

Koncept predikce bezpečnostních indikátorů EDZ

Radim Blaheta, Jan Březina

2020

1 Úvod

Bezpečnost plánovaného hlubinného úložiště vysoce aktivních jaderných odpadů je zajištěna inženýrskými bariérami (obalový soubor, bentonitové utěsnění) a dále geologickou bariérou – horninovým masivem. Pro konstrukci úložiště jsou v horninách raženy chodby, přičemž dochází k narušení okolní horniny na vnitřním okraji geologické bariéry a vzniká tzv. zóna poškození (EDZ - Excavation Damage Zone). Zejména v krystalických (křehkých) horninách vzniká síť nových (mikro) puklin, která zvyšuje hydraulickou vodivost a může tvořit preferenční cesty podél chodeb úložiště a dále skrze případné geologické poruchy k povrchu. Důležitost EDZ je všeobecně akceptována, viz [Pusch \(2008\)](#), a existuje řada experimentálních i teoretických prací, které se snaží o charakterizaci EDZ z hlediska mechanického poškození a návazných hydraulických vlastností, [Lanyon \(2011\)](#), [Chandler et al. \(2002\)](#), [Vavro \(2016\)](#).

Cílem projektu Endorse je vytvoření metodiky pro predikci odvozených veličin charakterizujících bezpečnost EDZ, tzv. indikátorů bezpečnostních funkcí (dále jen indikátory bezpečnosti). Pro tento účel budeme pojmem EDZ souhrnně označovat širší oblast, na které může dojít ke změnám hydraulické vodivosti, viz. členění v sekci [3](#). Výpočet indikátorů bezpečnosti bude založen na modelu transportu skrze EDZ, jehož parametry budou určeny pomocí modelu vzniku EDZ na jemnější prostorové škále. Pro stanovení volných parametrů modelů budou na základě rešerše doporučeny vhodné experimentální a měřicí metody. Budou studovány stochastické výpočetní metody pro aproximaci rozdělení pravděpodobnosti indikátorů vzhledem k principiálním nejistotám v popisu horninového prostředí. Vyvinuté matematické modely a výpočetní software bude možné využít k obecnějšímu modelování procesů v EDZ, odhadu citlivosti na parametry a následně tak i optimalizaci měření nebo monitoringu.

Tento pracovní dokument popisuje předběžný návrh metodiky a přesněji definuje indikátory bezpečnosti. Dále jsou vytipovány hlavní otevřené problémy, na které se musí projekt zaměřit, a je shrnuta základní rešerše zdrojů k dané problematice.

V dokumentu jsou definovány indikátory bezpečnosti EDZ včetně modelů, na kterých má být založen jejich výpočet. Pro navržené modely jsou popsány

klíčové vstupní parametry a je představena základní rešerše existujících měřících metod pro jejich stanovení. Ve spolupráci s aplikačním garantem pak proběhne upřesnění experimentů pro validaci metody predikce indikátorů, která bude výstupem projektu.

1.1 Koncept predikce indikátorů bezpečnosti EDZ

Koncept predikce indikátorů bezpečnosti EDZ vychází z následujícího předpokládaného průběhu prací při budování a provozování hlubinného úložiště:

1. Z hlavního překopu je proveden horizontální průzkumný vrt v ose budoucí úložné chodby (vertikální ukládání) resp. úložného vrtu (horizontální ukládání).
2. Na průzkumném vrtu je provedena sada měření, např.: optická a ultrazvuková karotáž, elektrická odporová tomografie, tlakové zkoušky.
3. Z měření jsou přímo nebo pomocí inverzních metod stanoveny parametry neporušené horniny. Parametry jsou popsány ve smyslu jejich rozdělení pravděpodobnosti, např. pomocí Bayesovské inverze. Pomocí software (výsledek projektu) je modelován vznik EDZ, příslušné hydraulické parametry a jsou vypočteny indikátory bezpečnosti včetně aproximace jejich hustoty pravděpodobnosti.
4. Na základě výsledků predikce indikátorů a dle expertního posouzení se určí počet bezpečných úložných pozic a rozhodne se, zda a v jakém rozsahu bude provedena ražba konkrétního úložného vrtu.
5. Po vyražení jsou získána další data na povrchu nově vyražených prostor, např. optické mapování, geofyzikální radar, ultrazvuk, ERT, seismika.
6. Data jsou použita k upřesnění parametrů vzniklé EDZ a heterogenit podél úložního vrtu. Je zlepšena predikce indikátorů bezpečnosti.
7. Na základě upřesněného modelu a dle expertního posouzení se určí, které úložné pozice budou skutečně použity.

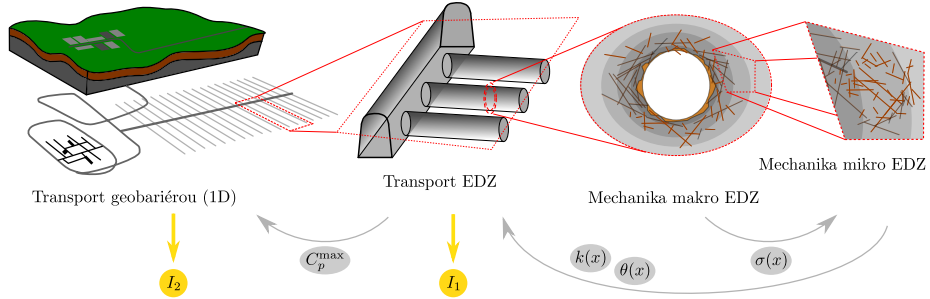
Pro predikci indikátorů bezpečnosti (viz bod 3 a bod 7) uvažujeme komplexní model složený ze tří navazujících částí:

1. Pomocí kombinované inverzní úlohy jsou odhadnuty hydraulické a mechanické parametry „neporušené horniny“ případně i polohy a parametry významných geologických poruch a rozhraní. Tyto veličiny jsou identifikovány ve smyslu Bayesovské inverze jako posteriorní rozdělení.
2. Pomocí víceškálového modelu EDZ jsou predikovány vlastnosti EDZ na základě vlastností neporušené horniny.
3. Pomocí modelu transportu jsou predikovány indikátory bezpečnosti pro jednotlivé úložné pozice.

Tento komplexní model bude sestaven z existujících nástrojů a metod. Softwarové řešení bude modulární, aby bylo možné začít s jednoduchými dílčími modely a ty postupně nahrazovat modely složitějšími. Pro stochastické výpočty a inverzní úlohy budou použity výhradně neintruzivní metody, aby bylo možné využít existující specializované simulační nástroje.

1.2 Struktura zprávy

Struktura zprávy zhruba odpovídá stavbě komplexního modelu, ale postupuje naopak — od definice indikátorů bezpečnosti, přes model vzniku EDZ až k problematice získávání dat z měření. V kapitole 2 je popsána koncepce modelu transportu v měřítku úložné chodby a jsou definovány indikátory bezpečnosti jakožto veličiny odvozené z tohoto modelu. Je provedena elementární rozvaha ohledně neurčitosti vstupních parametrů transportního modelu. Kapitola 3 je věnována makroskopickému modelu mechaniky vzniku EDZ v měřítku jednoho úložného místa. V kapitole 4 jsou navrženy postupy stanovení parametrů makroskopického modelu mechaniky a modelu transportu na základě mikro modelu dějů na jemných puklinách. V kapitole 5 jsou popsána možná měření vhodná pro identifikaci parametrů modelů. Závěrečná kapitola 6 stručně navrhuje experiment pro testování výsledků projektu Endorse.



Obrázek 1: Modely použité k výpočtu indikátorů a předávané veličiny.

2 Definice indikátorů - model transportu

Smyslem definice indikátorů bezpečnosti EDZ je kvantifikovat bezpečnost jednotlivých úložných pozic z hlediska transportu kontaminace od bentonitového těsnění do širší geologické bariéry.

Ta je ovlivněna jednak hydraulickými vlastnostmi vzniklé EDZ (viz. kapitoly 3 a 4) a dále interakcí s preexistujícími poruchami. Navrhovaný indikátor je založen na modelu transportu skrze blízké okolí jednoho úložného vrtu. Alternativně navrhujeme též indikátor zahrnující zjednodušený 1d transport skrze geobariéru. Celkové schéma použitých modelů je znázorněno na obrázku 1.

Nejprve popíšeme geometrii modelu (kapitola 2.1), model proudění (kapitola 2.2) a model transportu konzervativního stopovače (kapitola 2.3). Jádrem této části je návrh indikátorů bezpečnosti (kapitola 2.4). V poslední kapitole 2.5 pak shrneme parametry modelů, možné způsoby jejich identifikace a příslušné zdroje nejistot.

2.1 Geometrie

Pro jednoduchost uvažujeme pouze systém horizontálního ukládání dle pracovního dokumentu SÚRAO „Profily jednotlivých chodeb HÚ“, příloha A. Geometrie transportního modelu bude zahrnovat úložné pozice v jednom vrtu o předpokládané délce 300 metrů. Dále jsou uvažovány struktury, které mohou představovat preferenční cesty do výrazných geologických poruch v okolí úložiště. Konkrétně jsou do geometrie modelu zahrnuty bezprostředně sousedící úložné vrty a hlavní překop. Vzdálenější vrty budou případně uvažovány pouze jako kontinuum s anizotropní efektivní hydraulickou vodivostí zahrnující vliv EDZ. Ještě nevyražené chodby jsou konzervativně předpokládány v plné délce. Do geometrie budou zahrnuty též významné pukliny (známé geologické poruchy) a dále náhodné neznámé pukliny dle předpokládaných statistických rozdělení puklin.

2.2 Model proudění

Vzhledem k velmi malým vodivostem je uvažován model nasyceného stacionárního Darcyovského proudění:

$$\operatorname{div}(\mathbf{q}) = 0, \quad \mathbf{q} = -\mathbb{K}\nabla(h + z),$$

kde \mathbf{q} je rychlostní pole [m s^{-1}], h je tlaková výška [m]. Tenzor hydraulické vodivosti $\mathbb{K} = \frac{\kappa \rho g}{\nu}$ [m s^{-1}] je pro tekutinu s hustotou ρ [kg m^{-3}] a viskozitou ν [s^{-1}] vztahen k tenzoru permeability κ [m^2], která je již dána pouze strukturou horniny.

Vnitřní stěny díla budou uvažovány jako nepropustné, předpokládá se výplň s řádově menší vodivostí. Proudění je řízeno Dirichletovou okrajovou podmínkou na vnější části hranice, kde pole piezometrické výšky $H = h + z$ bude interpolováno z výsledků regionálního modelu. Bude použit regionální model z paralelně řešeného projektu Geotran.

Pro řešení problému proudění bude použit dimenzionálně redukovaný model se zahrnutím diskretních puklin (Březina and Stebel (2015), Březina et al. (2011–2016)), což umožňuje popsat EDZ buďto jako 2D plochu nebo jako tenkou vrstvu 3D elementů. V druhém případě lze popsat významnou změnu hydraulické vodivosti se vzdáleností od stěny díla. Vodivost v EDZ bude určena pomocí modelů vzniku EDZ (kapitoly 3 a 4) a na základě vodivosti neporušené horniny.

2.3 Model transportu

Pro vypočtené rychlostní pole \mathbf{q} bude uvažována úloha transportu konzervativního stopovače (bez zahrnutí sorpce do horniny a radioaktivních rozpadů) se zahrnutím difúze a disperze. Časový vývoj koncentrace c [kg m⁻³] je popsán rovnicí:

$$\partial_t(\theta c) + \operatorname{div}(\mathbf{q}c - \theta \mathbb{D} \nabla c) = 0,$$

kde θ je porozita [–] a \mathbb{D} je tenzor hydrodynamické disperze [m²s⁻¹]:

$$\mathbb{D} = \tau \mathbb{D}_m + |\mathbf{v}| \left(\alpha_T \mathbb{I} + (\alpha_L - \alpha_T) \frac{\mathbf{v} \otimes \mathbf{v}}{|\mathbf{v}|^2} \right).$$

Parametry zde jsou:

- $\mathbb{D}_m = d_m \mathbb{I}$ tenzor molekulární difúze, pro jednoduchost uvažujeme izotropní s difúzním koeficientem d_m [m²s⁻¹], řádově 10⁻⁹ pro čistou vodu,
- tortuozita $\tau = \theta^{1/3}$ [–] dle [Millington and Quirk \(1961\)](#),
- α_L a α_T [m] koeficienty podélné a příčné disperze,
- \mathbf{v} je pórová rychlost $\mathbf{v} = \mathbf{q}/\theta$.

