



# VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ

BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY

FAKULTA STAVEBNÍ  
FACULTY OF CIVIL ENGINEERING

ÚSTAV VODNÍCH STAVEB  
INSTITUTE OF WATER STRUCTURES

## STANOVENÍ MEZNÍCH HODNOT POSUNŮ SLEDOVANÝCH PŘI TECHNICKOBEZPEČNOSTNÍM DOHLEDU SYPANÝCH HRÁZÍ

EVALUATION OF LIMIT VALUES OF DISPLACEMENT MEASURED BY  
TECHNICAL SURVEILLANCE OF EMBANKMENT DAMS

DISERTAČNÍ PRÁCE

DOCTORAL THESIS

AUTOR PRÁCE  
AUTHOR

Ing. Jan Vrubel

VEDOUCÍ PRÁCE  
SUPERVISOR

Prof. Ing. Jaromír Říha, CSc.

BRNO 2020



## ABSTRAKT

Zákonnou povinností všech vlastníků vodních děl je vykonávat technickobezpečnostní dohled (TBD). Jeho náležitosti, jako například rozsah četnosti a způsoby zpracování měření jsou také právně ukotveny. Pro analýzu a zpracování výsledků měření slouží mimo jiné předem stanovené mezní hodnoty, se kterými jsou měřené veličiny porovnávány. Narůstající možnosti automatizace měření, důraz na zvyšování bezpečnosti VD a nutnost průběžné aktualizace mezních hodnot vedou ke snaze rozšířit možnosti, jak mezní hodnoty stanovit.

Cílem této práce je prezentace postupu stanovení mezních hodnot posunů sledovaných v rámci TBD nad sypanými hrázi s využitím metody dílčích součinitelů (dle metody mezních stavů). Navržený postup je demonstrován na případové studii VD Morávka, v rámci které byl proveden zpětný numerický modelový výzkum ve 2D s použitím časově závislé hydromechanické úlohy. Pro lepší interpretaci modelu chování obsahuje práce citlivostní analýzu vlivu vstupních parametrů modelu na svislé posuny.

## KLÍČOVÁ SLOVA

Sypané hráze, mezní hodnoty, technickobezpečnostní dohled, metoda mezních stavů, model chování, metoda konečných prvků

## ABSTRACT

Owners of dams in the Czech Republic are obliged to ensure the safety management. Part of it is measurement that covers comparing of measured values with limit values (threshold limits). Czech legislation provides principles of safety management e.g. regular observation and monitoring, their periodicity or measured variables. Expectation of reducing the probability of failure, automatic data acquisition system and dam ageing are reasons for adjusting limit values systematically.

The aim of this thesis is to specify the method of determination the limit values of displacement for making a vertical survey of embankment dams. The method is demonstrated on the case study of Moravka dam. Sensitivity analysis of hydro-mechanical coupled model of embankment dam is included.

## KEYWORDS

Embankment dams, limit values, safety supervision, limit states method, long term behaviour, finite element method

## BIBLIOGRAFICKÁ CITACE

Ing. Jan Vrubel *STANOVENÍ MEZNÍCH HODNOT POSUNŮ SLEDOVANÝCH PŘI TECHNICKOBEZPEČNOSTNÍM DOHLEDU SYPANÝCH HRÁZÍ*. Brno, 2020. 121 s., 7 s. příl.  
Disertační práce. Vysoké učení technické v Brně, Fakulta stavební, Ústav vodních staveb. Vedoucí práce prof. Ing. Jaromír Říha, CSc.

## PROHLÁŠENÍ

Prohlašuji, že jsem disertační práci s názvem STANOVENÍ MEZNÍCH HODNOT POSUNŮ SLEDOVANÝCH PŘI TECHNICKOBEZPEČNOSTNÍM DOHLEDU SYPANÝCH HRÁZÍ zpracoval(a) samostatně a že jsem uvedl(a) všechny použité informační zdroje.

V Brně dne 17. 2. 2020

Ing. Jan Vrabel

autor práce

## PODĚKOVÁNÍ

V první řadě chci poděkovat zesnulému prof. Ing. Jiřímu Kratochvílovi, DrSc., který v počátcích směřoval téma mého doktorského studia k tvorbě matematických modelů chování sypaných hrází pomocí metody konečných prvků. Dále bych chtěl jmenovitě poděkovat školiteli z University v Liege prof. Frédéricu Collinovi a především školiteli prof. Ing. Jaromíru Říhovi CSc. zejména za věnovaný čas a odborné vedení. Děkuji Ing. Davidu Duchanovi, Ph.D. za technickou podporu, rady a pochopení. Dík patří také kolektivu zaměstnanců a doktorandů z Ústavu vodních staveb, z Ústavu geotechniky Fakulty stavební VUT v Brně a z Ústavu ArGEnCo sekce geomechaniky, geologie, hydrogeologie a geofyziky z Fakulty aplikovaného výzkumu University v Liege a kolegům z firmy Vodní díla - TBD, a.s. Díky jejich podnětům, otázkám, připomínkách a radám mohla být práce lepší. Dále děkuji Povodí Odry, s.p. za poskytnutá data, a v neposlední řadě patří velký dík mé rodině a přátelům za podporu a zázemí.

