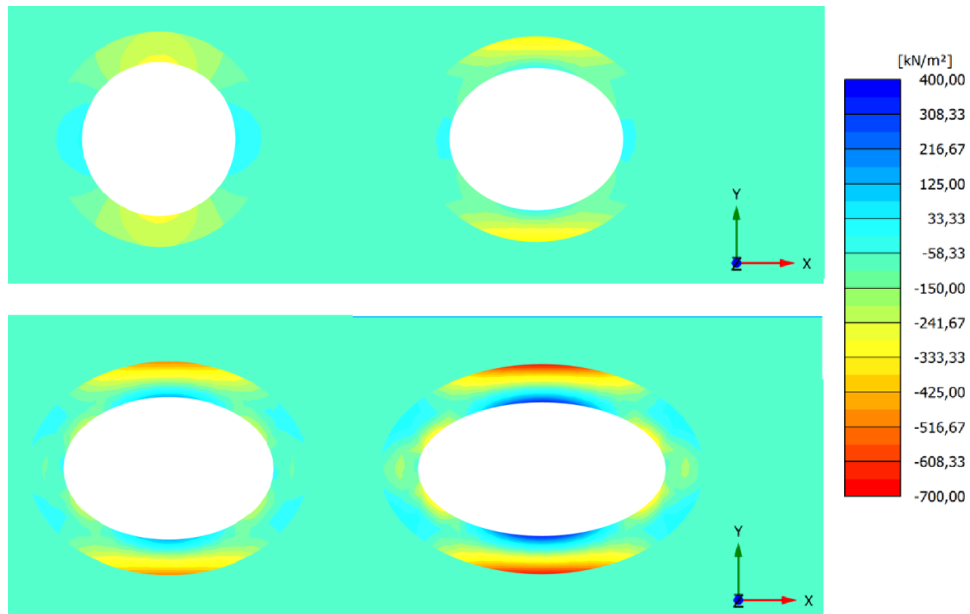
$W_f$  – vykonaná práca  
 $W$  – výška skúšobného telesa  
 $\alpha$  –  $W/a$   
 $a$  – výška trhliny  
 $B$  – šírka skúšobného telesa  
 $d_{max}$  – maximálna veľkosť zrna  
 $\xi$  – stupeň hydratácie  
 $\nu$  – Poissonovo číslo  
 $\nu'_{ur}$  – Poissonovo číslo pre odťazenie a opätovné prit'azenie  
 $\psi$  – uhol dilatancie  
 $\phi_{max}$  – maximálny uhol trenia  
 $\phi_{cr}$  – pomer medzi dotvarovaním materiálu a elastickou deformáciou  
 $\phi$  – uhol vnútorného trenia  
 $\phi'$  – efektívny vnútorný uhol trenia  
 $m$  – exponent riadiaci závislosť deformačných parametrov na napätí  $\sigma_1$  a  $\sigma_3$   
 $c$  – kohézia  
 $c_{ref}'$  – kohézia  
 $K_o$  – zemný tlak v pokoji  
 $K_a$  – aktívny zemný tlak  
 $K_p$  – pasívny zemný tlak  
 $K_o^{nc}$  - koeficient zemného tlaku v pokoji pre podmienky normálnej konsolidácie  
 $R_f$  - pevnostný redukčný parameter  $q_f/q_a$   
 $OCR$  – stupeň prekonsolidácie  
 $p_{ref}$  – referenčné napätie

## **9 ZOZNAM PRÍLOH**

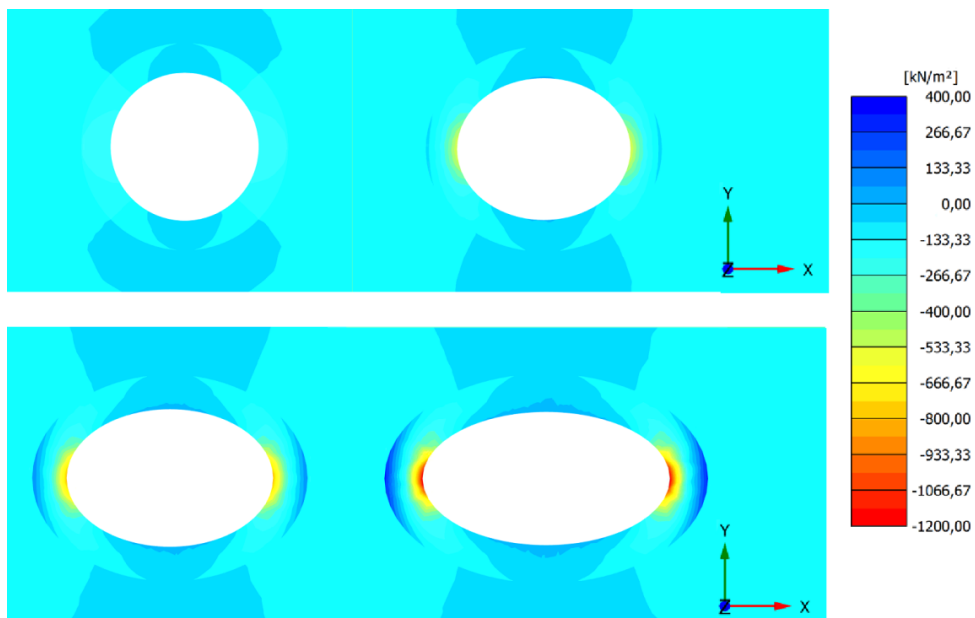
<b>Príloha A</b>	Normálové napätie šácht v hĺbke 8 a 12 m
<b>Príloha B</b>	Doplnok k parametrickej analýze