V okolí zdrojové pozice bude uvažována časově závislá Neumannova okrajová podmínka $Q(t)$ [kg s⁻¹m⁻²] určená z modelů transportu bentonitovou obálkou. V závislosti na konkrétních vodivostech odhadujeme časy transportu na okraj oblasti v horizontu 10³ až 10⁵ let.

2.4 Indikátory bezpečnosti

Na základě časového pole koncentrace $c_p(t, \mathbf{x})$ vypočteného modelem transportu v EDZ chceme nyní zavést vhodné odvozené veličiny jako indikátory bezpečnosti konkrétní úložné pozice p . Podstatný přenos kontaminantu z EDZ do širší geologické bariéry bude probíhat podél významných geologických poruch. Lze předpokládat, že tato místa budou odpovídat místům na vnější hranici transportního modelu s vysokou koncentrací stopovače. Dále proto budeme uvažovat indikátor ve vybraném bodě s nejvyšší koncentrací, tedy jako veličinu odvozenou od funkce:

$$C_p(t) = \max_{\mathbf{x}} c_p(t, \mathbf{x}).$$

Přirozenou volbou pak je indikátor daný maximem v čase:

$$I_1(p) = \max_{t \in [0, T]} C_p(t). \quad (1)$$

Tato veličina však nemusí být vhodná vzhledem k dalším difúzním procesům při transportu geologickou bariérou (regionální model). Průběh $C_p(t)$ s krátkým pulzem a velkým $I_1(p)$ může vést na nižší maximální koncentraci na povrchu

než v případě konstantního průběhu $C_p(t)$ s menším $I_1(p)$. Navrhujeme tedy uvažovat zjednodušený jednorozměrný model transportu geologickou bariérou:

$$R\partial_t c + v\partial_x c - d\partial_x^2 c = -\lambda c, \quad (2)$$

kde $c(t, x)$ je koncentrace rozpuštěné látky, R je retardační faktor zahrnující vliv sorpce a difúze do matrice, v je průměrná Darcyovská rychlost, d je difúzní koeficient (zahrnující též disperzi) a λ je koeficient rozpadu zahrnující jednak radioaktivní rozpad, zejména však ředění nekontaminovanou vodou. Ačkoliv uvedené parametry mají fyzikální význam, dobré shody s plným modelem lze dosáhnout obvykle až naftováním 1D modelu pomocí plného regionálního modelu. Jelikož plánované úložiště má nezanedbatelný horizontální rozměr, bude vhodné parametry R , v , d , λ určit odděleně pro různá místa úložiště.

Předpokládáme řešení na časovém intervalu $[0, T]$, s nulovou počáteční podmínkou $c(t = 0, x) = 0$ a na prostorovém intervalu $[0, \infty)$ se zadaným průběhem koncentrace v počátku $c(t, x = 0) = c_0(t)$ a nulovým gradientem v nekonečnu. Zde počátek, $x = 0$ odpovídá rozhraní lokálního modelu a geologické bariéry a bod $x = L$ odpovídá povrchu. Vzhledem k lineárnímu charakteru rovnice lze řešení úlohy v závislosti na $c_0(t)$ zapsat ve tvaru konvoluce

$$C_1(t, x) = \int_0^\infty c_0(s)g(t - s, x)ds, \quad (3)$$

s vhodným jádrem $g(t, x)$, viz příloha B. Pro pevně určené parametry R, v, d, λ pak definujeme indikátor:

$$I_2(p) = \max_{t \in [0, T]} C_1(t, x = L). \quad (4)$$

Jelikož nás zajímá hodnota pouze v bodě $x = L$ lze konvoluci (3) efektivně vyhodnotit numericky.

Tato hodnota je aproximací maximální koncentrace na povrchu ($x = L$) při kombinaci jednorozměrného modelu (2) pro transport geologickou bariérou a podrobného modelu transportu v části úložiště při uvažovaném úniku z úložného místa p .

Pro oba navržené indikátory bezpečnosti $I_1(p)$ a $I_2(p)$ je nutno určit práh, při jehož překročení nebude pozice p považována za bezpečnou. V případě indikátoru I_2 se prahová hodnota určí z vhodného modelu šíření v biosféře, v případě I_1 je nutno prahovou hodnotu určit pomocí plného 3D modelu nebo zjednodušeného 1D modelu transportu v geologické bariéře.

2.5 Nejistoty v parametrech transportu

Zjednodušený model transportu geologickou bariérou (2) v případě indikátoru I_2 slouží pouze pro lepší porovnání průběhu koncentrací a bude proto uvažován bez nejistot. Nejistoty uvažujeme pouze pro parametry lokálního modelu proudění a transportu:

- Bude uvažována nejistota o poloze a vlastnostech větších geologických poruch.
- Tenzor permeability κ bude uvažován jako náhodné korelované pole, jehož parametry, zejména střední velikost a anizotropie, budou výsledkem modelu EDZ (viz kapitola 4).
- Porozita θ bude určena podobným způsobem a bude korelována s vodivostí ve smyslu vztahu Carman-Kozený, viz [Carrier W. David \(2003\)](#).
- Ostatní difúzní parametry d_m , α_L , α_T budou uvažovány s nejistotami pouze v případě většího vlivu na výsledek.
- Předepsaná okrajová podmínka proudění $H(\mathbf{x})$ bude zpočátku uvažována bez nejistot. Pro testování bude případně uvažována náhodná fluktuační tlakového pole. Pokud se v rámci projektu Endorse podaří zvládnout efektivní výpočet lokálního modelu proudění a transportu s nejistotami, lze následně uplatnit stejný přístup pro regionální model proudění a vzorkovat okrajovou podmínku pomocí stochastického regionálního modelu proudění.
- Zdrojový člen $Q(t)$ bude uvažován jako časově závislá veličina bez neurčitosti, jelikož je nezávislý na vlastnostech EDZ a smyslem vypočítaných indikátorů bezpečnosti je specificky charakterizace bezpečnosti EDZ.

2.6 Puklinové sítě

Náhodná puklina f je určena: velikostí r_f , rozevřením δ_f , poměrem stran a_f , orientací normály α_f , β_f , otočením okolo normály γ_f a polohou x , y , z . Rozdělení velikosti je obvykle uvažováno s hustotou:

$$f(r) \propto r^{-k},$$

kde $k = 3$ (ve 3d) odpovídá perfektní soběpodobnosti hustoty puklin při změně měřítka. Rozevření je obvykle korelováno s velikostí pukliny, viz. [Olson \(2003\)](#), a dále významně ovlivněno mechanikou (viz. sekce 4. Pro natočení v prostoru se obvykle používá Fisherovo rozdělení ([Fisher/Lewis/Embleton \(1993\)](#))) parametrizované střední hodnotou α_0 , β_0 a disperzí $d > 0$ nebo odvozené smíšené rozdělení. Rotaci okolo normály lze volit uniformní stejně jako rozdělení polohy. Posledním parametrem je hustota puklin daná například pomocí parametru P_{32} udávající střední hodnotu celkové plochy puklin na jednotkový objem. Pukliny jsou pak generovány pomocí Poissonova procesu. Novější přístup [Maillot et al. \(2014\)](#) zohledňuje mechanismy vzniku puklin.

Pro případ izotropní a perfektně soběpodobné puklinové sítě vystačíme pouze s parametrem P_{32} . Reálná statistická data jsou obvykle aproximována jako sjednocení více populací puklin s parametry k , α_0 , β_0 , d , P_{32} .

Uvedené parametry stochastického puklinového modelu lze poměrně dobře stanovit pomocí mapování puklin na vrtech nebo na povrchu díla (viz. sekce 5.1.

V prvním případě můžeme získat statistiky pro neporušenou horninu ve druhém případě dostáváme statistiky pro nejvíce porušenou část EDZ.

3 Makro model vzniku EDZ

Přímým vlivem ražby a následné změně okrajové podmínky na stěně díla dochází v jeho okolí ke změně napěťových poměrů. To způsobuje změny rozevření existující sítě puklin a případně vzniku puklin nových. Důsledkem je pak změna mechanických vlastností a zejména změna vodivosti a porozity v oblasti EDZ. K dalším změnám pak dochází v dlouhodobém horizontu po uzavření úložiště a zatopení díla. Na rozdíl od volných chodeb, které mohou být utěsněny různými inženýrskými postupy (bentonit, beton), není možné EDZ v rozsahu celého úložiště efektivně utěsnit a představuje tak hlavní transportní cestu mezi zdrojem kontaminace a případnými geologickými poruchami protínajícími chodby díla. Cílem této a následující kapitoly je navrhnout možné modely změn klíčových parametrů EDZ. To je zásadní pro stanovení parametrů EDZ po zatopení, ale umožní to i predikci parametrů EDZ před vlastní ražbou a lepší identifikaci parametrů z měření po ražbě.

V literatuře bylo navrženo více druhů členění EDZ na kvalitativně odlišné podoblasti. Pro naše účely se hodí členění podle [Perras and Diederichs \(2016\)](#), které je založeno na plastickém modelu, konkrétně na Hoekovu-Brownovu kritériu plasticity [Hoek et al. \(2002\)](#). Směrem od stěny díla definujeme následující zóny (viz Obrázek 2) s kvalitativně odlišnými změnami:

CDZ – Construction Damage Zone. Zóna poškození vlivem ražby. Lze omezit přízpůsobením technologie ražby.

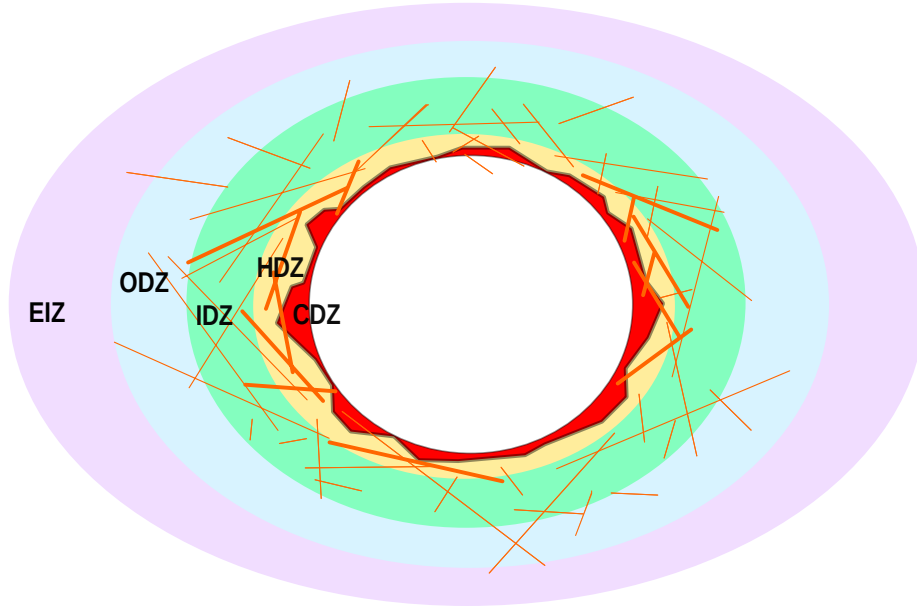
HDZ – High Damage Zone. Zóna s propojenými makro puklinami.

IDZ – Inner excavation Damage Zone. Vnitřní zóna s nevratným poškozením (plastické změny), obsahuje propojené mikropukliny.

ODZ – Outer excavation Damage Zone. Vnější zóna s nevratným poškozením (plastické změny), obsahuje jednotlivé mikropukliny.

EIZ – Excavation Influence Zone. Zóna s elastickými, vratnými změnami.

V projektu nebudeme uvažovat zónu CDZ. V případě použití razícího stroje (TBM – Tunnel Boring Machine) je rozsah této zóny zanedbatelný, okolo 1 cm. V případě ražby střílením je rozsah CDZ významný, až 1 m, ale je prakticky nemožné ho predikovat modelem. Charakterizaci CDZ je případně nutné provést in-situ. Zbylé zóny vznikají v důsledku změny okrajové podmínky na stěně díla. Pro jejich vznik jsou klíčové procesy ve dvou různých škálách. V měřítku rozměru díla probíhá hydro-mechanický proces redistribuce napětí a mimo EIZ se jedná o nevratné plastické změny. Ty však jsou v případě křehkých hornin způsobeny nelineárními procesy na mikro puklinách, kde dochází k překonání třecích sil mezi stěnami nebo porušení jejich výplní. Změny v rozevření puklin pak způsobují změny porozity a hydraulické vodivosti.