# OBSAH

<b>1. ÚVOD A CÍLE PRÁCE</b> .....	<b>10</b>
1.1 ÚVOD DO PROBLEMATIKY .....	10
1.2 CÍLE PRÁCE .....	11
<b>2. SOUČASNÝ STAV POZNÁNÍ V DANÉ PROBLEMATICE</b> .....	<b>12</b>
2.1 PORUCHY, MONITORING A TECHNICKOBEZPEČNOSTNÍ DOHLED VODNÍCH DĚL .....	12
2.2 SOUHRN HISTORIE TECHNICKOBEZPEČNOSTNÍHO DOHLEDU V ČR.....	13
2.3 VÝVOJ MODELŮ POPISUJÍCÍCH CHOVÁNÍ ZEMIN .....	13
2.4 ZHODNOCENÍ DOSTUPNÝCH PODKLADŮ A LITERATURY .....	14
<b>3. VYMEZENÍ POJMŮ V TECHNICKOBEZPEČNOSTNÍM DOHLEDU</b> .....	<b>16</b>
3.1 OBECNÉ DEFINICE.....	16
3.1.1 <i>Definice limitních hodnot technickobezpečnostního dohledu</i> .....	16
3.1.2 <i>Členění sledovaných veličin v rámci technickobezpečnostního dohledu</i> .....	17
3.2 DOSAVADNÍ PŘÍSTUP KE STANOVENÍ MEZNÍCH HODNOT .....	17
3.3 METODA DÍLČÍCH SOUČINITELŮ SPOLEHLIVOSTI .....	19
3.3.1 <i>Spolehlivost konstrukcí</i> .....	19
3.3.2 <i>Princip metody dílčích součinitelů</i> .....	19
3.3.3 <i>Kombinace zatížení v metodě dílčích součinitelů spolehlivosti</i> .....	20
<b>4. NAVRŽENÝ POSTUP STANOVENÍ MEZNÍCH HODNOT</b> .....	<b>21</b>
4.1 VYMEZENÍ NÁVRHOVÉ SITUACE .....	22
4.2 ANALÝZA MOŽNÝCH ZPŮSOBŮ PORUŠENÍ.....	22
4.2.1 <i>Formalizovaný přehled způsobů porušení</i> .....	23
4.2.2 <i>Typy poruch sypaných hrází</i> .....	24
4.3 VYMEZENÍ MEZNÍCH STAVŮ .....	25
4.4 VÝBĚR STANOVOVANÉ VELIČIN MĚŘENÉ PŘI TBD .....	26
4.5 PODMÍNKA MEZNÍHO STAVU ÚNOSNOSTI.....	26
4.6 POPIS VSTUPUJÍCÍHO ZATÍŽENÍ.....	27
4.7 APLIKACE EUROKÓDU PRO NUMERICKÝ MODELOVÝ VÝZKUM SYPANÉ HRÁZE.....	28
4.8 ODVOZENÍ DÍLČÍCH SOUČINITELŮ SPOLEHLIVOSTI.....	30
4.9 POSTUP ODVOZENÍ MEZNÍ HODNOTY Z MODELU CHOVÁNÍ SYPANÉ HRÁZE .....	30
<b>5. FORMULACE ÚLOHY NAPJATOSTI A PŘETVOŘENÍ SYPANÉ HRÁZE</b> .....	<b>32</b>
5.1 POPIS MODELOVANÉHO PROSTŘEDÍ .....	32
5.2 KONCEPČNÍ MODEL SDRUŽENÉ ÚLOHY NAPĚTÍ, PŘETVOŘENÍ A POSUNŮ .....	32
5.2.1 <i>Základní zjednodušující předpoklady</i> .....	32
5.2.2 <i>Souřadné systémy</i> .....	33
5.2.3 <i>Výčet neznámých veličin</i> .....	33
5.3 ZÁKLADNÍ POJMY A VZTAHY .....	34
5.3.1 <i>Matematický zápis posunutí</i> .....	34

5.3.2	<i>Deformační gradient</i> .....	35
5.4	MATEMATICKÝ MODEL SDRUŽENÉ HYDROMECHANICKÉ ÚLOHY SYPANÉ HRÁZE .....	36
5.4.1	<i>Základní rovnice</i> .....	36
5.4.2	<i>Vymezení napětí a přetvoření</i> .....	37
5.4.3	<i>Konstitutivní model</i> .....	39
5.4.4	<i>Základní rovnice sdrúžené úlohy</i> .....	47
5.4.5	<i>Podmínky plasticity</i> .....	48
5.5	URČENÍ HYDRAULICKÉ VODIVOSTI V NENASYCENÉ ZÓNĚ .....	51
5.6	URČENÍ POČÁTEČNÍHO NAPĚTÍ V PODLOŽÍ.....	52
5.7	METODA REDUKCE PARAMETRŮ SMYKOVÉ PEVNOSTI.....	53
<b>6.</b>	<b>ZJEDNODUŠENÝ MODEL 2D HYDROMECHANICKÉ ÚLOHY .....</b>	<b>56</b>
6.1.1	<i>Výčet neznámých veličin pro úlohu rovinného přetvoření</i> .....	56
6.1.2	<i>Matematický model pro rovinný problém při malých přetvořeních</i> .....	57
6.1.3	<i>Okrajové podmínky</i> .....	60
6.1.4	<i>Počáteční podmínky</i> .....	61
<b>7.</b>	<b>CITLIVOSTNÍ ANALÝZA SDRUŽENÉ HYDROMECHANICKÉ ÚLOHY.....</b>	<b>63</b>
7.1	CÍLE EXPERIMENTU .....	63
7.2	PLÁN CITLIVOSTNÍ ANALÝZY.....	63
7.3	METODA VÝPOČTU A VYHODNOCENÍ.....	64
7.3.1	<i>Volba náhradní oblasti</i> .....	64
7.3.2	<i>Zatěžovací stav</i> .....	65
7.3.3	<i>Metoda vyhodnocení</i> .....	65
7.4	VÝSLEDKY CITLIVOSTNÍ ANALÝZY, ZÁVĚR .....	67
7.4.1	<i>Výsledky první části analýzy - 5 základních parametrů</i> .....	67
7.4.2	<i>Závěr první části citlivostní analýzy</i> .....	69
7.4.3	<i>Výsledky druhé části analýzy - kombinace parametrů hráze a podloží</i> .....	70
7.4.4	<i>Závěry druhé části analýzy kombinací parametrů hráze a podloží</i> .....	74
<b>8.</b>	<b>PŘÍPADOVÁ STUDIE VODNÍHO DÍLA MORÁVKA.....</b>	<b>75</b>
8.1	ÚVOD A HISTORIE VODNÍHO DÍLA .....	75
8.2	CÍLE A KONCEPCE ŘEŠENÍ NUMERICKÉHO MODELOVÉHO VÝZKUMU VD MORÁVKA.....	76
8.2.1	<i>První etapa</i> .....	76
8.2.2	<i>Druhá etapa</i> .....	76
8.2.3	<i>Třetí etapa při mezním stavu</i> .....	77
8.3	PODKLADY PRO NUMERICKÝ MODELOVÝ VÝZKUM CHOVÁNÍ VD MORÁVKA.....	77
8.3.1	<i>Přehled a zhodnocení informací o vodním díle</i> .....	78
8.3.2	<i>Fyzikálně mechanické vlastnosti</i> .....	81
8.3.3	<i>Zhodnocení zpráv a výsledků měření na VD Morávka</i> .....	84
8.4	NASTAVENÍ A PARAMETRY SBLIŽOVACÍHO MODELU VD MORÁVKA.....	90
8.4.1	<i>Geometrie a volba náhradní oblasti</i> .....	90
8.4.2	<i>Okrajové a počáteční podmínky</i> .....	92