## Príloha A

- *Bez výskytu podzemnej vody*

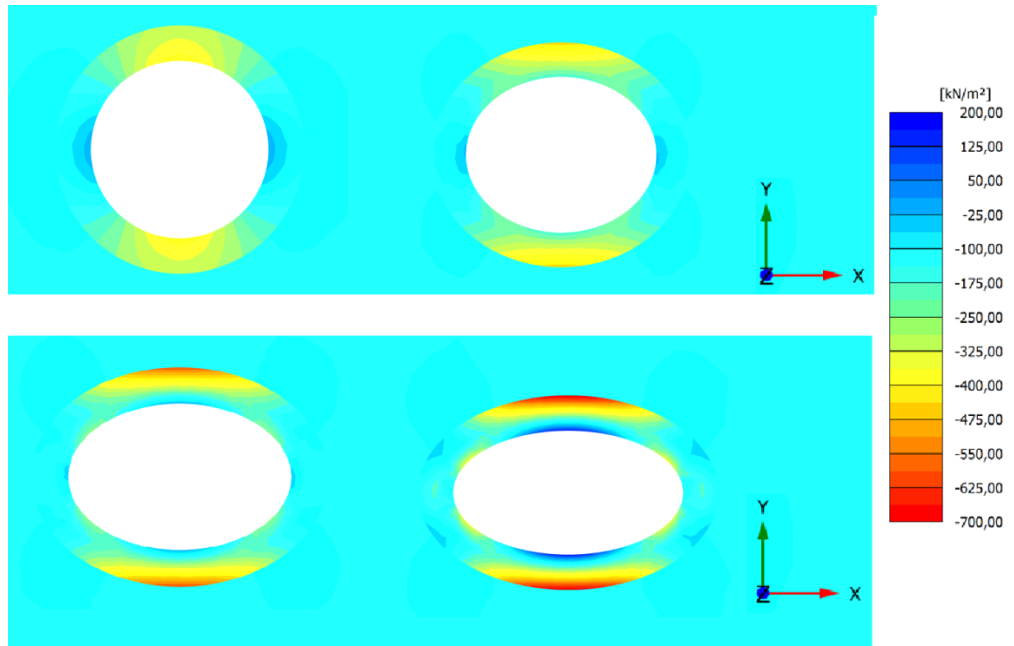


Obrázok 9-1: Normálové napätie šácht v reze  $r_{\max}$ ,  $h = 8$  m (Rez: C-C')

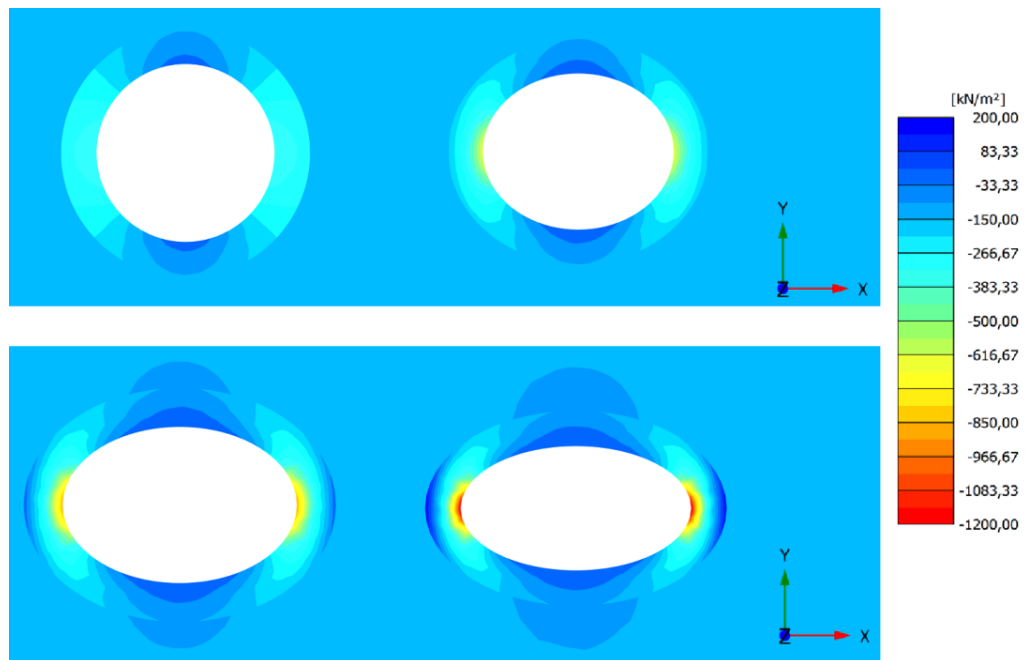


Obrázok 9-2: Normálové napätie šácht v reze  $r_{\min}$ ,  $h = 8$  m (Rez: C-C')