Obrázek 2: Označení zón s kvalitativně odlišnými změnami v důsledku vzniku díla.

Mikroskopický model a určení homogenizovaných parametrů EDZ budou diskutovány v následující kapitole. V této kapitole se zaměříme na možné makroskopické modely se zahrnutím plasticity a porušení materiálu. Nejprve popíšeme scénář a geometrii úlohy, následně stručně představíme hierarchii modelů se zvyšující se složitostí a v dalších kapitolách pak popíšeme tyto modely podrobněji.

3.1 Konceptuální model ražby

Uvažujeme válcovou oblast Ω sahající do vzdálenosti R od osy vyřiznutého úložného vrtu o poloměru r , délku oblasti označme L . Orientační rozměry jsou $R \approx 10$ m, $r \approx 2$ m, $L \approx 1$ m. V případě homogenního materiálu lze využít symetrii vzhledem k posunutí podél osy vrtu a uvažovat výpočet pouze ve 2D řezu. Pro zahrnutí vlivu nehomogenit je nutný plný 3D výpočet. Na této oblasti uvažujeme následující scénář:

1. **Počáteční stav.** Počáteční tenzor napětí σ_0 , viz kapitola 3.6.1, nulové posunutí, hydrostatický tlak.
2. **Po vyražení.** Na stěně vrtu se změni okrajová podmínka z nulového posunutí na nulovou tečnou sílu a atmosférický tlak. Vnější okrajová podmínka v dostatečné vzdálenosti předepisuje nulové posunutí, hydrostatický tlak. Je nutné uvažovat nelineární mechanický model a modely poškození v blízkosti tunelu.

3. **Po zatopení.** Na stěně vrtu se změní okrajová podmínka na hydrostatický tlak, případně tlak bentonitu. Jedná se o menší změnu, lze tedy uvažovat jednodušší mechanický model. Další vlivy pro jednoduchost neuvažujeme, viz. 4.

Výsledkem makroskopického modelu bude rozložení napětí a deformace po razbě a po zatopení. Pro výpočet budou použity parametry konstitutivních vztahů určené pomocí mikro modelu, viz kapitola 4.

Vlivem přítomnosti podzemní vody a relativně malé hydraulické vodivosti krystalických hornin dochází k redistribuci napětí postupně v horizontu asi jednoho roku. To je z hlediska stanovení vlastností EDZ po zatopení zanedbatelné a je tedy možné uvažovat pouze stacionární hydro-mechanickou úlohu. Nicméně plný hydro-mechanický model relaxace napětí lze použít pro stanovení vlastností EDZ (viz kapitola 6).

3.2 Přehled kontinuálních modelů

Pro výpočet poškození hornin je vhodné uvažovat hierarchii modelů se zvětšující se složitostí, viz Blaheta et al. (2013), a také různou potřebou vstupních parametrů:

- (i) **Elastický model.** Elastický výpočet napětí a deformací a následně indikace, kde dochází k porušení materiálu podle vhodného pevnostního kritéria.
- (ii) **Plastický model.** Výpočet napětí a deformací za předpokladu, že nemůže dojít ke stavům za mezí platnosti vhodného pevnostního kritéria (plastické modely). Lze uvažovat procesy s postupným zatěžováním a monotónní odezvou (deformační teorie plasticity) i modely se zatěžováním a odlehčováním a trvalými (plastickými) deformacemi,
- (iii) **CDM – Continuum Damage Mechanics.** Výpočet napětí a deformací za předpokladu, že nemůže dojít ke stavům za mezí platnosti vhodného pevnostního kritéria a zároveň dochází k oslabení (porušování – damage) materiálu. V případě samotné Damage Mechanics se neuvažují nevratné deformace.
- (iv) **Kombinované modely.** V praxi existuje řada kombinací výše uvedených modelů. Jednak lze uvažovat kombinaci plasticity a Damage Mechanics, která uvažuje jak oslabení, tak i trvalé deformace. Existuje však také mnoho ad-hoc přístupů, které uvažují postupné oslabování materiálových konstant, viz např. Perras and Diederichs (2016), Carranza-Torres and Fairhurst (1999).

U modelů (i) a (ii) máme většinou řadu informací o existenci a jednoznačnosti řešení, o stabilitě, tedy spojitě závislosti řešení na vstupních datech, o chybě vznikající při diskretizaci úloh atd. Složitější je porozumění modelům CDM, pro které existuje závislost diskretizovaných modelů na síti, nejednoznačnost

řešení apod. Proto jsou navrženy CDM modely s regularizací nebo s nelokální definicí deformací a napětí.

3.3 Elastický model

Základním modelem pro výpočet napětí a deformací je lineární elasticita s tenzorem malých deformací a Cauchyovým tenzorem napětí, která je popsána trojicí veličin: posunutí \mathbf{u} , deformace ε a napětí σ , a jejich vzájemnými vztahy, které platí ve výpočetní oblasti Ω :

$$\begin{aligned} -\operatorname{div}(\sigma) &= \mathbf{f} && \text{v } \Omega, \\ \sigma &= \mathbb{C} : \varepsilon + \sigma_0 + p\mathbb{I} && \text{v } \Omega, \\ \varepsilon(\mathbf{u}) &= (\nabla \mathbf{u} + (\nabla \mathbf{u})^\top) && \text{v } \Omega. \end{aligned}$$

Výše, \mathbf{f} vyjadřuje hustotu objemových sil (dále neuvažujeme), σ_0 je počáteční napětí a p pórový tlak vody. Klíčový konstitutivní parametr elastický tenzor pružnosti \mathbb{C} má pro izotropní materiály tvar:

$$\mathbb{C}_{ijkl} = 2\mu\delta_{il}\delta_{jk} + \lambda\delta_{lk}\delta_{ij}$$

kde Lamého parametry

$$\lambda = \frac{E\nu}{(1+\nu)(1-2\nu)}, \quad \mu = \frac{E}{2(1+\nu)}$$

jsou dány Youngovým modulem E [Pa] a Poissonovým číslem ν [-].

Dále na hranici $\partial\Omega$ musíme zadat vhodné okrajové podmínky.

V uvedené formulaci jsou kompresní deformace a normálová napětí v tlaku záporné (mechanická konvence). Hlavní napětí (vlastní čísla tenzoru σ) pak označíme $\sigma_3 \geq \sigma_2 \geq \sigma_1$. Pro popis pevnostních veličin se ale v geotechnice užívá opačná konvence, kdy normálová napětí v tlaku jsou kladná (geomechanická konvence). Potom budeme uvažovat hlavní napětí $\sigma_3 \leq \sigma_2 \leq \sigma_1$, kde σ_1 je největší hlavní napětí, které je obvykle kladné v tlaku.

3.3.1 Pevnostní kritéria

Pevnostní kritéria vychází z vypočteného napětí, případně deformace. Přípustné stavy je možné popsat nerovnostmi

$$F_s = F_s(\sigma, \varepsilon) \leq 0.$$

Kritérii často používanými v mechanice hornin jsou Mohrovo-Coulombovo a Hoekovo-Brownovo kritérium, viz např. [Desai and Siriwardane \(1984\)](#), [Goel and Singh \(2011\)](#), [Zang and Stephansson \(2010\)](#) a [Brady and Brown \(2006\)](#). Tato kritéria nyní popíšeme za předpokladu izotropní horniny.

- Mohrovo-Coulombovo kritérium

$$F(\sigma, x) = |\tau| - (c + \sigma_n \operatorname{tg}(\phi)),$$

kde τ a σ_n je smykové a normálové napětí působící na libovolnou plochu procházející bodem x , c je koheze a ϕ je úhel vnitřního tření.

- Mohrovo-Coulombovo kritérium lze také vyjádřit pomocí hlavních napětí. Kritické napětí se týká plochy, která je rovnoběžná se směrem prostředního hlavního napětí. Pokud její polohu vyjádříme úhlem β mezi normálou a směrem σ_1 , potom na ni budou působit napětí

$$\sigma_n = \frac{1}{2}(\sigma_1 + \sigma_3) + \frac{1}{2}(\sigma_1 - \sigma_3) \cos 2\beta, \quad \tau = \frac{1}{2}(\sigma_1 - \sigma_3) \sin 2\beta.$$

Kritický poměr pak nastane pro $\beta = \frac{\pi}{4} + \frac{\phi}{2}$. Pro tento úhel dostaneme

$$F(\sigma, x) = (\sigma_1 - \sigma_3) - \frac{2c \cos \phi}{1 - \sin \phi} - \frac{2 \sin \phi}{1 - \sin \phi} \sigma_3.$$

Kritérium lze také vyjádřit vztahem

$$F(\sigma, x) = (\sigma_1 - \sigma_3) - (q_{cmass} + A\sigma_3) \leq 0$$

kde q_{cmass} je jednoosá pevnost v tlaku (UCS) pro masiv,

$$q_{cmass} = \sigma_c = \frac{2c \cos \phi}{1 - \sin \phi}, \quad A = \frac{2 \sin \phi}{1 - \sin \phi}.$$

UCS lze interpretovat jako Uniaxial Compressive Strength (značí se obvykle σ_c), nebo Unconfined Compressive Strength (q_c). Lze také využít pevnost v tahu (tensile strength σ_t),

$$\sigma_t = \frac{2c \cos \phi}{1 + \sin \phi}.$$

Další možností je vyjádření kritéria nikoli pomocí hlavních napětí, ale pomocí invariantů napětí. Viz např. [Desai and Siriwardane \(1984\)](#).

- Mohrovo-Coulombovo kritérium bývá také doplněno podmínkou žádného či částečného nepřipuštění tahových napětí (tension cut-off).
- Hoekovo-Brownovo kritérium je možno považovat za zobecnění Mohrova-Coulombova kritéria. Toto zobecnění bylo určeno empiricky a zohledňuje kvalitu hornin s uvažováním jednoosé pevnosti v tlaku (UCS) pro neporušenou horninu q_c na jedné straně, ale parametry charakterizující kvalitu (porušenost) hornin, na straně druhé. Kritérium má tvar

$$F(\sigma, x) = (\sigma_1 - \sigma_3) - q_c \left[m_b \frac{\sigma_3}{q_c} + s \right]^a,$$

kde q_c jednoosá pevnost v tlaku neporušených kusů horniny, m_b je nelineární parametr závisující na typu horniny, a je parametr rozpukání horniny.

rozklad tenzoru deformace	$\varepsilon = \varepsilon^e + \varepsilon^p$
Cauchyho napětí	$\sigma = C : \varepsilon^e$
plastické kritérium	$f_p(\sigma) \leq 0$
plastický potenciál	g_p , daný vztahem: $\partial g_p / \partial \sigma = \partial f_p / \partial \sigma$
plastické tečení	$\dot{\varepsilon}^p = \dot{\gamma}(\partial g_p / \partial \sigma), \dot{\gamma} \geq 0$,
podmínka duality	$\dot{\gamma} f_p = 0$

3.4 Plastické modely

Perfektně plastický model je ve tvaru

- V případě Mohrovy-Coulombovy plasticity máme

$$\begin{aligned} f_p(\sigma) &= \frac{1}{2}(\sigma_1 - \sigma_3) + \frac{1}{2}(\sigma_1 + \sigma_3) \sin \phi - c \cos \phi, \\ g_p(\sigma) &= \frac{1}{2}(\sigma_1 - \sigma_3) + \frac{1}{2}(\sigma_1 + \sigma_3) \sin \psi, \end{aligned}$$

kde ψ je úhel dilatace (dilation angle), viz [Neto et al. \(2011\)](#). Poznamenejme, že pro $\phi = \psi$ platí $\partial g_p / \partial \sigma = \partial f_p / \partial \sigma$, a tedy se jedná o asociovaný model. Dále, plastické kritérium $f_p(\sigma) \leq 0$ je ekvivalentní s výše uvedeným kritériem, což odvodíme přenásobením funkce $F(\sigma, x) = (\sigma_1 - \sigma_3) - \frac{2c \cos \phi}{1 - \sin \phi} - \frac{2 \sin \phi}{1 - \sin \phi} \sigma_3$ výrazem $\frac{1}{2}(1 - \sin \phi)$.