8.4.3	<i>Nastavení časového vývoje modelu chování</i> .....	92
8.4.4	<i>Vstupní parametry a jejich kalibrace</i> .....	93
8.4.5	<i>Zjednodušený postup modelování výstavby hráze</i> .....	96
8.5	POPIS ETAP MODELOVÉHO VÝPOČTU .....	96
8.6	VÝSTUPY Z PRVNÍ A DRUHÉ ETAPY NUMERICKÉHO MODELOVÉHO VÝZKUMU .....	97
8.6.1	<i>Výstupy z kalibrace hydraulické vodivosti materiálů hráze a podloží</i> .....	97
8.6.2	<i>Výstupy z kalibrace fyzikálně mechanických parametrů podloží</i> .....	97
8.7	VÝSTUPY TŘETÍ ETAPY A STANOVENÍ MEZNÍ HODNOTY SVISLÉHO POSUNU .....	99
8.8	SHRNUTÍ PŘÍPADOVÉ STUDIE VD MORÁVKA .....	102
<b>9.</b>	<b>ZÁVĚR</b> .....	<b>105</b>
<b>10.</b>	<b>PODKLADY</b> .....	<b>107</b>
10.1	LITERATURA .....	107
10.2	PUBLIKACE AUTORA .....	113
10.3	TECHNICKÉ NORMY .....	114
10.4	ZÁKONY, VYHLÁŠKY, NAŘÍZENÍ VLÁDY .....	114
10.5	OSTATNÍ PŘEDPISY .....	115
10.6	WEBOVÉ STRÁNKY .....	115
10.7	POUŽITÉ ZKRATKY .....	115
<b>11.</b>	<b>PŘÍLOHY PŘÍPADOVÉ STUDIE VD MORÁVKA</b> .....	<b>116</b>
<b>12.</b>	<b>VELIČINY A JEDNOTKY</b> .....	<b>117</b>
<b>13.</b>	<b>SEZNAM OBRÁZKŮ A TABULEK</b> .....	<b>120</b>

# 1. ÚVOD A CÍLE PRÁCE

## 1.1 Úvod do problematiky

Vývoj přístupu k vodním dílům (VD) směřuje k systematickému snižování rizik plynoucích z jejich provozu na společensky přijatelnou úroveň. Tento vývoj je společný pro VD různých kategorií, významů a funkcí. Obvykle se ale liší způsoby, jakým lze snížení rizik dosáhnout. Proto je požadováno pro významná VD (zejména I. a II. kategorie) provádět opatření, která zajistí bezpečnost při běžných situacích, za návrhových povodňových situací a také při souběhu nepříznivých situací či teoretických hydrologických extrémech. Hlavním, v současné době používaným prvkem, je dlouhodobý a kontinuální technickobezpečnostní dohled plně začleněný do provozu VD. Další vhodná opatření jsou například systematické zpracování a analýza poruch VD, dlouhodobé statistické zpracovávání měřených dat či obecně řízení rizik.

V právních předpisech je vymezeno, jakými náležitostmi se technickobezpečnostní dohled (TBD) řídí, jaké veličiny mají být sledovány, jak kategorizovat vodní díla dle potencionálních dopadů a jaké podmínky musí pověřená osoba provádějící TBD splňovat. Pro vykonávání TBD nad VD bývá zpravidla vypracován Projekt měření, ve kterém se navrhuje měřicí zařízení a Program TBD, dle kterého se provádění dohledu řídí. Těmto dokumentům by mělo předcházet vypracování prognózy sledovaných veličin, z níž jsou stanoveny mezní hodnoty pro tyto veličiny. Předpisy však nevymezují, jakým způsobem mají být stanoveny mezní či obecně limitní hodnoty sledovaných veličin, ani kdo tyto hodnoty stanoví. Pro sledování měřených veličin je v dnešní době používána řada automatizovaných postupů, do kterých může být začleněno zhodnocení a porovnání automatického měření s mezními hodnotami. Tento aspekt, důraz na zvyšování bezpečnosti VD a nutnost průběžné aktualizace mezních hodnot vedou ke snaze rozšířit možnosti, jak mezní hodnoty stanovit. Mají-li mezní hodnoty informovat o aktuálním chování hráze, o stavu a bezpečnosti, je potřebné pro jejich určení použít různých metod, které spolu s bohatými zkušenostmi hlavních pracovníků TBD riziko vzniku poruchy VD, respektive sypané hráze, minimalizují.