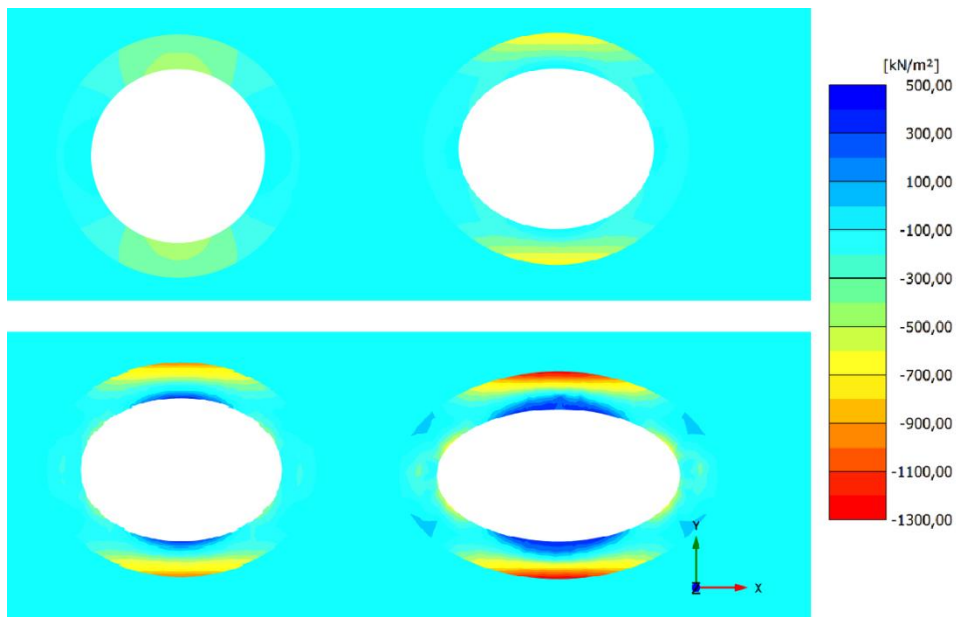


**Obrázok 9-3:** Normálové napätie šácht v reze  $r_{\max}$ ,  $h = 12$  m (Rez: C-C')

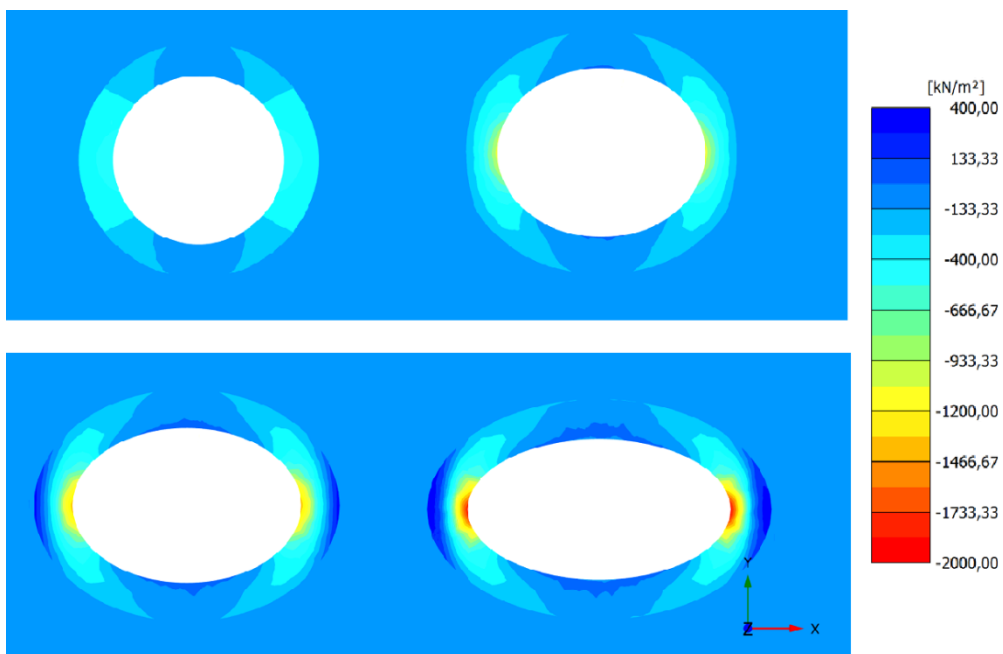


**Obrázok 9-4:** Normálové napätie šácht v reze  $r_{\min}$ ,  $h = 12$  m (Rez: C-C')

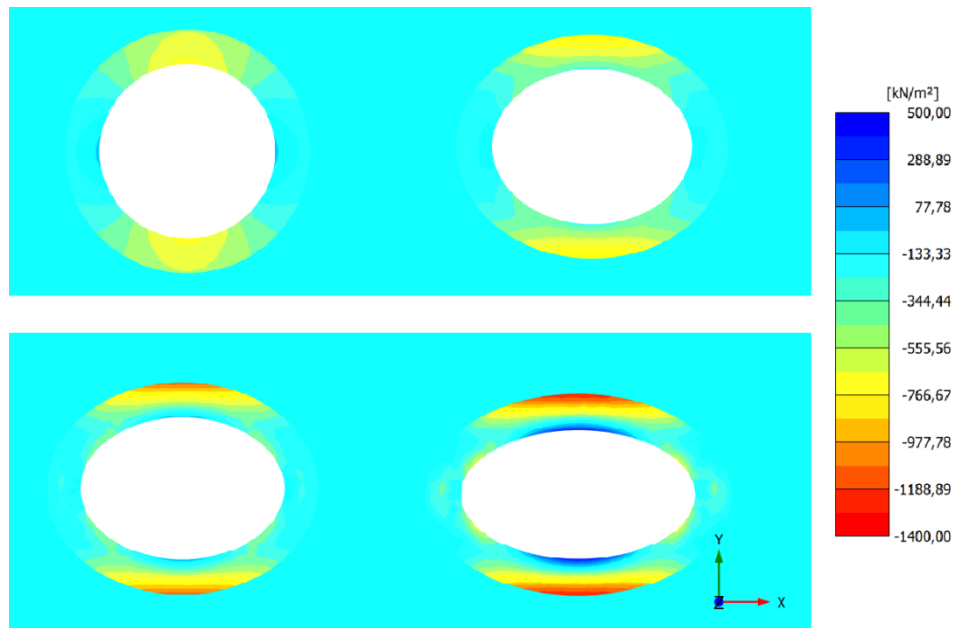
- *S výskytom podzemnej vody*



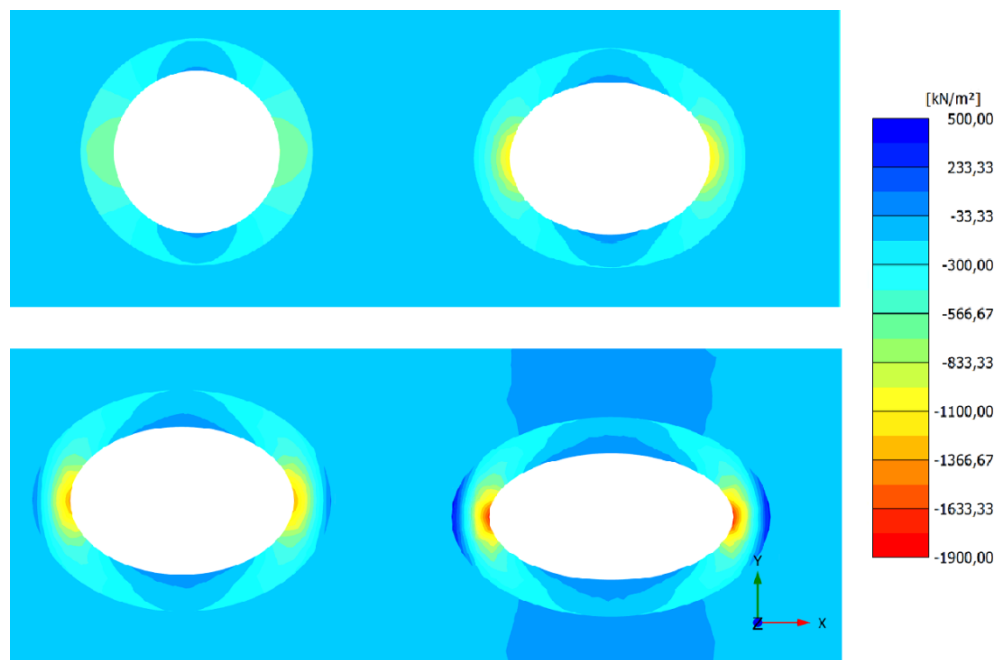
**Obrázok 9-5:** Normálové napätie šácht v reze C-C' v reze  $r_{\max}$ ,  $h = 8$  m (Rez: C-C')