- Místo Mohrovy-Coulombovy plasticity lze také použít Druckerův-Pragerův model, jehož popis i vztah k parametrům Mohrovy-Coulombovy plasticity lze najít v [Neto et al. \(2011\)](#).
- Plasticita vycházející z Hoekova-Brownova kritéria je málo obvyklá, ale možná. Viz např. [Carranza-Torres and Fairhurst \(1999\)](#).

3.5 Modely s poškozením

Samotné modely plasticity neuvažují oslabení materiálu při křehkém porušení. K tomu účelu můžeme zavést parametr oslabení (damage parameter) $\omega \in [0, 1]$, kde $\omega = 0$ odpovídá neporušenému materiálu a $\omega = 1$ znamená zcela porušený materiál. Nejjednodušší kombinace elasticity a porušení by potom využívala vztahy

zobecněný Hookův zákon	$\sigma = (1 - \omega)C : \varepsilon$
vývoj porušení	$\omega = g(\kappa), \dot{\kappa} \geq 0, \kappa(0) = \bar{\varepsilon}_0$
funkce porušení	$f_d(\varepsilon, \kappa) = \bar{\varepsilon}(\varepsilon) - \kappa$
podmínka přípustnosti	$f_d(\varepsilon, \kappa) \leq 0$
podmínku duality	$\dot{\kappa} f_d = 0$

Výše $\bar{\varepsilon}(\varepsilon)$ představuje ekvivalentní tahovou deformaci

$$\bar{\varepsilon}(\varepsilon) = (\langle \varepsilon_1 \rangle^2 + \langle \varepsilon_2 \rangle^2 + \langle \varepsilon_3 \rangle^2)^{1/2},$$

kde $\langle \varepsilon_i \rangle$ značí absolutní hodnotu tahových hlavních deformací, deformace v tlaku se neuvažují. Všimněme si souvislosti s pevnostními kritérii využívajícími deformace, přehled lze nalézt v [Kwasniewski and Takahashi \(2010\)](#). Parametr porušení se vyvíjí v závislosti na zavedené ekvivalentní tahové deformaci. Funkci g můžeme volit exponenciálně s adaptací na diskretizační parametr.

Modelování porušení CDM je poměrně složité, viz např. [Lemaitre \(1992\)](#), [Neto et al. \(2011\)](#), [Grassl and Jirásek \(2006\)](#), [Unteregger et al. \(2015\)](#). Proto pouze zmíníme některé složitější podrobnosti:

- porušení nemusí být izotropní a může být také odlišné pro namáhání v tlaku a tahu,
- v reálných případech se při porušení objevují trvalé deformace, takže použijeme opět dělení deformací $\varepsilon = \varepsilon^e + \varepsilon^p$, $\bar{\sigma} = C : \varepsilon^e$, $\sigma = (1 - \omega)\bar{\sigma} = C : \varepsilon^e$. Navíc propojíme růst poškození s přírůstkem plastické deformace, $\dot{\kappa} = \|\dot{\varepsilon}^p\|^2 = \dot{\varepsilon}^p : \dot{\varepsilon}^p$.
- modely poškození je nutné stabilizovat pro zamezení závislosti na diskretizaci.

3.6 Nejistoty v parametrech mechaniky

3.6.1 Počáteční napětí

Počáteční napětí výrazně ovlivňuje výsledné napěťové pole a tím i charakter EDZ. V horninovém masívu s elastickým chováním a s Poissonovou konstantou ν , v hloubce h a s průměrnou hustotou nadložních hornin ρ_r a v případě, že na horniny nepůsobí jiné vlivy než váha hornin, je počáteční napětí σ_0 popsáno hlavními napětími ve směrech souřadného systému $(\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z)$ určenými vztahem

$$\sigma_z = h \rho_r g, \quad \sigma_x = \sigma_y = \frac{\nu}{1 - \nu} \sigma_z, \quad (5)$$

přičemž g je gravitační konstanta. Pro hloubku 500 m a $\nu = 1/4$ uvedené vyjádření dává hodnoty

$$\sigma_z = 13.5, \sigma_x = \sigma_y = 4.05 \quad [\text{MPa}].$$

Reálná počáteční napětí však mohou mít převažující horizontální složky a obecně vlastní vektory (nerovnoběžné se souřadným systémem). Například napětí měřené v hloubce 420 m v Underground Research Laboratory (URL) blízko Lac du Bonnet, Manitoba, Kanada, dosahuje hodnot

$$\sigma_3 = 11, \sigma_2 = 45, \sigma_1 = 60 \quad [\text{MPa}]$$

viz [Rutqvist et al. \(2009\)](#). V tomto případě musíme počítat i se smykovými napětími. Počáteční napětí může být velmi proměnné i v rámci jedné lokality, zvláště pokud je navíc ovlivněna více podzemními díly, viz příklad laboratoře GRIMSEL ve Švýcarsku, viz [Krietsch et al. \(2019\)](#), [Staš et al. \(2016\)](#), [Rutqvist](#)

et al. (2004). Pro studium EDZ je proto vhodné uvažovat výpočty pro různé hodnoty počátečního napětí. Poznamenejme ještě, že počáteční napětí σ_0 může být určeno přímým měřením nebo měřením poloh referenčních bodů a výpočtem pomocí inverzní analýzy, viz Malík and Kolcun (2021), Souček et al. (2017).

Počáteční napětí je klíčový parametr a je nutné jej uvažovat jako náhodnou veličinu se zahrnutím chyby měření (např. v Herget (1973) okolo 10%). V rámci oblasti Ω s rozměry do 10m není patrně nutné uvažovat prostorovou závislost σ_0 a to ani změnu s hloubkou (pro hloubku okolo 500m bude vliv hloubky do 2% což je pod úrovní chyby měření).

3.6.2 Konstitutivní vztahy

Za předpokladu isotropní horniny, bude uvažován modul pružnosti E jako korelované náhodné pole a Poissonovo číslo ν jako (homogenní) náhodná veličina. Generování korelovaných polí pro případ anisotropní horniny je popsán v Tang et al. (2018).

Pro plastické modely je třeba zadat další parametry, např. Hoek-Brownovo kritérium obsahuje parametry: σ_c , m , s , a . Jednoosá pevnost v tlaku σ_c je patrně ovlivněna nehomogenitami horniny a bude proto vhodné ji modelovat jako korelované náhodné pole. Ostatní parametry charakterizují typ a porušení horniny. Lze uvažovat jako pevné konstanty a volit dle prací: Martin et al. (1999), Hajiabdolmajid et al. (2002), Hoek et al. (2002) s ohledem na konkrétní charakterizaci horniny.

V případě použití modelů s poškozením bude nutné specifikovat vhodné konstitutivní vztahy další řešerší.

Při použití víceškálového přístupu, viz. sekce 4.2, lze uvažovat parametry jako skalární náhodné veličiny a prostorovou nehomogenitu popsat pouze náhodnou sítí puklin.

4 Efektivní vlastnosti EDZ

Změny napětí způsobené ražbou resp. zatopením díla vedou ke změnám klíčových parametrů transportního modelu: permeability κ a porozity θ . V menší míře mohou být ovlivněny i parametry d_m , α_L , α_T .

Kromě mechanických změn mohou mít na hodnotu těchto parametrů vliv i další procesy zejména změny teploty v důsledku radioaktivního rozpadu, viz. Blaheta et al. (2013), a chemické procesy vedoucí k hojení mikrotrhlin. Jakkoliv mohou být významné, nebudou pro zachování jednoduchosti tyto procesy uvažovány. Stejně tak nebude uvažována žádná metoda sanace EDZ (např. různé druhy tlakové penetrace).

V této kapitole představíme možné modely závislosti parametrů transportu na napětí a deformaci. Nejprve v sekci 4.1 uvedeme některé publikované empirické vztahy pro vodivost a porozitu. Tyto empirické vztahy stejně jako konstitutivní vztahy mechanických modelů z kapitoly 3 obsahují volné parametry, které lze sice určit pomocí laboratorních měření, avšak toto měření je provedeno na

intaktních vzorcích, a proto není přímo přenositelné na větší škály s výskytem větších poruch. Jednou možností, jak toto omezení obejít, je použití víceškálového přístupu popsaného v sekci 4.2.

4.1 Závislost na mechanice

Pro porézní médium složené z částic (písek, šterk) má poměrně širokou platnost vztah Kožený-Carman [Carman \(1956\)](#), [Carrier W. David \(2003\)](#):

$$\kappa = \frac{1}{C_{KC} a^2} \frac{e^3}{1+e}, \quad (6)$$

kde C_{KC} [–] je empirická konstanta, a [m^{–1}] je specifický povrch částic na jednotkový objem a e [–] je „void ratio“ – poměr volného objemu ku objemu částic. Ten lze zapsat pomocí porozity:

$$e = \frac{\theta}{1-\theta}.$$

Změny porozity θ vůči počáteční porozitě θ_0 jsou dány stopou tenzoru deformace ϵ :

$$\theta = \frac{\theta_0 + \text{tr}(\epsilon)}{1 + \text{tr}(\epsilon)}. \quad (7)$$

Tímto dostáváme jednoduchý vztah pro závislost permeability a porozity na deformaci. Pro EDZ je tento přístup nedostatečný kvůli anizotropii puklin a nelineární mechanice, t.j. porušení vztahu (7).

Pro systém paralelních rovinných puklin s jednotkovou normálou \mathbf{n} , rozevřením d [m] a vzdáleností D [m] byl odvozen kubický zákon [Snow \(1969\)](#):

$$\kappa = \frac{d^3}{12D} (\mathbb{I} - \mathbf{n} \otimes \mathbf{n}).$$

Základním článkem studujícím změny vodivosti v EDZ je [Kelsall et al. \(1984\)](#). Přímou aplikací normálového napětí na jednu puklinu a použitím kubického zákona je odvozen empirický vztah pro permeabilitu jedné pukliny:

$$\kappa = \kappa_0 \left[A \left(\frac{\sigma_e}{\eta} \right)^t + 1 \right]^{-3},$$

kde κ_0 je počáteční permeabilita, σ_e je normálové napětí a A , η , t jsou empirické parametry. V porovnání s uvedeným měřením je však dosaženo pouze hrubé shody. Celkově je pozorováno zvýšení vodivosti v EDZ o jeden až dva řády jen díky změnám napětí. Článek dále studuje i vliv ražby na hydraulickou vodivost se závěrem, že vliv ražby převažuje zhruba do 30 cm od stěny díla.

V přehledovém článku [Rutqvist and Stephansson \(2003\)](#) věnovanému hydro-mechanickým modelům pro rozpukané horniny je pro neporušenou horninu citován vztah Kožený-Carman a několik jednodušších empirických aproximací, např. exponenciální model:

$$\kappa = \kappa_0 \exp(-a_1 P)$$

a mocninný model:

$$\kappa = \kappa_0 P^{-a_2},$$

kde a_1 a a_2 jsou empirické konstanty a $P = P_c - p$ je efektivní tlak pro kompresní tlak horniny P_c a proti působící tlak vody p . Pro vodivost puklin (transmisivitu) je základem kubický zákon, kde je jednak použito různě chápané „hydraulické“ rozevření pukliny d_h a dále je prezentována celá řada vztahů pro závislost změny reálného rozevření d na normálovém a smykovém napětí. Například logaritmický vztah podle [Kohl et al. \(1995\)](#) pro změnu rozevření pukliny

$$d - d_0 = -C \ln \frac{\sigma_n}{\sigma_0},$$

kde d_0 a σ_0 jsou počáteční rozevření a počáteční normálové napětí.

Pro hydro-mechanický model odezvy na ražbu tunelu TSX (URL, Kanada), [Rutqvist et al. \(2009\)](#), viz též kapitola 6, byl použit vztah:

$$\kappa = \kappa_0 \exp(\beta e_d),$$

kde κ_0 je permeabilita neporušeného masivu, β je empirický parametr, e_d je ekvivalentní deviatorická deformace,

$$e_d = \frac{2}{\sqrt{6}} [(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)^2 + (\varepsilon_2 - \varepsilon_3)^2 + (\varepsilon_3 - \varepsilon_1)^2]^{1/2},$$

kde ε_1 , ε_2 a ε_3 jsou hlavní deformace.