Chování sypaných hrází je ovlivněno především etapou jejich života a stavem, a je stejně jako měřené veličiny, časově závislé. Jiné chování můžeme očekávat při výstavbě, kdy dochází k primární konsolidaci, jiné při prvním plnění nádrže a jiné při dotvarování hráze v následujících desítkách let (sekundární konsolidace). Mění se také chování hrází při povodňovém stavu a během běžného provozu za měnících se klimatických podmínek. Modely, které se snaží postihnout toto chování v čase, nazýváme modely chování, obvykle jde o modelování sdruženého působení mechanických a hydraulických účinků v čase (sdružený hydromechanický model chování).

## **1.2 Cíle práce**

Cílem této doktorské práce je návrh postupu stanovení mezních hodnot posunů sledovaných v rámci TBD nad sypanými hrázemi s využitím metody dílčích součinitelů (dle metody mezních stavů). Práce navrhuje stanovení mezních hodnot posunů těles sypaných hrází VD, kde je systematicky prováděno měření. Práce se zaměřuje na sypané hráze s návodním plášťovým těsnicím prvkem. Součástí práce je případová studie pro VD Morávka, ve které jsou analyzována měřená data, a demonstrovány metody navržené pro stanovení mezních hodnot. Pro VD Morávka je proveden numerický modelový výzkum s použitím časově závislého modelu chování.

Pro možnost aplikace navrženého postupu zahrnuje tato práce citlivostní analýzu chování homogenní sypané hráze s použitím sdružené hydromechanické úlohy. Její závěry tak mohou sloužit pro interpretaci modelu chování, jehož využití se přepokládá v navrženém postupu stanovení mezních hodnot.

## 2. SOUČASNÝ STAV POZNÁNÍ V DANÉ PROBLEMATICE

### 2.1 *Poruchy, monitoring a technickobezpečnostní dohled vodních děl*

Systematický monitoring VD byl na území České Republiky ustanoven vyhláškou z roku 1975 [Vyhláška č. 62/1975 Sb.], která odrážela potřebu předcházet poruchám VD, které měly v řadě předcházejících případů katastrofální dopady, například Baldwin Hills (1963), Panshet (1961) [Saxena, Sharma 2005], na našem území například Pilská (1854) či Bílá Desná (1916) [Jandora, Říha, 2002]. Povinnost nezávislého monitoringu VD je od roku 2001 zakotvena přímo ve vodním zákoně [Zákon 254/2001 Sb.] a je blíže specifikována vyhláškou o provádění TBD [Vyhláška č. 471/2001 Sb.] a metodickým pokynem Ministerstva zemědělství (MZE) [č. 1/2010 č.j. 37380/3010–15000]. Ve vyhlášce [471/2001 Sb.] je popsán obsah Projektu měření a Program TBD, který obsahuje mezní hodnoty, není zde však přesně uvedeno, jakým způsobem se mají stanovit. Vodní zákon [Zákon 254/2001 Sb.] rozděluje VD z hlediska TBD do I. až IV. kategorie podle rizika ohrožení lidských životů a vzniklých škod. V dalších nařízeních je uvedeno, jaké veličiny se měří u jakých kategorií a jaké jsou nároky na pověřenou osobu provádějící TBD [Metodický pokyn MZE č.j. 30157/04–16300]. Mezní hodnoty mohou být stanoveny při návrhu projektantem na základě modelového výpočtu nebo hlavním pracovníkem TBD na základě statistických zpracování měřených hodnot, analogie, výpočtů stability apod. U VD s nižším rizikem vzniku škody mohou být odvozeny na základě analogie a zkušeností. Analýza poruch sypaných hrází je jedním z podkladů pro vymezení měřených veličin a stanovení jejich mezních hodnot. První seznam poruch byl mezinárodním přehradním výborem (ICOLD) publikován v roce 1974 a uváděl poruchy na 202 vodních dílech [Fry et al., 2004]. Databáze byla zaměřena na velké přehradní hráze definované výškou nad 15 m, popřípadě výškou 10 až 15 m za podmínky délky koruny hráze větší než 500 m, objemu nádrže nad  $10^6 \text{ m}^3$  nebo maximálního odtoku většího než  $2000 \text{ m}^3/\text{s}$ , navíc byly evidovány poruchy VD s neobvyklým řešením [Foster et al., 2000]. V současné době je nerozsáhlejší registr poruch spravován ICOLD a pravidelně aktualizován [Fry et al., 2012], [International Commission on Large Dams, 1964]. Je primárně zaměřen na velké přehrady, proto o menších poruchách s lokálním významem mnoho údajů neexistuje. Nejzávažnější poruchy na přehradách ČR uvádí například [Broža et al., 1987], [Votruba, Heřman, 1993]. Souhrn problematiky poruch a jiných rizikových situací vzniklých na přehradách nabízí studie zpracovaná v rámci projektu GAČR [Šimek, 2000].

## **2.2 Souhrn historie technickobezpečnostního dohledu v ČR**

První soustavný dohled byl zahájen v letech 1936 na VD Vranov. Další nově vznikající VD byla vybavena měřicími zařízeními, která jsou již běžnou součástí všech nových přehrad [Kratochvíl, 1961]. Prvním právním dokumentem vymezujícím měření a pozorování přehrad byla směrnice 117/1955 s názvem Sběrka instrukcí pro pracovníky investiční výstavby [Říha, 2010]. Pojem TBD, jak je používán dnes, byl poprvé vymezen zákonem České národní rady o státní správě ve vodním hospodářství [Zákon 130/1974 Sb.] a povinnost jej provádět byla zavedena zákonem o vodách v roce 1973 [Zákon 138/1973 Sb.]. TBD byl dále specifikován vyhláškou č. 62/1975 Sb. Sb., která je předchůdkyní současně platné vyhlášky o TBD [Vyhláška č. 62/1975 Sb.].