**Obrázok 9-6:** Normálové napätie šácht v reze  $r_{\min}$ ,  $h = 8$  m (Rez: C-C')



**Obrázok 9-7:** Normálové napätie šácht v reze  $r_{\max}$ ,  $h = 12$  m (Rez: C-C')



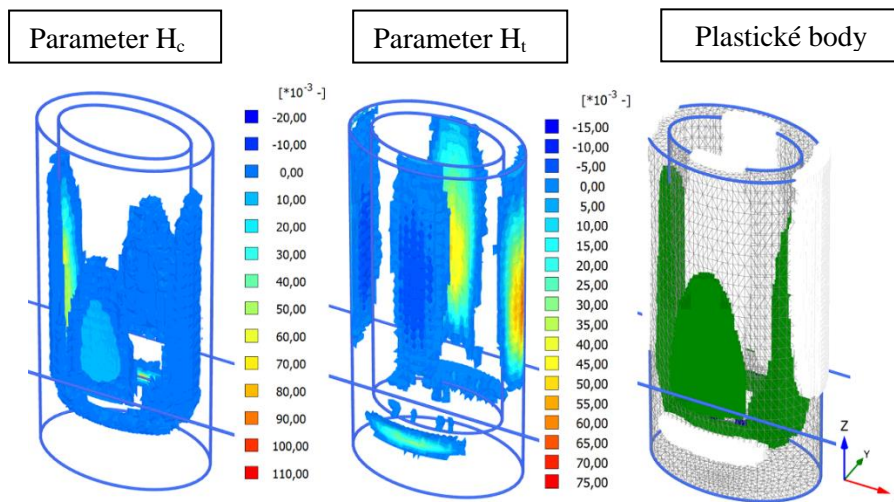
**Obrázok 9-8:** Normálové napätie šácht v reze  $r_{\min}$ ,  $h = 12$  m (Rez: C-C')

## Príloha B

Tabuľka 9-1: Označenie scenárov parametrickej analýzy max. uhlu trenia  $\varphi_{\max}$

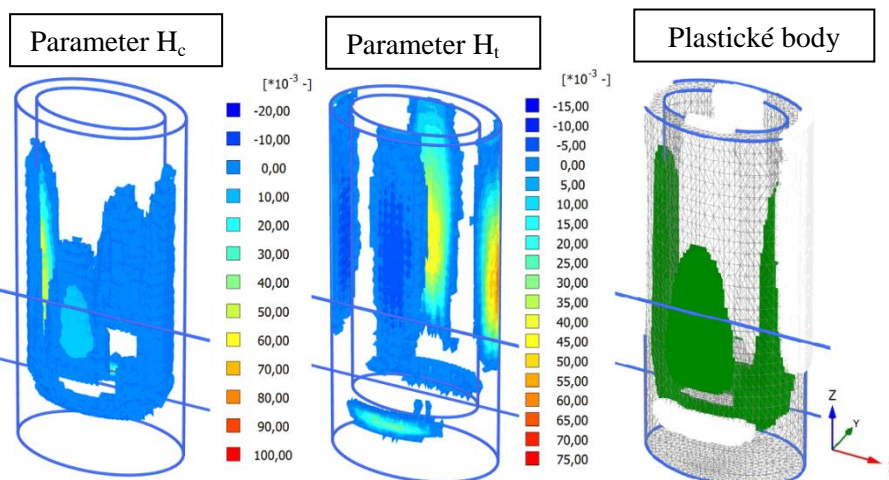
Popis	$\varphi_{\max}$ [°]	Scenár
Elipsa 3,25/1,75 + HpV	30*	Scenár 1
Elipsa 3,25/1,75 + HpV	40	Scenár 6

- Scenár 1: Elipsa 3,25 / 1,75 + HpV;  $\varphi_{\max} = 30^\circ$



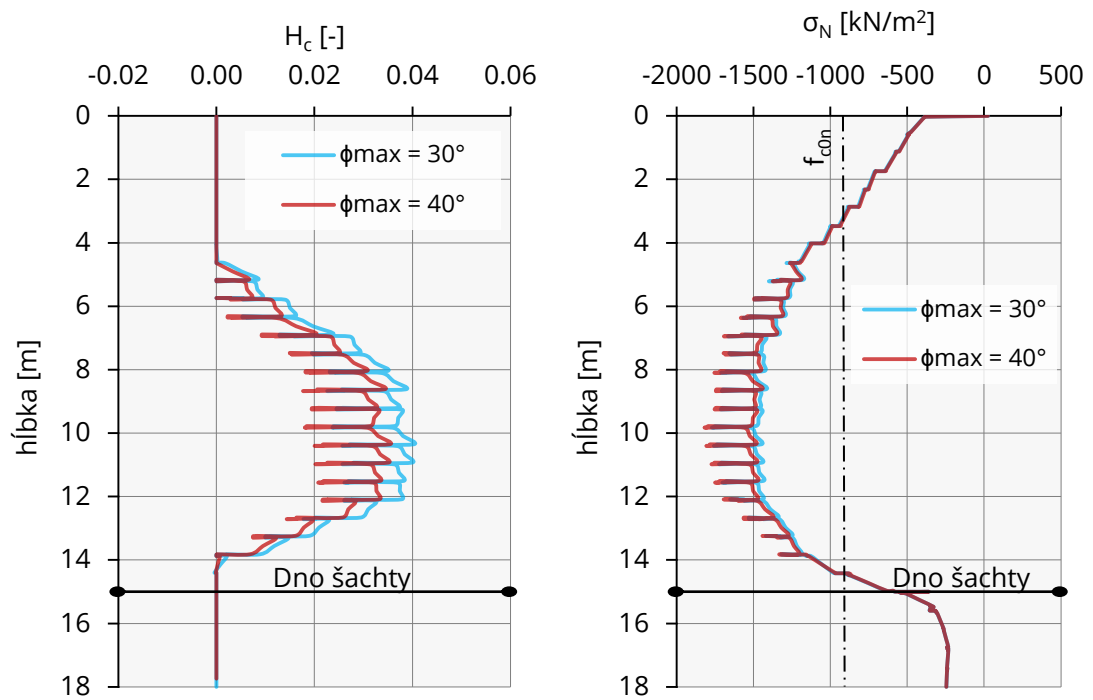
Obrázok 9-9: Parameter tlakového spevňovania  $H_c$ , ťahového zmäkčovania  $H_t$  a plastické body Elipsy 3,25 / 1,75 s výskytom hladiny podzemnej vody,  $\varphi_{\max} = 30^\circ$