Tento ani předchozí citované vztahy nedávají možnost kombinace smykového a normálového napětí a nepopisují nárůst vodivosti při velkých napětích. Tento efekt je popsán v [Souley et al. \(2001\)](#), kde je též navržen model poškození (CDM) a nárůst vodivosti je vysvětlen propojením zvětšujících se mikro trhlin do souvislé vodivé sítě. Je zde ale uvažována pouze izotropní vodivost. Tento konceptuální model již je blízko explicitnímu popisu dějů na puklinách pomocí mikro škálového modelu.

Další práce a alternativní přístupy lze nalézt v přehledovém článku [Shahbazi et al. \(2020\)](#).

4.2 Víceškálový přístup

Konstitutivní vztahy mechanických modelů a vztahy závislosti permeability na napětí či deformaci vyžadují určení několika volných parametrů. Tyto parametry není možné určit laboratorním měřením na vzorcích (o rozměru cca 0.1 m), jelikož reálné kontinuum ve větší škále (cca 10 m) obsahuje systém větších puklin, které laboratorní měření nezachytí. Stanovení volných parametrů z měření in-situ je nákladné a náchylné na systematické chyby kvůli nemožnosti více nezávislých pozorování.

Navrhujeme proto použít následující víceškálový přístup:

- Předpokládáme měření (deformace a hydraulické vodivosti při zatížení) na laboratorních vzorcích o rozměru $l = 0.1$ m obsahujících pukliny do velikosti $r = 1$ cm.

- Uvažujeme oblast odpovídající laboratorním vzorkům (krychle o straně l) se sítí náhodných puklin menších než r .
- Na oblasti řešíme úlohu s elastickým kontinuem a diskretními puklinami s explicitním popisem jejich kontaktů, tření a rozevírání. Plasticita a poškození by měly být postihnuty pomocí procesů na puklinách. Fitujeme parametry P_f puklin (např. model tření nebo závislost vodivosti na rozevření) a parametry kontinua.
- Na oblasti bez diskretních puklin řešíme stejnou úlohu s plastickým modelem a fitujeme parametry P_c konstitutivních vztahů kontinua.
- V makro modelu uvažujeme diskretní pukliny velikosti větší než r a použijeme naitované parametry P_f pro kontinuum použijeme parametry P_c .

Jelikož je systém puklin statisticky soběpodobný ve velkém rozsahu škál, lze uvažovat jeden statistický model puklin pro všechny škály modelů. Parametry statistického modelu pak lze poměrně levně určit mapováním puklin na stěnách díla a z karotází, viz [Bonnet et al. \(2001\)](#). Zároveň předpokládáme, že parametry vztahů pro vlastnosti puklin jsou již nezávislé na měřítku, jelikož velikost puklin v nich již vystupuje explicitně.

Víceškálový přístup v různých podobách byl již využit v řadě prací zabývajících se vztahem mezi mechanikou a vodivostí. Motivující pro nás byla práce [Min et al. \(2004\)](#), kde je demonstrováno, jak poměrně jednoduchý model puklin s kontakty třením a rozevíráním při tečném posunutí dokáže postihnout růst vodivosti při větším napětí, jak je popsáno, ale vysvětleno jinak v [Souley et al. \(2001\)](#). Navíc je zde demonstrována dobrá shoda s kontinuálním modelem využívajícím empirických vztahů pro popis vodivosti kontinua v závislosti na napětí.

Další motivací je popis mechanického modelu s poškozením [Shao et al. \(2005\)](#), kde jsou homogenizované konstitutivní vztahy ekvivalentního kontinua odvozeny pro síť mikro puklin s daným rozdělením orientací. Pro analytický výpočet ekvivalentního tenzoru permeability je pak využit postup superpozice tenzorů pro různé orientace puklin, viz [Oda \(1986\)](#).

Nakonec lze zmínit novější práci, [Rutqvist et al. \(2013\)](#), kde je popsán hydro-mechanický model s víceškálovým přístupem. Je vygenerována síť (jemných) puklin a pro podoblasti odpovídající elementům makro úlohy jsou stanoveny efektivní parametry kontinua nikoliv pomocí řešení úlohy na DFN síti, ale pomocí numerické superpozice tenzorů, viz [Oda \(1986\)](#). Celý postup je pak validován vůči výpočtu na jemné DFN síti.

5 Metody měření parametrů EDZ

Při využití navrženého víceúrovňového přístupu lze provést výpočty i pouze na základě laboratorních měření avšak měření in-situ budou nutná jednak pro validaci celého přístupu i konkrétního modelu a dále pro přesnější celkové nastavení modelu. Tato kapitola představuje rešerši existujících metod pro identifikaci vlastností EDZ, zejména:

- **puklinová síť** - četnosti, orientace, velikost a rozevření puklin
- **mechanika** - modul pružnosti, poissonovo číslo, anisotropie, parametry plastických modelů
- **proudění** - permeabilita a porozita pro jednotlivé pukliny, pro EDZ, pro intaktní horninu
- **transport** - tortuozita, příčná a podélná disperzita

Sestavený přehled metod vychází zejména z rešeršních prací [Vavro \(2016\)](#), [Lanyon \(2011\)](#) a jejich referencí. Pozornosti také zasluhuje [Chandler et al. \(2002\)](#) kde je mimo jiné prezentována řada metod aplikovaných na EDZ v rámci experimentu TSX.

5.1 Geologická charakterizace, mapování puklin

5.1.1 Mapování na vrtech

Před ražbou i po ní je možné provádět charakterizaci hornin a mapování puklin pomocí vrtů. Při získání jader lze charakterizovat porušenost horniny pomocí vhodného indexu (např. RMR nebo GSI), které lze využít k určení některých parametrů plastických modelů [Hoek et al. \(2002\)](#). Pro mapování puklin je vhodnější akustická (HiRAT) nebo optická (OPTV) karotáž. Získané snímky je možno zpracovat strojově pro identifikaci puklin, [Tammisto et al. \(2002\)](#), což může odstranit subjektivní vliv při manuálním zpracování. Mapování na vrtech považujeme za středně náročné jelikož vrt lze použít k získání většího množství dat a samotné mapování je poměrně nenáročné.

5.1.2 Mapování na stěnách díla

Po vyražení díla je možno provést geologickou charakterizaci včetně mapování puklin podobně jako pro vrty, zde je podstatná metodika mapování, [Bossart et al. \(2002\)](#), pro minimalizaci subjektivních vlivů. V případě ražby odstřelem je možné využít laserové 3d skenování pro kvantitativní hodnocení nadvylomů a dalších charakteristik kvality ražby [Hudson et al. \(2009\)](#). Pro získání parametrů statistického modelu (sekce 2.6) je nutno zohlednit výběrový efekt mapovaných vrtů a mapovacích technik, viz. [Zetterlund et al. \(2012\)](#), [Torabi and Berg \(2011\)](#). Mapování na stěnách díla je technicky nenáročné, ale vyžaduje pečlivou metodu a může být časově náročné.

5.1.3 Injektáž pryskyřicemi

Pro lepší identifikaci puklin včetně jejich konektivity je možno do úzkého vrtu pod tlakem aplikovat pryskyřici s přídavkem fluoresceinu. Po vytvrdnutí (cca 3 týdny) je vzorek odvrtán širším průměrem a jádro je pozorováno pod UV světlem. Pryskyřice zajistí soudržnost jádra a fluorescein umožní velmi dobrou vizualizaci puklinové sítě, [Bossart et al. \(2002\)](#), [Lanyon \(2011\)](#) Metoda je poměrně náročná technicky i časově.

5.2 Geofyzikální měření

Geofyzikální měření jsou atraktivní kvůli neinvazivní charakterizaci horniny avšak jsou z principu metodami nepřímými, kdy výsledná (prostorová) charakterizace horniny je výsledkem inverzní úlohy. Jsou poměrně levné, avšak nelze je obvykle použít k identifikaci hodnot parametrů horniny, spíše k popisu heterogenit a rozhraní. Měření je obvykle možno provádět na stěnách díla nebo vrtu, nebo mezi více vrty (tomografie).

5.2.1 Seismické a akustické metody

Existuje množství metod využívající šíření mechanického vlnění (zvuku) v hornině. Zde popíšeme čtyři metody použité v rámci experimentu TSX, URL, Kanada, [Chandler et al. \(2002\)](#).

Refrakční seismika umožňuje detekovat rozhraní mezi porušenou vrstvou s nižší vlnovou rychlostí a neporušenou vrstvou s vyšší vlnovou rychlostí. Vyruch je vybuzený kladívkem nebo náloží a zaznamenán řadou geofonů. Pozice vzruchu i geofonů musí být přesně známy. Z relativních časů příchodu vzruchu lze vypočítat pozici rozhraní.

MVP (microvelocity probe) používá sinusový zdroj a pouze několik geofonů v malých vzdálenostech na sondě zavedené do vrtu. Dobře definovaný zdrojový signál a jednoduchá geometrie umožňuje získat (pseudo) mechanické parametry: Youngův modul a Poissonovo číslo, viz. [Shao et al. \(2008\)](#). Nepřímo lze také charakterizovat porušení horniny v okolí vrtu.

Mini-CHARTS, opět využívá periodický zdroj na slyšitelných i blízkých ultrazvukových frekvencích ale geofony jsou v dalším vrtu ve vzdálenostech až 60m (metoda Mini-CHARTS). Pro různé polohy zdroje a snímače je získáno množství dat umožňujících provést plnou tomografii mezilehlého prostoru.

Akustické emise v okolí EDZ (ve vrtech) je trvale instalována soustava citlivých geofonů a kontinuálně snímá přirozené mikroseismické události. Časy příchodu umožňují prostorovou lokalizaci událostí. Z jejich rozložení lze usuzovat na rozsah EDZ.

5.2.2 Odporová tomografie

Na množině elektrod umístěných na stěnách díla nebo ve vrtech je mezi jednu dvojici elektrod přiveden proud a zároveň je na jiné dvojici měřen rozdíl napětí. Toto uspořádání do značné míry eliminuje vliv přechodových odporů na elektrodách a inverzní metodou lze získat prostorové rozložení odporu horniny. Tento odpor lze pak orientačně vztáhnout například k obsahu vody v hornině, [Kull \(2002\)](#).

5.2.3 Georadar

Při měření pomocí GPR (Ground penetrating radar) jsou vysílány radiové vlny v pásmu od 10MHz do 2.6 GHz, vlny se mohou odrazit of rozhraní prostředí s

rozdílnou prmitivitou (elektrickou vodivostí) a následně jsou detekovány přijímací anténou. Dosah radaru je snižuje celková vodivost horniny, vysoké frekvence nemají velký dosah díky difrakci, nízké frekvence mohou mít větší dosah avšak nesou méně energie což snižuje rozlišení. Reálné dosahy jsou až tisíce metrů pro led, okolo 15 metrů pro suché horniny a do jednotek metrů pro nasycené horniny s velkým obsahem vody (půdy, jíly). Radarová měření mohou být použita k odhadu struktury EDZ, případně k určení statistik puklin, viz. měření v ONKALO [Silvast and Wiljanen \(2008\)](#) a měření v ÄSPÖ [Walton et al. \(2015\)](#). Určení dosahu EDZ může být limitováno dosahem GPR. Radarová měření jsou realivně levná avšak vyhodnocování (velkého množství) získaných dat je neintuitivní. Je zde prostor k aplikaci nových výpočetních metod a strojového učení pro získání strukturálních informací.

5.3 Hydraulická měření

Pro charakterizaci EDZ bylo vyvinuto několik specializovaných hydrologických systémů:

SEPPI sonda vyvinutá organizací ANDRA, [Bauer et al. \(1995\)](#), umožňuje reaktivně rychle proměřit hydraulické vlastnosti horniny v různých hloubkách vrtu. Kvůli krátkým testovacím komorám (50mm) a pakrům (70mm) lze podrobně charakterizovat průběh hydraulické vodivosti s hloubkou. Metoda byla použita v řadě experimentů na různých lokalitách: Kanada, [Souley et al. \(2001\)](#) AECL URL, Kanada; [Emsley et al. \(1997\)](#) ÄSPÖ, Švédsko; [Bossart et al. \(2002\)](#) Mont Terri URL, Švýcarsko. Metoda poskytuje podrobná, ale pouze lokální data.