Dokumenty z let 1973 a 1975 obsahovaly některé současně platné principy, například zavedení nezávislé organizace zodpovědné za dohled na významných VD, povinnost vypracovat manipulační řád, či dělení vodních děl na kategorie z hlediska TBD. Kategorizace rozděluje VD podle rizika ohrožení lidských životů, možných škod na majetku v přilehlém území a ztrát či omezení funkcí a užitků ve veřejném zájmu [Zákon 254/2001 Sb.]. Zařazení VD do dané kategorie provádí vodoprávní úřad dle posudku, ve kterém je bodově vyhodnocen celkový potenciál škod. [Metodický pokyn MZE č. 1/2010].

## **2.3 Vývoj modelů popisujících chování zemin**

Výpočty stability sypaných přehrad se provádí již desítky let [Broža et al., 1987], [Kratochvíl, Leitner, 1979]. Historicky starší přístup využívající silovou, respektive momentovou, rovnováhu řadíme do kategorie tzv. metod mezní rovnováhy. Jako první tuto metodu publikoval Petterson [1955]. Další vývoj metod mezní rovnováhy dokumentují například Krahn [2013] či [Cheng et al., 2007], kteří uvádějí rozšíření postupu o síly působící mezi jednotlivými proužky zeminy a o princip efektivních parametrů smykové pevnosti. Nejčastěji používané metody jsou popsány a hodnoceny v pracích [Terzaghi et al., 1996] a [Duncan, Wright, 2005]. Tyto metody se stále běžně využívají.

Modelování chování zemin založené na řešení numerickou metodou konečných prvků se vyvíjelo současně s výpočetní technikou a rostoucí znalostí v oblasti mechaniky zemin, například teorie totálního a efektivního napětí [Terzaghi et al., 1996]. Matematický model, který popisuje prostředí zeminy vystavené hydraulickému působení, byl v druhé polovině sedmdesátých let formulován autory Zienkiewicz a Godbole [1974], či Kratochvíl a Leitner [1979]. V těchto modelech většinou nebylo propojení vlivu proudění podzemní vody vyjádřeno maticí sacího tlaku a předpokládalo se tak plné nasycení zeminy vodou [Sheng, Zhou, 2011]. Od devadesátých let dvacátého století jsou už vytvářeny modely chování zemin, ve kterých je zohledněn stupeň nasycení. První takový model publikovali Alonso, Josa, Gens [1990]. Následující práce, například [Wheeler, 1996], se věnovaly

vzájemnému propojení mechanických a hydraulických vlastností zemin, kompletní model publikoval například Vaunat [2000]. V publikacích [Gallipoli et al., 2003], [Wheeler et al., 2003] a dalších byl vliv částečného nasycení zeminy na její mechanické vlastnosti dále prohlubován. Celkový pohled na vývoj analýzy stability svahů a hrází od konce 19. století nalezneme například v článku [Fry et al., 1996]. Autoři vidí budoucnost modelování sypaných hrází například v zohlednění vlastností trojfázového prostředí (modelování nenasycené zóny).

Fyzikálně mechanické vlastnosti zemin pro materiálové modely lze porovnat s obecnými charakteristikami zemin pro inženýrské účely [Terzaghi et al., 1996], [Fredlund, Rahardjo, 1993] a [Šimek et al., 1990]. Informace o metodách jejich stanovení a vzájemných korelacích jsou dostupné například z [Terzaghi et al., 1996] či [Kulhawy, Mane, 1990].

## **2.4 Zhodnocení dostupných podkladů a literatury**

Řada současných publikací věnujících se dané problematice (kapitola 2.1 a 2.2) řeší modelování sypaných hrází. Jsou předkládány časově závislé úlohy i úlohy při neustálených okrajových podmínkách proudění. Často je uvažováno částečně nasycené vícefázové prostředí (proudění v nenasycené zóně). Jedním ze základních materiálových modelů, který připouští porušení modelovaného materiálu, je elasto-plastický materiálový model, Costa a Alonso [2009] či Rashidi et al. [2018] uvádí jeho použití pro modely sypaných hrází. Běžně jsou na sypané hráze aplikovány pokročilé modely chování zemin, jde převážně o studie jednotlivých VD. V některých aplikacích byl model chování sypaných hrází rozšířen o creepové chování [Doležalová et al., 2005], [Karstunen, Yin, 2010]. Základy elasticko vazkoplastických modelů, na kterých staví další autoři, byly publikovány Perzynou [1966]. Mezi další pokročilé materiálové modely patří hypoplastický model [Mašín, Herle, 2005] použitý například pro posouzení vlivu nasákavosti rockfilové hráze [Bauer et al., 2010].

Většina významných sypaných hrází na našem území byla navrhována a realizována mezi lety 1960 a 1997 a také literatura z tohoto období je zaměřena na návrh sypaných hrází [Broža et al., 1987], [Kratochvíl, 1961]. Sypané hráze na našem území jsou navrženy dle původně platných norem, například ČSN 73 6850 Sypané hráze z roku 1968, její úprava z roku 1975 a ČSN 73 6814 Navrhování přehrad z roku 1973. V současnosti se používají k hodnocení sypaných hrází metody dle mezních stavů definovaných dle Eurokódu [ČSN EN 1990], popřípadě také starší metody využívající stupeň bezpečnosti. Návrhu nových sypaných hrází se věnuje Eurokód 7 [ČSN EN 1997-1] či nová norma Sypané hráze [ČSN 75 2310] a Navrhování přehrad [ČSN 75 2340].