- Scenár 6: Elipsa 3,25 / 1,75 + HpV;  $\varphi_{\max} = 40^\circ$

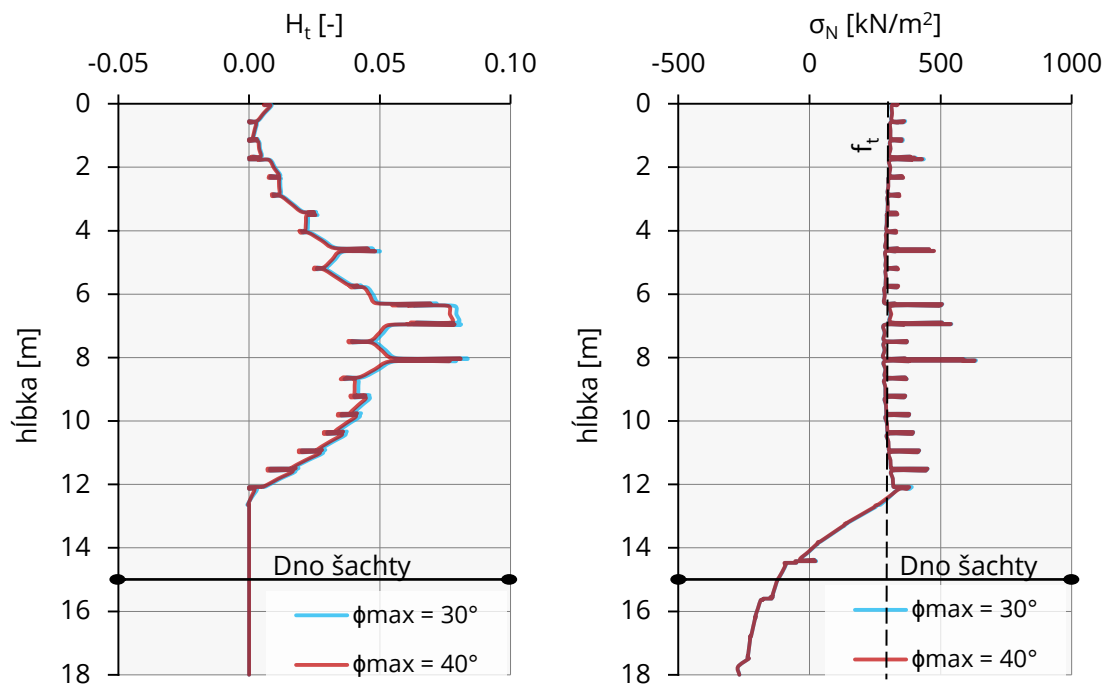


Obrázok 9-10: Parameter tlakového spevňovania  $H_c$ , ťahového zmäkčovania  $H_t$  a plastické body Elipsy 3,25 / 1,75 s výskytom hladiny podzemnej vody,  $\varphi_{\max} = 40^\circ$

- V  $r_{\min}$  - namáhanie v najviac tlačенých a ťahaných okrajoch šachty

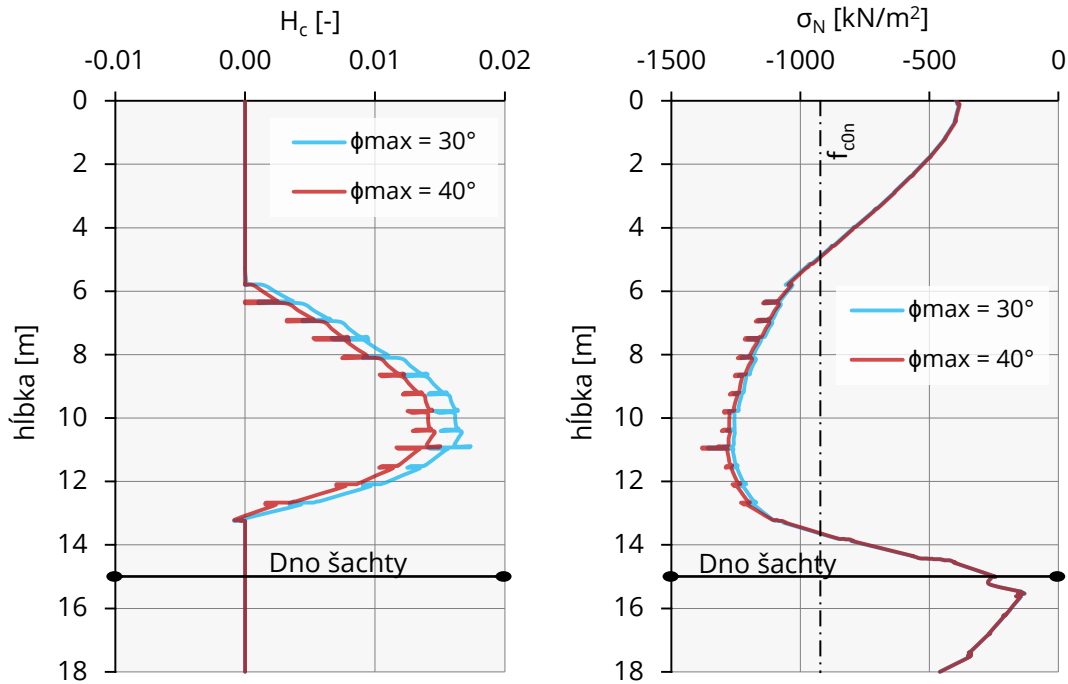


**Obrázok 9-11:** Priebeg normálového napätia v tlačennom okraji šachty v reze  $r_{\min}$  v relácii s parametrom tlakového spevňovania  $H_c$  (Rez: B-B') – VNÚTORNÁ HRANA