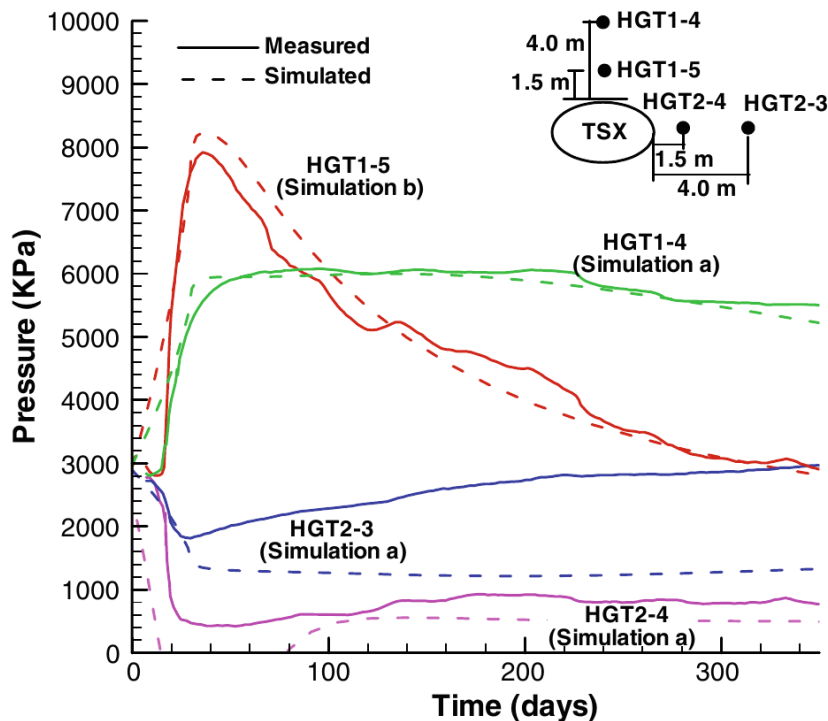
MMPS (modular mini packer syste) vyvinuto Nagra, [Frieg and Blaser \(1999\)](#). Principiálně podobný systému SEPPI, delší komory (100mm) a pakry (85mm), použito v: [Marschall and Fein \(1999\)](#), [Martin and Lanyon \(2004\)](#), [Mat-ray et al. \(2007\)](#).

BGR povrchový pakr [Marschall and Fein \(1999\)](#) byl vyvinut pro charakterizaci hydraulické vodivosti EDZ při povrchu. Testovací komora o průměru 130mm je přitěsněna k povrchu díla pomocí epoxidového lepidla, určeno pro dlouhodobou instalaci.

6 Možnosti validace na experimentálních datech

V přihlášce projektu se počítalo s validací zejména vůči datům z experimentu TAS04 v ASPO. Kalibrování hydro-mechanických modelů pro tento experiment bylo předmětem Task G projektu DECOVALEX 2019, avšak žádnému z řešitelských týmů se nepodařilo dosáhnout dobré shody s měřeními.

Pro validaci modelů projektu proto navrhujeme použít přístup inspirovaný pracemi [Rutqvist et al. \(2004\)](#) (FEBEX, Grimsel, Švýcarsko) a [Rutqvist et al. \(2009\)](#) (TSX, URL, Kanada). Základní myšlenkou obou prací je získání parametrů EDZ z kontinuálního měření pórového tlaku během a po ražbě díla pomocí



Obrázek 3: Průběh měřeného a simulovaného pórového tlaku v okolí nově vyražené chodby, zdroj [Rutqvist et al. \(2009\)](#).

inverzní úlohy založené na hydro-mechanickém modelu relaxace napěťových poměrů v okolí nově vyraženého díla. Podrobněji popíšeme modely použité v druhé práci, která je výsledkem projektu DECOVALEX-THMC (2004–2007), Task A. Následně stručně popíšeme plán využití stejného měření a dále možnosti rozšířené validace vůči případnému novému experimentu v PVP Bukov.

6.1 DECOVALEX-THMC

Hydromechanické modely byly kalibrovány na kontinuální měření pórových tlaků při ražbě rozsáhlého experimentu TSX, [Chandler et al. \(2002\)](#). Měření probíhalo v horizontálním vrtu HGT2 a vertikálním vrtu HGT1 oba vrty byly vyrazeny z dříve existujících chodeb tak, aby směřovaly do středu nově raženého úseku a to kolmo na jeho osu. Z většího množství měřících sond byly použity pouze signály ze čtyř sond ve vzdálenostech 1.5 m a 4 m od stěny vyražené chodby (viz. schéma v Obr. 6.1) ostatní sondy vykazovaly výrazně nižší změny tlaku v reakci na ražbu. Výhodou kontinuálního měření je získání většího množství dat i s relativně malým množstvím senzorů.

V rámci projektu DECOVALEX-THMC pak bylo toto měření modelováno čtyřmi týmy s použitím různě složitých hydro-mechanických modelů. Na Obr. 6.1 je prezentována velmi dobrá shoda měření a nařizovaného modelu realizovaného týmem LBNL-SKI s využitím kódu ROCMAS. Je použito Mohr-Coulombovo kritérium a empirický vztah pro permeabilitu:

$$\kappa = \kappa_r + \kappa_{max} \exp(\beta \sigma_m) \exp \gamma \sigma_d$$

kde $\kappa_r, \kappa_{max}, \beta, \gamma$ jsou fitované parametry a

$$\sigma_m = \frac{1}{3}(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) - P,$$

$$\sigma_d = \frac{1}{\sqrt{2}}((\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2)$$

jsou střední a deviatorické napětí pro hlavní napětí $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ vypočtené mechanickým modelem.

Bohužel není úplně zřejmé zda bylo použito pouze dat z měření pórového tlaku nebo bylo využito i dalších měření v rámci projektu TSX. Zdá se však, že další měření zejména výsledky MVP a SEPPI byla použita pouze k počátečním odhadům mechanických a hydraulických parametrů neporušené horniny.

6.2 Možnosti validace na datech z TSX

Modely projektu Endorse lze částečně validovat vůči existujícím datům z projektu TSX, za předpokladu možnosti jejich získání.

Kalibrace modelů. Po zopakování výše uvedených výsledků lze testvat Bayesovkou inverzi, provést stochastické výpočty pro zahrnutí vlivu nejistot a ověřit citlivost měření vůči parametrům modelu zejména vodivosti v EDZ.

Slepá validace. Vzhledem k velkému množství dalších dat z experimentu TSX lze testovat predikci modelů ENDORSE před ražbou. V tomto případě by se pro kalibraci modelů (s více škálovým přístupem) využila pouze data o neporušené hornině a testovala by se shoda stochastických předpovědí s měřením pórových tlaků. Porovnání s předchozí variantou umožní posoudit přínos měření pórového tlaku.

6.3 Přínosy nového experimentu

Podobný experiment na PVP Bukov s modifikovaným uspořádáním by pomohl ověřit přínos podobného měření při reálném budování úložiště.

Anisotropie. Výše uvedená měření i modely byly realizovány v jednom řezu kolmo na osu díla a není tak možno predikovat anizotropii EDZ s výrazně vyšší vodivostí ve směru paralelním s osou díla. Pro existenci takové anisotropie mluví pozorované uspořádání puklin v EDZ. Pro postižení této anisotropie by bylo nutné realizovat měření ve vrtech umístěných na různých metrážích raženého díla, nebo i těsně před ním. Předchozí modelování by mělo teoreticky ověřit citlivost takového postupu vůči anizotropii permeability.

Reálné uspořádání. Měření TSX vyžadovalo sondy ve speciálně situovaných vrtech. V případě realizace podobného experimentu na PVP Bukov lze ověřit použitelnost metody i při umístění sond v ukloněných vrtech vedoucích paralelně s osou díla, které je možno realizovat i bez přítomnosti dalších paralelních chodeb.

Reference

- C Bauer, F Homand, and J. P Henry. In situ low permeability pulse test measurements. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts*, 32(4):357–363, June 1995. ISSN 0148-9062. doi: 10.1016/0148-9062(95)00001-W.
- R. Blaheta, P. Byczanski, M. Čermák, R. Hrtus, R. Kohut, A. Kolcun, J. Malík, and S. Sysala. Analysis of Äspö Pillar Stability Experiment: Continuous thermo-mechanical model development and calibration. *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering*, 5(2):124–135, April 2013. ISSN 1674-7755. doi: 10.1016/j.jrmge.2012.10.002.
- E. Bonnet, O. Bour, N. E. Odling, P. Davy, I. Main, P. Cowie, and B. Berkowitz. Scaling of fracture systems in geological media. *Reviews of Geophysics*, 39(3): 347–383, 2001. ISSN 1944-9208. doi: 10.1029/1999RG000074.
- Paul Bossart, Peter M Meier, Andreas Moeri, Thomas Trick, and Juan-Carlos Mayor. Geological and hydraulic characterisation of the excavation disturbed zone in the Opalinus Clay of the Mont Terri Rock Laboratory. *Engineering Geology*, 66(1):19–38, October 2002. ISSN 0013-7952. doi: 10.1016/S0013-7952(01)00140-5.
- Barry H. G. Brady and E. T. Brown. *Rock Mechanics: For Underground Mining*. Springer Netherlands, third edition, 2006. ISBN 978-1-4020-2064-3. doi: 10.1007/978-1-4020-2116-9.
- Jan Březina and Jan Stebel. Analysis of model error for a continuum-fracture model of porous media flow. In *High Performance Computing in Science and Engineering*, number 9611 in Lecture Notes in Computer Science, pages 152–160. Springer International Publishing, 2015. ISBN 978-3-319-40360-1 978-3-319-40361-8. doi: 10.1007/978-3-319-40361-8_11.
- Jan Březina, Jan Stebel, Pavel Exner, and Jan Hybš. Flow123d. <http://flow123d.github.com>, repository: <http://github.com/flow123d/flow123d>, 2011–2016.
- Philip Crosbie Carman. *Flow of Gases through Porous Media*. Academic Press, New York, 1956.

- C. Carranza-Torres and C. Fairhurst. The elasto-plastic response of underground excavations in rock masses that satisfy the Hoek–Brown failure criterion. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 36(6):777–809, September 1999. ISSN 1365-1609. doi: 10.1016/S0148-9062(99)00047-9.
- Carrier W. David. Goodbye, Hazen; Hello, Kozeny-Carman. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 129(11):1054–1056, November 2003. doi: 10.1061/(ASCE)1090-0241(2003)129:11(1054).
- N. A. Chandler, A. Cournot, and D. Dixon. The five year report of the Tunnel Sealing Experiment: An international project of AECL, JNC, ANDRA and WIPP. July 2002.
- Chandrakant S. Desai and Hema J. Siriwardane. *Constitutive Laws for Engineering Materials, with Emphasis on Geologic Materials*. Prentice-Hall, 1984. ISBN 978-0-13-167940-5.
- Simon Emsley, Olle Olsson, Leif Stenberg, Hans-Joachim Alheid, and Stephen Falls. ZEDEX - A STUDY OF DAMAGE AND DISTURBANCE FROM TUNNEL EXCAVATION BYBLASTINGAND TUNNEL BORING. page 218, 1997.
- Fisher/Lewis/Embleton. *Statistical Analysis Spherical Data*. Cambridge University Press, Cambridge, reprint edition edition, August 1993. ISBN 978-0-521-45699-9.
- B Frieg and P C Blaser. Excavation Disturbed Zone Experiment (EDZ). *Radioactive Waste*, (TR 98-01):188, 1999.
- Martinus Theodorus Van Genuchten. *Analytical Solutions of the One-Dimensional Convective-Dispersive Solute Transport Equation*. U.S. Department of Agriculture, Agricultural Research Service, 1982.
- R. K. Goel and Bhawani Singh. *Engineering Rock Mass Classification: Tunneling, Foundations and Landslides*. Butterworth-Heinemann, 1st edition edition, July 2011. ISBN 978-0-12-810364-7.
- Peter Grassl and Milan Jirásek. Damage-plastic model for concrete failure. *International Journal of Solids and Structures*, 43(22-23):7166–7196, nov 2006. doi: 10.1016/j.ijsolstr.2006.06.032. URL <http://dx.doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2006.06.032>.
- V. Hajiabdolmajid, P. K. Kaiser, and C. D. Martin. Modelling brittle failure of rock. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 39(6):731–741, September 2002. ISSN 1365-1609. doi: 10.1016/S1365-1609(02)00051-5.
- G. Herget. Variation of rock stresses with depth at a Canadian iron mine. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts*, 10(1):37–51, January 1973. ISSN 0148-9062. doi: 10.1016/0148-9062(73)90058-2.