S útlumem výstavby sypaných přehrad a přehrad obecně po r. 1990 se literatura orientuje především na analýzu poruch hrází a v dnešní době je zaměřena na provoz, monitoring, popřípadě

na stavební úpravy stávajících sypaných hrází (viz kapitola 2.1.). Obdobný vývoj je patrný i u bulletinů ICOLD [1995] a později ICOLD [2009], ICOLD [2012] a také u zahraniční literatury. Souhrnně popisuje provoz, opravy, rekonstrukce a postup nutný pro výstavbu nových hrází [Český přehradní výbor, 2011]. U současné literatury je patrná také orientace na sypané hráze malých vodní nádrží, ochranných hrází či suchých nádrží, například [Říha, 2010].

### 3. VYMEZENÍ POJMŮ V TECHNICKOBEZPEČNOSTNÍM DOHLEDU

#### 3.1 *Obecné definice*

V této kapitole jsou vymezeny pojmy vztahující se k technickobezpečnostnímu dohledu. Technickobezpečnostní dohled nad vodními díly (TBD) je zjišťování technického stavu VD z hlediska bezpečnosti, stability a vzniku možných příčin poruch VD. Provádí se zejména pozorováním, měřením posunů a průsaků a vyhodnocením zjištěných výsledků ve vztahu k předem určeným hodnotám [zákon 254/2001:2010 Sb.]. Bezpečnost je vlastnost vodního díla „neohrožovat lidské zdraví nebo životní prostředí při plnění předepsané funkce po stanovenou dobu a za stanovených podmínek“ [Votruba, Heřman, 1993, p. 33]. Porucha nastává při přechodu VD z provozuschopného stavu do poruchového, je-li VD „schopno plnit všechny požadované funkce a udržuje hodnoty svých parametrů v předepsaných mezích, nachází se v provozuschopném stavu“ [Votruba, Heřman, 1993, p. 33]. Parametry VD či obecně objektu popisují technické, ekonomické a provozní vlastnosti VD, porucha je prokazatelné odchylení parametru nebo více parametrů z předepsaných hodnot. Votruba a Heřman [1993] ve své definici termín upřesňují výrazem parametrická porucha.

#### 3.1.1 *Definice limitních hodnot technickobezpečnostního dohledu*

Ve vyhlášce o provádění TBD [Vyhláška č. 471/2001 Sb.] jsou definovány celkem tři typy limitních hodnot (mez bdělosti, mezní hodnota a kritická hodnota) sloužící při TBD určených VD. Určené VD je dílo určené vodoprávním úřadem, pro jehož vlastníka byla dle vodního zákona stanovena povinnost provádět TBD. Vymezení VD podléhajících TBD uvádí vyhláška č. 471/2001 Sb.

Veličiny měřené v rámci TBD jsou bezprostředně porovnávány se všemi třemi limitními hodnotami. První je mez bdělosti sloužící jako informativní kritérium před dosažením a překročením ostatních mezí. Stanovuje se obvykle na základě statistického zpracování hodnot měřených veličin a stavu VD. Mezní hodnota je předem stanovená limitní hodnota veličiny popisující jevy a skutečnosti, popřípadě jejich časové vývoje pro zvolený zatěžovací stav [Vyhláška č. 471/2001 Sb.]. Třetí limitní hodnota je kritická hodnota, která signalizuje stav ohrožení bezpečnosti vodního díla.

Meze bezpečnosti a mezní hodnoty musí být dle §7, odstavce 2 vyhlášky č. 471/2001 Sb. vymezeny v programu TBD a na jejich dosažení či překročení je vázána povinnost obsluhy VD (vlastník či, při výstavbě, stavebník) neprodleně informovat fyzickou osobu odpovědnou za dohled a hlavního pracovníka odborně způsobilé organizace pověřené MZE. Dosažení a překročení mezní hodnoty některé ze sledovaných veličin v rámci TBD je také uvedeno ve vodním v zákoně [Zákon



254/2001:2010 Sb.] ve vztahu ke zvláštní povodni. Dle §70 je vyhlášen první stupeň povodňové aktivity na VD při dosažení mezní hodnoty a druhý stupeň při překročení mezní hodnoty. Dle povodňových plánů jsou po vyhlášení daného povodňového stavu provedena předepsaná opatření (například zajištění informací, zabezpečovací práce) a jsou aktivizovány povodňové orgány případně orgány krizového řízení dle krizového zákona [zákon 240/2000 Sb.].

Mezní hodnoty lze popsat jako hodnoty příslušných veličin, stanovených tak, aby bezpečnost konstrukce odpovídala podmínce mezního stavu. Je-li měřená hodnota veličiny rovna příslušné mezní hodnotě lze popsat stav na VD jako situaci kdy je čerpána bezpečnost konstrukce daná podmínkou mezního stavu. Například při návrhu konstrukce dle mezních stavů jde o bilanci zatížení a odporu konstrukce vyjádřených v charakteristických hodnotách. Při překročení mezních hodnot posunů sypaná hráz začíná čerpat bezpečnostní rezervu například v odolnosti materiálu. Po dosažení kritické hodnoty může dojít ke vzniku některé z definovaných poruch. V případě dosažení kritické hodnoty posunů může dojít například k usmýknutí podél smykové plochy, v případě lokální poruchy k lokálnímu překročení odolnosti konstrukce a ke vzniku drobných trhlin na svahu sypané hráze.

Při stanovení mezních hodnot je také nutno zvážit riziko použití příliš konzervativní hodnoty, která může vyvolat neopodstatněnou aktivaci povodňových orgánů [Zákon 240/2000 Sb.]. Současně je třeba vzít v úvahu riziko stanovení mezní hodnoty, která podceňuje či podhodnocuje bezpečnostní rezervu, a tím neumožní včasné předejití vzniku poruchy na základě sledovaných veličin.