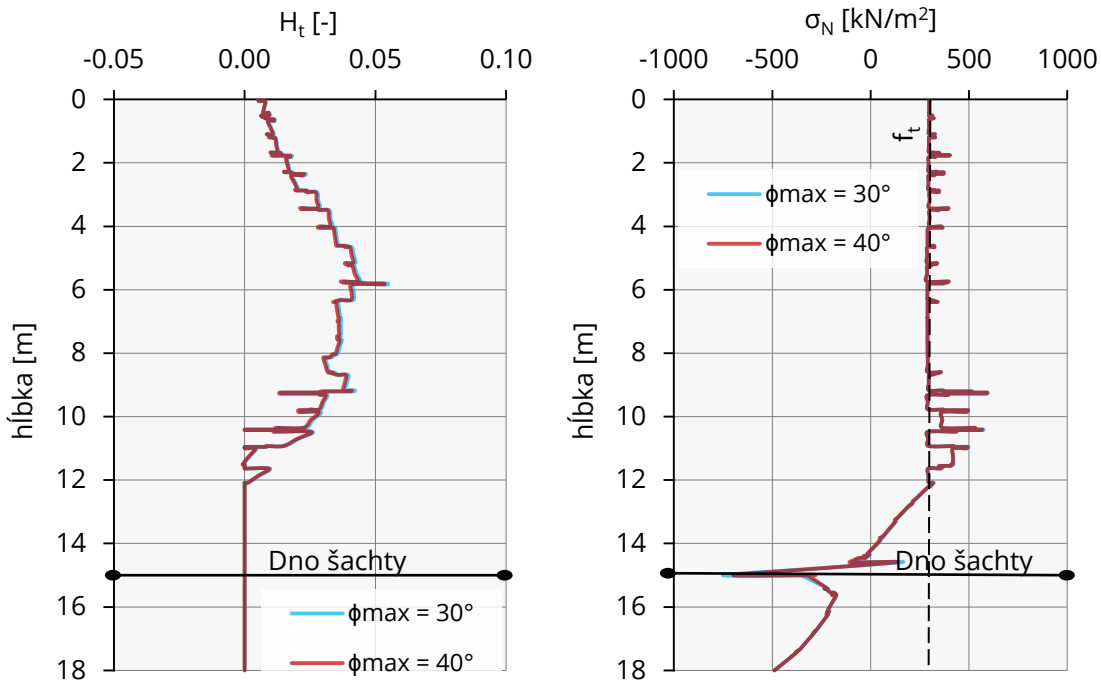


**Obrázok 9-12:** Priebeg normálového napätia v ťažanom okraji šachty v reze  $r_{\min}$  v relácii s parametrom ťahového zmäkčovania  $H_t$  (Rez: B-B') – VONKAJŠIA HRANA

- V  $r_{\max}$  - namáhanie v najviac tlačených a ťahaných okrajoch šachty



**Obrázok 9-13:** Priebch normálového napätia v tlačenom okraji šachty v reze  $r_{\max}$  v relácii s parametrom tlakového spevňovania  $H_c$  (Rez: B-B') – VONKAJŠIA HRANA



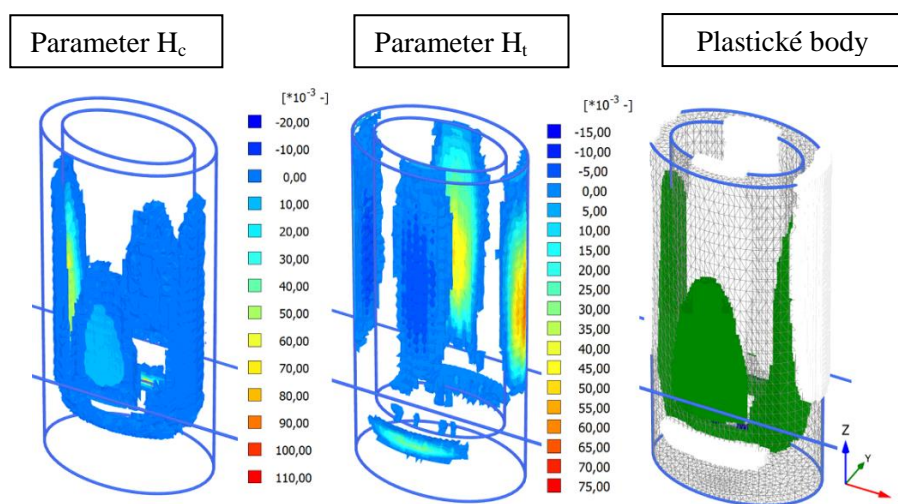
**Obrázok 9-14:** Priebch normálového napätia v ťahanom okraji šachty v reze  $r_{\max}$  v relácii s parametrom ťahového zmäkčovania  $H_t$  (Rez: B-B') – VNÚTORNÁ HRANA

- Porovnanie scenáru 1 a 7 v hĺbke 10 m: Elipsa 3,25 / 1,75 + HpV

**Tabuľka 9-2:** Označenie scenárov parametrickej analýzy parametru riadiaceho duktilitu materiálu a

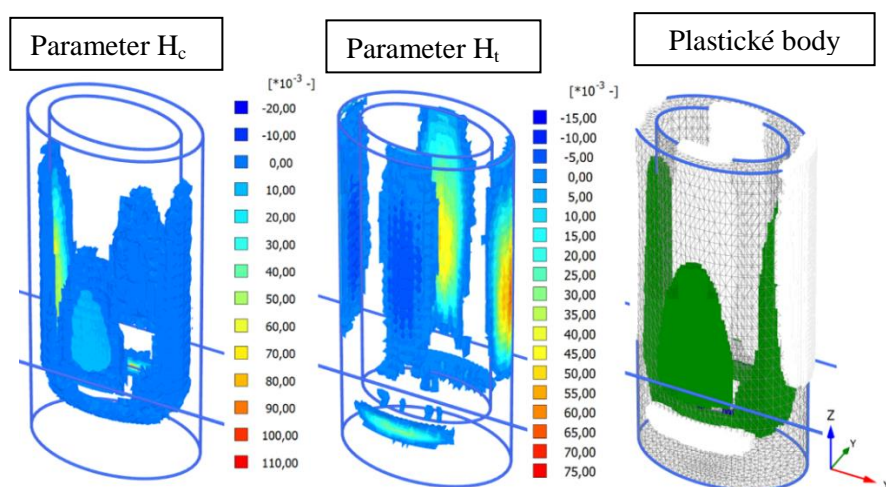
Popis	$a [-]$	Scenár
Elipsa 3,25/1,75 + HpV	16*	Scenár 1
Elipsa 3,25/1,75 + HpV	20	Scenár 7