- Evert Hoek, Carlos Carranza-Torres, and Brent Corkum. HOEK-BROWN FAILURE CRITERION – 2002 EDITION. page 7, 2002.
- John A. Hudson, A. Bäckström, J. Rutqvist, L. Jing, T. Backers, M. Chijimatsu, R. Christiansson, X.-T. Feng, A. Kobayashi, T. Koyama, H.-S. Lee, I. Neretnieks, P.-Z. Pan, M. Rinne, and B.-T. Shen. Characterising and modelling the excavation damaged zone in crystalline rock in the context of radioactive waste disposal. *Environmental Geology*, 57(6):1275–1297, May 2009. ISSN 1432-0495. doi: 10.1007/s00254-008-1554-z.
- P. C. Kelsall, J. B. Case, and C. R. Chabannes. Evaluation of excavation-induced changes in rock permeability. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts*, 21(3):123–135, June 1984. ISSN 0148-9062. doi: 10.1016/0148-9062(84)91530-4.
- T. Kohl, K. F. Evansi, R. J. Hopkirk, and L. Rybach. Coupled hydraulic, thermal and mechanical considerations for the simulation of hot dry rock reservoirs. *Geothermics*, 24(3):345–359, June 1995. ISSN 0375-6505. doi: 10.1016/0375-6505(95)00013-G.
- Hannes Krietsch, Valentin Gischig, Keith Evans, Joseph Doetsch, Nathan Oliver Dutler, Benoît Valley, and Florian Amann. Stress Measurements for an In Situ Stimulation Experiment in Crystalline Rock: Integration of Induced Seismicity, Stress Relief and Hydraulic Methods. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 52:517–542, February 2019. ISSN 0723-2632. doi: 10.1007/s00603-018-1597-8.
- Herbert Kull, editor. *Two-Phase-Flow Experiment in the Fractured Rock of the HRL Äspö: Im Rahmen Des Vorhabens 02 E 9027 8 Erstellt*. Number 183 in GRS. GRS, Köln Garching b. München Berlin Braunschweig, 2002. ISBN 978-3-931995-51-5.
- M. Kwasniewski and M. Takahashi. Strain-based Failure Criteria For Rocks: State of the Art And Recent Advances. In *ISRM International Symposium - EUROCK 2010*. OnePetro, June 2010. URL <https://onepetro.org/ISRMEUROCK/proceedings/EUROCK10/A11-EUROCK10/ISRM-EUROCK-2010-005/38533>.
- G W Lanyon. Excavation Damaged Zones Assessment. (NWMO DGR-TR-2011-21):111, 2011.
- Jean Lemaitre. *A Course on Damage Mechanics*. Springer-Verlag, Berlin Heidelberg, 1992. ISBN 978-3-662-02761-5. doi: 10.1007/978-3-662-02761-5.
- J. Maillot, P. Davy, J. R. De Dreuzy, R. Le Goc, and C. Darcel. Comparison between "Poissonian" and "mechanically-oriented" DFN models for predicting flow structure and permeability. *AGU Fall Meeting Abstracts*, 53:H53D–0886, December 2014.

- Josef Malík and Alexej Kolcun. Determination of initial stress tensor from deformation of underground opening in excavation process. *Application of Mathematics*, (in review), 2021.
- P Marschall and E Fein. Grimsel Test Site Investigation Phase V (1997-2002) Conclusions of the Tunnel Near-Field Programme (CTN). (TR 99-07):142, 1999.
- C D Martin and G W Lanyon. EDZ in Clay Shale: Mont Terri. page 207, 2004.
- C D Martin, P K Kaiser, and D R McCreath. Hoek-Brown parameters for predicting the depth of brittle failure around tunnels. *Canadian Geotechnical Journal*, 36(1):136–151, August 1999. ISSN 0008-3674, 1208-6010. doi: 10.1139/t98-072.
- Jean Michel Matray, Sébastien Savoye, and Justo Cabrera. Desaturation and structure relationships around drifts excavated in the well-compacted Tournemire’s argillite (Aveyron, France). *Engineering Geology*, 90(1):1–16, March 2007. ISSN 0013-7952. doi: 10.1016/j.enggeo.2006.09.021.
- RJ Millington and JP Quirk. Permeability of porous solids. *Transactions of the Faraday Society*, 57:1200–1207, 1961.
- Ki-Bok Min, J. Rutqvist, Chin-Fu Tsang, and Lanru Jing. Stress-dependent permeability of fractured rock masses: A numerical study. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 41(7):1191–1210, October 2004. ISSN 1365-1609. doi: 10.1016/j.ijrmms.2004.05.005.
- Eduardo A. de Souza Neto, Djordje Peric, and David R. J. Owen. *Computational Methods for Plasticity: Theory and Applications*. John Wiley & Sons, September 2011. ISBN 978-1-119-96454-4.
- Masanobu Oda. An equivalent continuum model for coupled stress and fluid flow analysis in jointed rock masses. *Water Resources Research*, 22(13):1845–1856, 1986. ISSN 1944-7973. doi: 10.1029/WR022i013p01845.
- Jon Olson. Sublinear scaling of fracture aperture versus length: An exception or the rule? *J. Geophys. Res.*, 108, September 2003. doi: 10.1029/2001JB000419.
- Matthew A. Perras and Mark S. Diederichs. Predicting excavation damage zone depths in brittle rocks. *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering*, 8(1):60–74, February 2016. ISSN 1674-7755. doi: 10.1016/j.jrmge.2015.11.004.
- Roland Pusch. *Geological Storage of Highly Radioactive Waste: Current Concepts and Plans for Radioactive Waste Disposal*. Springer-Verlag, Berlin Heidelberg, 2008. ISBN 978-3-540-77332-0. doi: 10.1007/978-3-540-77333-7.

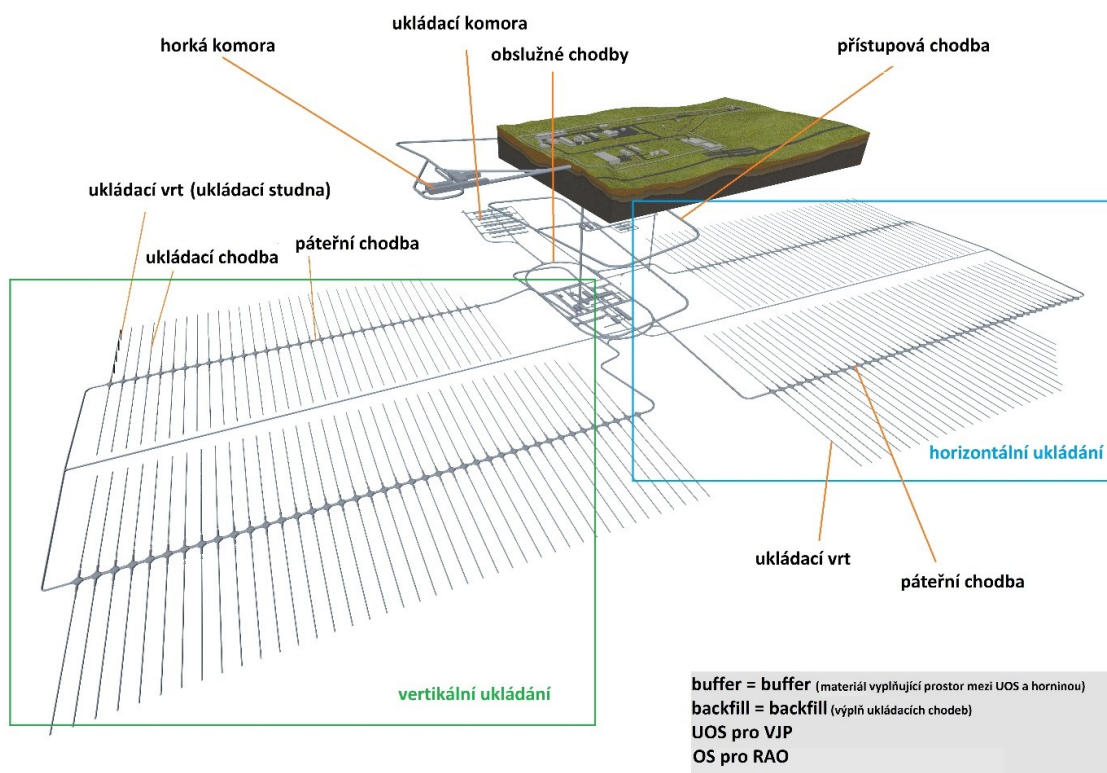
- J. Rutqvist, A. Rejeb, M. Tijani, and C.-F. Tsang. Analyses of Coupled Hydrological-Mechanical Effects During Drilling of the FEBEX Tunnel at Grimsel. In Ove Stephansson, editor, *Coupled Thermo-Hydro-Mechanical-Chemical Processes in Geo-Systems*, volume 2 of *Elsevier Geo-Engineering Book Series*, pages 131–136. Elsevier, 2004. doi: 10.1016/S1571-9960(04)80030-2.
- Jonny Rutqvist and Ove Stephansson. The role of hydromechanical coupling in fractured rock engineering. *Hydrogeology Journal*, 11(1):7–40, February 2003. ISSN 1435-0157. doi: 10.1007/s10040-002-0241-5.
- Jonny Rutqvist, Lennart Börgesson, Masakazu Chijimatsu, Jan Hernelind, Lannu Jing, Akira Kobayashi, and Son Nguyen. Modeling of damage, permeability changes and pressure responses during excavation of the TSX tunnel in granitic rock at URL, Canada. *Environmental Geology*, 57(6):1263–1274, May 2009. ISSN 1432-0495. doi: 10.1007/s00254-008-1515-6.
- Jonny Rutqvist, Colin Leung, Andrew Hoch, Yuan Wang, and Zhen Wang. Linked multicontinuum and crack tensor approach for modeling of coupled geomechanics, fluid flow and transport in fractured rock. *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering*, 5(1):18–31, February 2013. ISSN 1674-7755. doi: 10.1016/j.jrmge.2012.08.001.
- Alireza Shahbazi, Ali Saeidi, and Romain Chesnaux. A review of existing methods used to evaluate the hydraulic conductivity of a fractured rock mass. *Engineering Geology*, 265:105438, February 2020. ISSN 0013-7952. doi: 10.1016/j.enggeo.2019.105438.
- H. Shao, K. Schuster, J. Sönnke, and V. Bräuer. EDZ development in indurated clay formations – In situ borehole measurements and coupled HM modelling. *Physics and Chemistry of the Earth, Parts A/B/C*, 33:S388–S395, January 2008. ISSN 1474-7065. doi: 10.1016/j.pce.2008.10.031.
- J.F. Shao, H. Zhou, and K.T. Chau. Coupling between anisotropic damage and permeability variation in brittle rocks. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 29(12):1231–1247, 2005. doi: 10.1002/nag.457.
- M. Silvast and B. Wiljanen. ONKALO EDZ-measurements using ground penetrating radar (GPR) method. Technical Report POSIVA-WR-08-58, Posiva Oy, 2008.
- David T. Snow. Anisotropic Permeability of Fractured Media. *Water Resources Research*, 5(6):1273–1289, December 1969. ISSN 00431397. doi: 10.1029/WR005i006p01273.
- Kamil Souček, Petr Martinec, Lukáš Kubina, Lubomír Staš, Vendula Zajícová, Martin Vavro, Markéta Lednická, Leona Vavro, Josef Malík, Lucie Králová, Lucie Georgiovská, Jiří Ptáček, Tomáš Kaláb, Alexej Kolcun, Petr Koníček,