### **3.1.2 Členění sledovaných veličin v rámci technickobezpečnostního dohledu**

Veličiny sledované v rámci TBD určených VD jsou uvedené v § 5 a v příloze č. 2 vyhlášky o TBD nad vodními díly [Vyhláška č. 471/2001 Sb.]. Pro účely zpracování měřených dat jsou veličiny děleny do dvou skupin. První skupinou jsou provozní a povětrnostní poměry, které jsou potřebné pro vyhodnocení měření. Druhou skupinou jsou veličiny vztahené ke konkrétním jevům a přenesené k poruchám. Příkladem první skupiny jsou klimatické jevy, přítok a odtok do nádrže či hladina vody v nádrži, do druhé skupiny patří například sledování průsakového režimu, teplotního režimu, posunů geodetickými metodami či sledování náklonů [Glac, 2001]. Veličiny druhé skupiny, tzv. závislé veličiny, jsou vztahovány k provozním a povětrnostním poměrům, tzv. k nezávislým veličinám.

Rozsah měření, způsoby a metody měření, zaznamenávání veličin a četnost vyhodnocení jsou dány kategorii VD z hlediska TBD a podmínkami, které jsou dané návrhem VD.

### **3.2 Dosavadní přístup ke stanovení mezních hodnot**

Limitní hodnoty (mez bdělosti, mezní a kritická hodnota) nebývaly obvykle stanovovány na základě stabilitních výpočtů nebo na základě určení napětí a přetvoření [Sedláček et al., 2015]. Obvykle tak není využito metody mezních stavů ve smyslu Eurokódu [ČSN EN 1990]. Na základě

vyhlášky o TBD [Vyhláška č. 471/2001 Sb.] by měl být projektantem v rámci návrhu VD stanoven přehled mezních hodnot veličin ovlivňujících bezpečnost a stabilitu díla. Velmi zřídka jsou však tyto hodnoty v dnešní době k dispozici a je otázkou, zda jsou tyto hodnoty stanovené v období návrhu VD stále aktuální [Sedláček et al., 2015]. Ze srovnání jiných návrhových parametrů přehrad (návrhový průtok, mezní bezpečná hladina) vyplývá nutnost tyto hodnoty přizpůsobovat měnícím se požadavkům na bezpečnost a měnícímu se stavu hráze.

Stanovení kritických hodnot je odlišné, kritická hodnota se obvykle nestanovuje vůbec, popřípadě se stanoví při extrémní hydrologické situaci či při jiné mimořádné zatěžovací situaci [Sedláček et al., 2015]. Kritická hodnota bývá v programech TBD popsána slovně, avšak dle §7 odstavce 2 písmene h a i vyhlášky o TBD [Vyhláška č. 471/2001 Sb.] její uvedení není nutné, na rozdíl od mezní hodnoty a meze bdělosti.

Práce je dále zaměřena pouze na stanovení mezních hodnot a zbývajícím dvěma limitním hodnotám (mezi bdělosti a kritické hodnotě) se nevěnuje.

Pro stanovení mezních hodnot měřených veličin se v současné době využívá dvou přístupů. Prvním z nich je statistické vyhodnocení měřených veličin [Glac, 2014]. Mezní hodnota tak může vycházet například ze statistického zpracování měřené veličiny (regresní závislosti měřených veličin). Druhým přístupem je rozbor definovaného zatěžovacího stavu, pro který je mezní hodnota definovaná. Druhý postup je obvykle používán pouze pro stanovení některých mezních hodnot [Glac, 2014]. V prvním případě mohou být vyhodnoceny například relativní a absolutní hodnoty vertikálních či horizontálních posunů. Na základě zkušeností a analogie může být zhodnocen jejich vývoj a maximální historicky dosažená hodnota může být s určitou přidanou rezervou přijata jako mezní hodnota. V druhém případě metoda vychází z extrapolace vstupních hodnot, z nichž je odvozena mezní hodnota například pro mezní průsakové množství či mezní náklon při mezních vstupních parametrech jako například poloha hladiny v nádrži či rozdíl teplot v daném ročním období. Konkrétním příkladem může být stanovení mezní hodnoty v pozorovacím vrtu pro maximální hladinu v nádrži [Chalmovský et al., 2017].

Postupu stanovení mezních hodnot sledovaných při TBD se věnoval projekt Využití spolehlivostních metod při technickobezpečnostním dohledu nad vodními díly s ohledem na jejich bezpečnost v období globálních klimatických změn řešený v období 2014 až 2017. V rámci projektu byly mimo jiných odborných výstupů a článků vydány dvě certifikované metodiky [Říha, Špano et al., 2016] a [Hodák, 2017] a sbírka řešených příkladů [Říha et al., 2017]. Projekt je zaměřen na všechna určená VD. Pro sypané hráze je zpracováno hodnocení bezpečnosti dle mezního stavu (GEO), následné stanovení mezních hodnot posunů je zaměřeno na jiné mezní hodnoty nebo jiný typy určených VD.

### **3.3 Metoda dílčích součinitelů spolehlivosti**

#### **3.3.1 Spolehlivost konstrukcí**

Zavedením nových evropských norem - Eurokódů (například EC 0 [ČSN EN 1990] či EC 7 [ČSN EN 1997-1]) byl předchozí způsob navrhování dle dovolených namáhání nahrazen aplikací pravděpodobnostních metod teorie spolehlivosti. Votruba a Heřman [1993] uvádí dělení pravděpodobnostních metod dle mezinárodního výboru pro bezpečnost konstrukcí do čtyř úrovní. Dvě nejvyšší úrovně pracují s exaktním řešením pravděpodobnosti, kde vstupy i výstup (spolehlivost konstrukce) jsou vyjádřeny pravděpodobnostním rozdělením. Druhá nejnižší úroveň vyjadřuje míru spolehlivosti konstrukce indexem spolehlivosti, který je dán podílem střední hodnoty rezervy a střední kvadratické odchylky. Výstupem první třídy je spolehlivost vyjádřená deterministicky, ale charakteristiky zatížení i materiálu jsou definovány pravděpodobnostně [Votruba, Heřman, 1993]. Do první třídy patří metoda dílčích součinitelů spolehlivosti.