- Scenár 1: Elipsa 3,25 / 1,75 + HpV;  $a = 16$



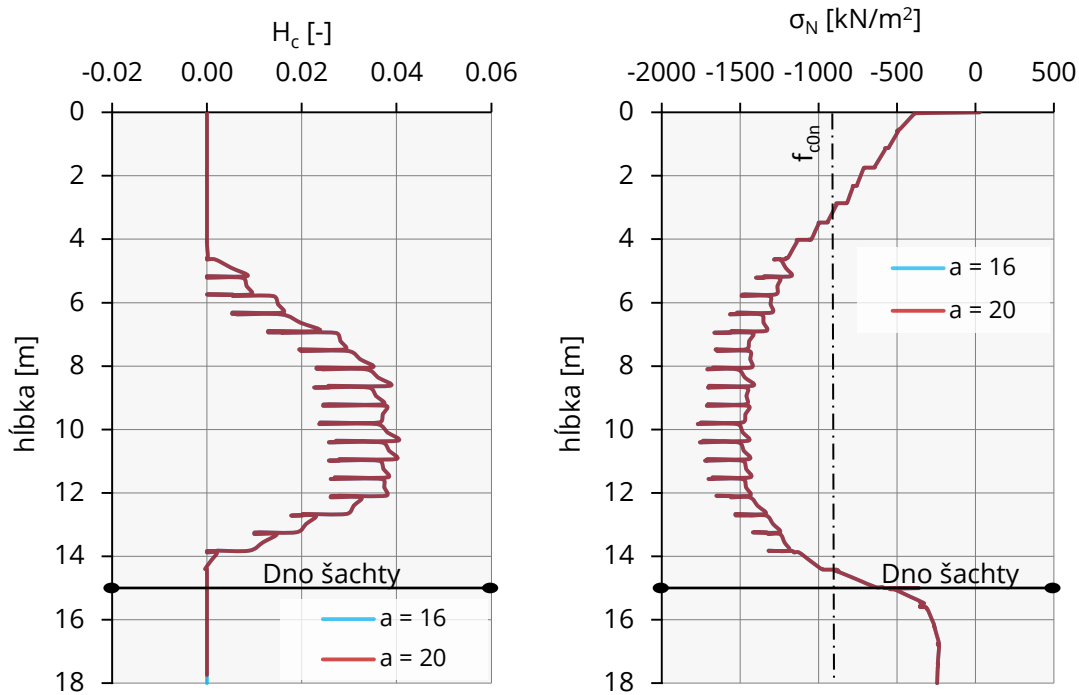
**Obrázok 9-15:** Parameter tlakového spevňovania  $H_c$ , ťahového zmäkčovania  $H_t$  a plastické body Elipsy 3,25 / 1,75 s výskytom hladiny podzemnej vody,  $a = 16$

- Scenár 6: Elipsa 3,25 / 1,75 + HpV;  $a = 20$

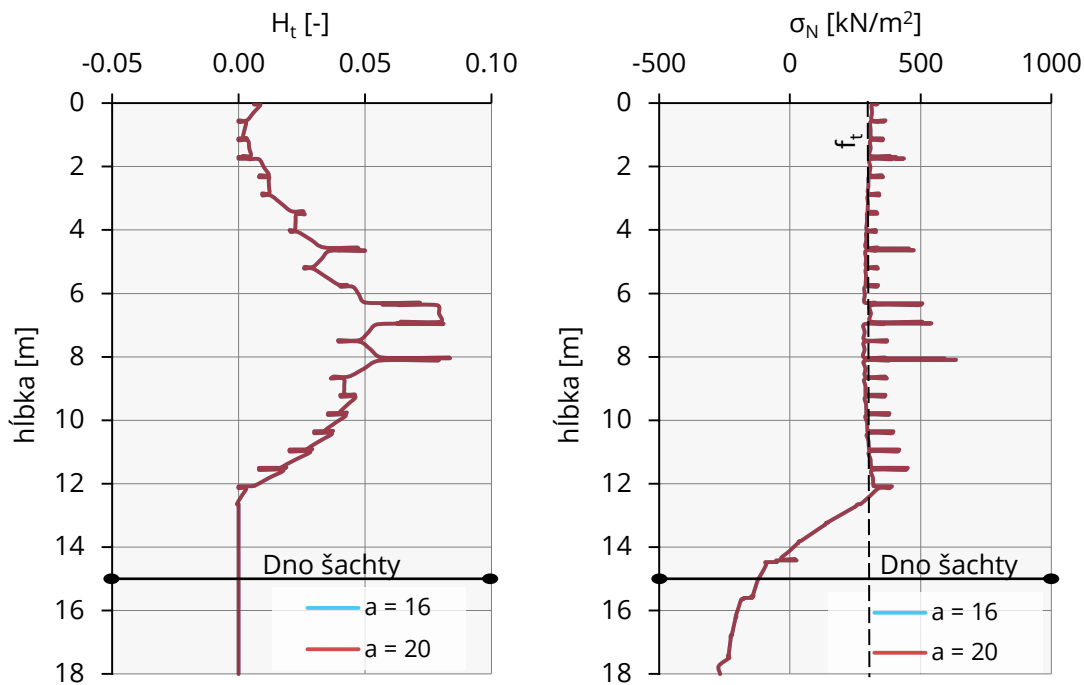


**Obrázok 9-16:** Parameter tlakového spevňovania  $H_c$ , ťahového zmäkčovania  $H_t$  a plastické body Elipsy 3,25 / 1,75 s výskytom hladiny podzemnej vody,  $a = 20$