- Pavel Konečný, Petr Waclawik, and Zdeněk Kaláb. Comprehensive geological characterization of URF Bukov – part II Geotechnical characterization. Technical report, IGN, 2017.
- M. Souley, F. Homand, S. Pepa, and D. Hoxha. Damage-induced permeability changes in granite: A case example at the URL in Canada. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 38(2):297–310, February 2001. ISSN 1365-1609. doi: 10.1016/S1365-1609(01)00002-8.
- Lubomír Staš, Josef Malík, Alexej Kolcun, Roman Kohut, Tomáš Kaláb, Jan Franěk, Zita Bukovská, Kryštof Verner, and David Buriánek. Study of the stress conditions and internal anisotropy in an environment of granitic rocks. Annual Report 120/2017, Institute of Geonics v.v.i., CAS Ostrava, December 2016.
- Eveliina Tammisto, Tomas Lehtimäki, Jorma Palmén, Pirjo Hellä, and E. Heikkinen. *Fracture Mapping from Olkiluoto Borehole Image Data*. March 2002.
- Haoyu Tang, Sanbai Li, and Dongxiao Zhang. The effect of heterogeneity on hydraulic fracturing in shale. *Journal of Petroleum Science and Engineering*, 162:292–308, March 2018. ISSN 0920-4105. doi: 10.1016/j.petrol.2017.12.020.
- Anita Torabi and Silje Støren Berg. Scaling of fault attributes: A review. *Marine and Petroleum Geology*, 28(8):1444–1460, August 2011. ISSN 0264-8172. doi: 10.1016/j.marpetgeo.2011.04.003.
- D Unteregger, B Fuchs, and G Hofstetter. A damage plasticity model for different types of intact rock. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 80:402–411, 2015.
- Martin Vavro. Shrnutí zahraničních poznatků o vzniku a vývoji EDZ v krystalických horninách - rešerše. SÚRAO TZ 50, 2016.
- G. Walton, M. Lato, H. Anschütz, M. A. Perras, and M. S. Diederichs. Non-invasive detection of fractures, fracture zones, and rock damage in a hard rock excavation — Experience from the Äspö Hard Rock Laboratory in Sweden. *Engineering Geology*, 196:210–221, September 2015. ISSN 0013-7952. doi: 10.1016/j.enggeo.2015.07.010.
- Arno Zang and Ove Stephansson. *Stress Field of the Earth's Crust*. Springer, Dordrecht, 2010th edition edition, February 2010. ISBN 978-1-4020-8443-0.
- M. Zetterlund, L. O. Ericsson, and M. Stigsson. Fracture Mapping For Geological Prognoses. Comparison of Fractures From Boreholes, Tunnel And 3-D Blocks. May 2012.

Dodatek A - Geometrie HÚ dle SÚRAO

Profily jednotlivých chodeb v HÚ

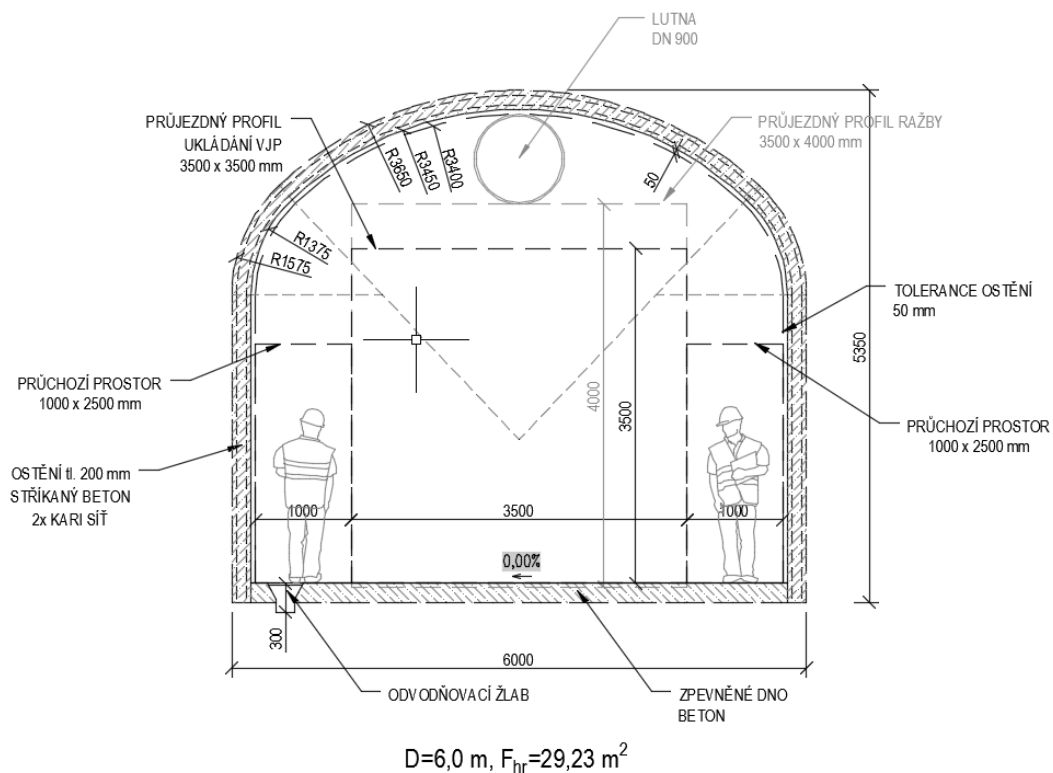
Přehledné schéma HÚ dle SÚRAO – Popis komponent HÚ, 2019



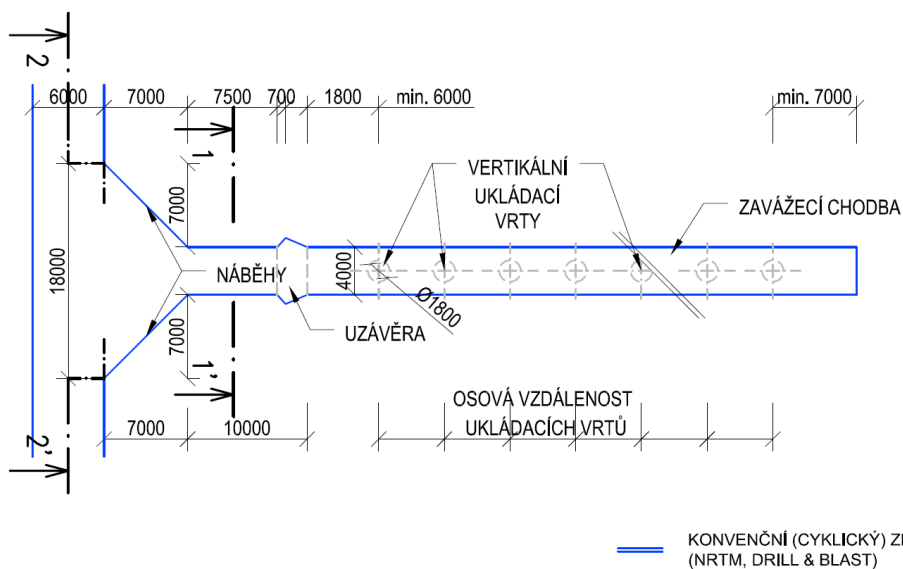
Profily jednotlivých chodeb HÚ

(zdroj: Studie umístitelnosti HÚ na lokalitě ..., Špinka a kol., SÚRAO, 2017)

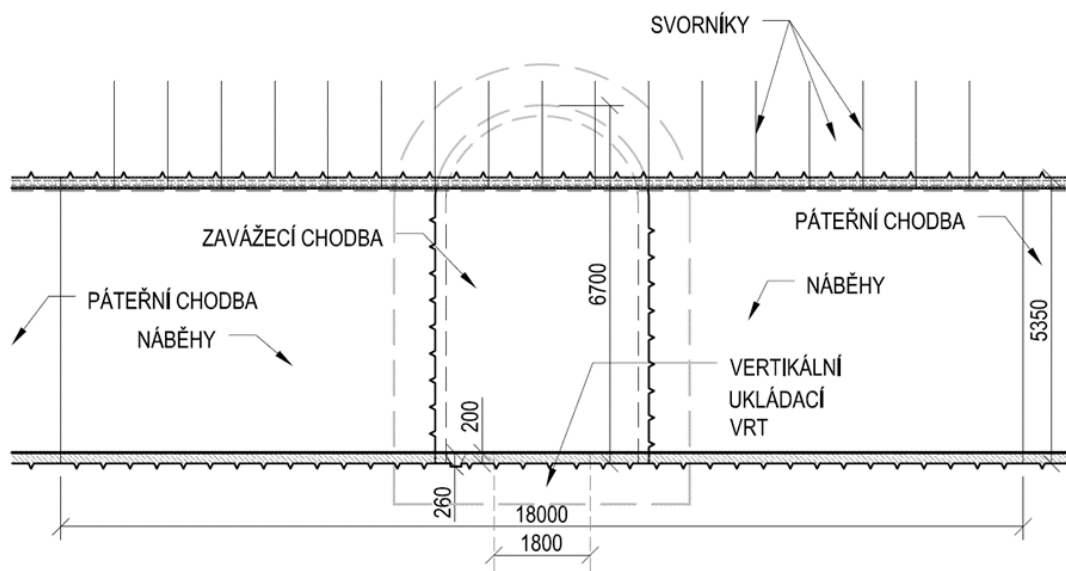
1. Vertikální ukládání – konvenční způsob ražby (dril and blast)



Příčný řez páteřní chodbou - D4



Půdorysné schéma ukládání – návaznost ukládací chodby (na obrázku popsaná jako zavážecí)



Příčný řez 2-2' ukládací chodbou (= zavážecí chodbou)

Dodatek B - odvození řešení rovnice advekce-difúze

Hledejme nejprve řešení rovnice bez rozpadů na pravé straně:

$$R\partial_t c + v\partial_x c - d\partial_x^2 c = 0 \quad (8)$$

pro neznámou koncentraci $c(t, x)$ pro časy $t > 0$ a na oblasti $x > 0$ s počáteční podmínkou $c(0, x) = 0$ a okrajovými podmínkami:

$$\partial_t c(t, \infty) = 0,$$

$$c(t, 0) = c_0(t),$$

kde $c_0 \in C^\infty$.

Analytická řešení a aproximativní řešení uvedené rovnice pro různé druhy počátečních a okrajových podmínek lze nalézt v [Genuchten \(1982\)](#) (str. 9). Speciálně pro případ skokové okrajové podmínky:

$$c_0(t) = \begin{cases} 0 & 0 < t < t_0 \\ 1 & t_0 < t \end{cases} \quad (9)$$

má rovnice řešení:

$$\tilde{c}(t, x) = \begin{cases} 0 & 0 < t < t_0 \\ A(t, x) & t_0 < t, \end{cases} \quad (10)$$

kde

$$A(t, x) = \frac{1}{2} \operatorname{erfc}\left(\frac{ax - bt}{\sqrt{t}}\right) + \frac{1}{2} e^{cx} \operatorname{erfc}\left(\frac{ax + bt}{\sqrt{t}}\right),$$

$$a = \frac{R}{2\sqrt{dR}}, \quad b = \frac{v}{2\sqrt{dR}}, \quad c = \frac{v}{d}.$$

Řešení pro obecný průběh okrajové podmínky $c(t, 0) = c_0(t)$ lze napsat v konvolučním tvaru:

$$c(t, x) = \int_0^t c_0(s) g(t - s, x) ds,$$

kde jádro $g(t - s, x)$ je řešením rovnice pro okrajovou podmínku $c_0(t) = \delta(t - s)$. Tato okrajová podmínka je formálně derivací jednotkového skoku (9). Proto jádro bude derivací odpovídajícího řešení:

$$g(t, x) = \partial_t A(t, x) = \frac{1}{2\sqrt{\pi}} e^{-\left(\frac{ax - bt}{\sqrt{t}}\right)^2} \left[axt^{-\frac{3}{2}} + bt^{-\frac{1}{2}} \right] + \frac{e^{cx}}{2\sqrt{\pi}} e^{-\left(\frac{ax + bt}{\sqrt{t}}\right)^2} \left[axt^{-\frac{3}{2}} - bt^{-\frac{1}{2}} \right].$$

Tento tvar by měl být použitelný i pro numerický výpočet.

Řešení rovnice s rozpadovým členem na pravé straně

$$R\partial_t c + v\partial_x c - d\partial_x^2 c = -\lambda c$$

pro stejné okrajové a počáteční podmínky pak nalezneme ve tvaru:

$$c(t, x) = U(t, x) e^{-\lambda t},$$

kde $U(t, x)$ řešením rovnice bez rozpadového členu (8), ovšem s okrajovou podmínkou

$$\tilde{c}_0(t) = c_0(t) e^{\lambda t}.$$