- V  $r_{\min}$  - namáhanie v najviac tlačených a ťahaných okrajoch šachty



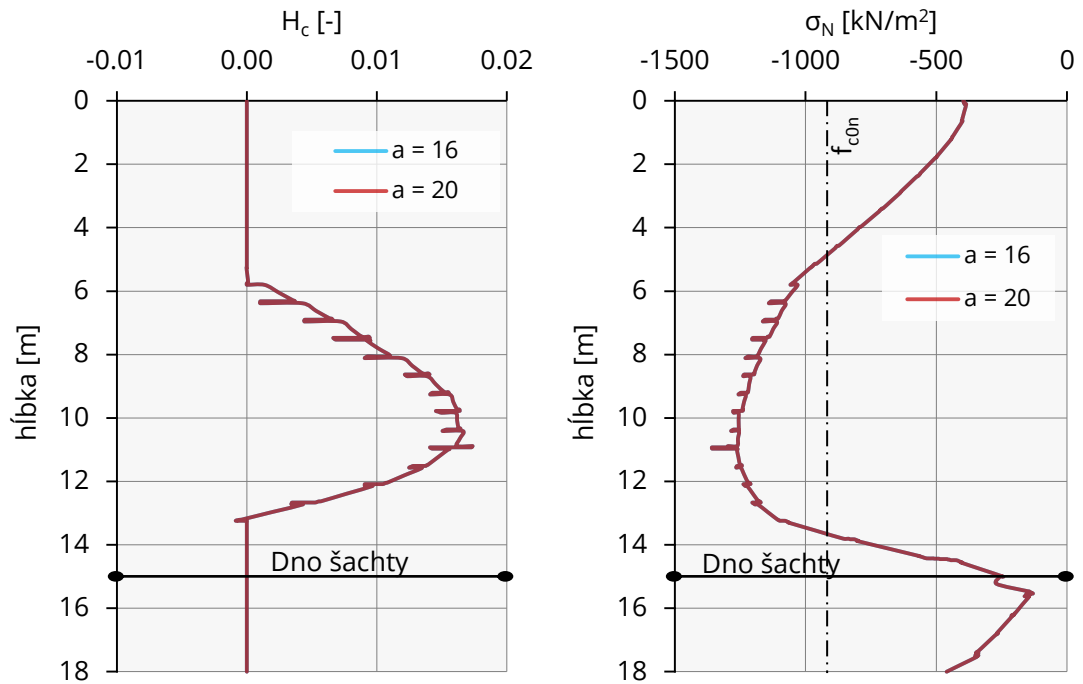
**Obrázok 9-17:** Priebeh normálového napätia v tlačenom okraji šachty v reze  $r_{\min}$  v relácii s parametrom tlakového spevňovania  $H_c$  (Rez: B-B') – VNÚTORNÁ HRANA



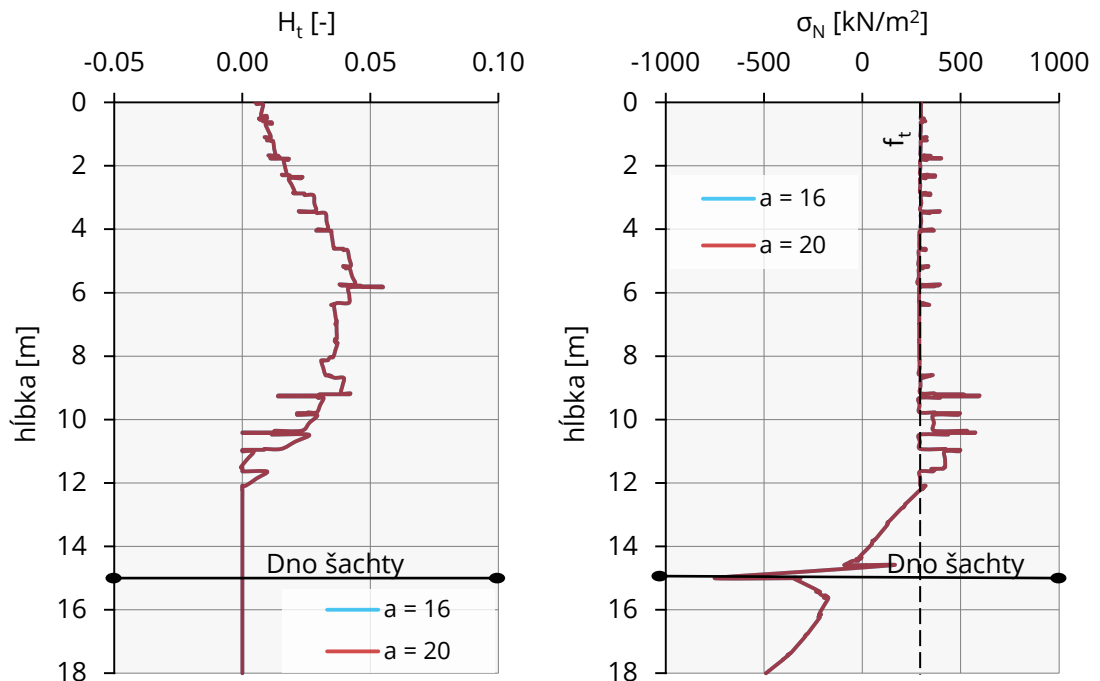
**Obrázok 9-18:** Priebeh normálového napätia v ťahanom okraji šachty v reze  $r_{\min}$  v relácii s parametrom ťahového zmäkčovania  $H_t$  (Rez: B-B') – VONKAJŠIA HRANA



- V  $r_{\max}$  - namáhanie v najviac tlačených a ťahaných okrajoch šachty



**Obrázok 9-19:** Priebeh normálového napätia v tlačenom okraji šachty v reze  $r_{\max}$  v relácii s parametrom tlakového spevňovania  $H_c$  (Rez: B-B') – VONKAJŠIA HRANA



**Obrázok 9-20:** Priebeh normálového napätia v ťažanom okraji šachty v reze  $r_{\max}$  v relácii s parametrom ťahového zmäkčovania  $H_t$  (Rez: B-B') – VNÚTORNÁ HRANA