V teorii spolehlivosti definujeme podmínku spolehlivosti jako „matematické vyjádření vztahu mezi účinkem zatížení na konstrukci a přípustnou hodnotou tohoto účinku definovanou v normách pro navrhování“ [Votruba, Heřman, 1993, p. 281]. V rámci Eurokódů [ČSN EN 1990], [ČSN EN 1997-1] je pak podmínka spolehlivosti podmínkou mezního stavu únosnosti či mezního stavu použitelnosti.

Návrh konstrukce dle mezních stavů musí být ověřen výpočtem založeným na modelu odolnosti a zatížení použitím metody dílčích součinitelů, alternativně lze použít metody založené na pravděpodobnostních metodách [ČSN EN 1990].

#### **3.3.2 Princip metody dílčích součinitelů**

Principem metody je cílené posílení nepříznivých účinků zatížení a, na druhé straně, oslabení odolnosti konstrukce s ohledem na příslušné nejistoty [Říha, Špano et al., 2016]. Pro geotechnické konstrukce jsou obvykle používány dílčí součinitele zatížení nebo účinků zatížení, dílčí součinitele parametrů zemin a dílčí součinitele únosnosti [ČSN EN 1997-1, příloha A]. Pravidla pro aplikaci dílčích součinitelů spolehlivosti jsou dána pro geotechnické konstrukce (kam řadíme sypané hráze) pomocí návrhových přístupů. Eurokód pro geotechnické stavby [ČSN EN 1997-1] uvádí tři návrhové přístupy, jejich použití pro hodnocení sypané hráze je popsáno v kapitole 4.8. Názorné použití metody dílčích součinitelů a přehled základních součinitelů uvádí metodika Hodnocení bezpečnosti určených vodních děl metodou mezních stavů [Říha, Špano et al., 2016].

Pro zohlednění společenského a ekonomického významu je používán součinitel významu. Votruba a Heřman [1993] uvádí, že pro všechny vodohospodářské objekty je dle významu součinitel významu roven 1,0 a pro významné objekty (přehrady) větší než 1,0. Doporučené minimální

hodnoty toho součinitele na základě kategorie VD z hlediska technickobezpečnostního dohledu uvádí metodika [Říha, Špano et al., 2016].

Návrhové hodnoty účinků zatížení a odolnosti jsou v normách označeny indexem d. Návrhové hodnoty jsou získány přenásobením charakteristických hodnot dílčími součiniteli spolehlivosti vyjadřujícími nejistoty. Charakteristické hodnoty jsou v normách označeny indexem k.

### **3.3.3 Kombinace zatížení v metodě dílčích součinitelů spolehlivosti**

Zatížení je v metodě dílčích součinitelů vyjádřeno pomocí charakteristických hodnot stálých a mimořádných zatížení a pomocí reprezentativních hodnot proměnných zatížení. Reprezentativní hodnota daného proměnného zatížení se získá přenásobením charakteristické hodnoty proměnného zatížení součinitelem kombinace. Součinitel kombinace se značí  $\psi_i$ . Obecně jsou definovány tři typy součinitele podle použití [ČSN EN 1990]. Součinitel  $\psi_0$  se používá pro proměnná zatížení při mezních stavech únosnosti, pokud uvažujeme jen proměnná a stálá zatížení. Využívá se také při nevratných mezních stavech použitelnosti. Součin  $\psi_0$  a proměnného zatížení se nazývá kombinační hodnota. Součinitel  $\psi_1$  se používá při mezních stavech únosnosti, pokud jsou současně uvažovány i mimořádná zatížení a při vratných mezních stavech použitelnosti. Součin zatížení se součinitelem  $\psi_1$  je hodnota častá. Součinitel  $\psi_2$  se využívá při ověřování mezních stavů únosnosti zahrnující mimořádná zatížení a při ověřování vratných mezních stavů použitelnosti. Součin s  $\psi_2$  a se nazývá kvazistálá hodnota a využívá se při výpočtech dlouhodobých účinků zatížení [ČSN EN 1990].

## 4. NAVRŽENÝ POSTUP STANOVENÍ MEZNÍCH HODNOT

Pro stanovení mezních hodnot posunů sledovaných v rámci TBD je použita metoda dílčích součinitelů. Postup je navržen obecně, ale je třeba uvažovat odlišnosti a specifika jednotlivých sypaných hrází. Postup se liší pro různé měřené veličiny, ke kterým se stanovují mezní hodnoty. Záleží nejen na použité podmínce mezního stavu, vycházející z analyzovaného způsobu porušení, ale i na způsobu určení členů podmínky.

Postup stanovení mezních hodnot posunů lze shrnout následujícím způsobem:

- I. zajištění a analýza podkladů o daném VD,
- II. vymezení návrhové situace,
- III. soupis a rozbor možných způsobů porušení,
- IV. vymezení mezních stavů na základě možných způsobů porušení,
- V. výběr stanovované mezní hodnoty veličin, měřených při TBD,
- VI. sestavení podmínky mezního stavu pro jednotlivé způsoby porušení,
- VII. identifikace zatížení,
- VIII. odvození veličin v podmínce mezního stavu,
- IX. stanovení dílčích součinitelů spolehlivosti,
- X. vyčíslení zatížení, použití modelu zatížení a modelu odolnosti,
- XI. sestavení modelu konstrukce - napjatosti a přetvoření,
- XII. kalibrace modelu na základě měřených dat,
- XIII. upravení modelu pro dosazení do podmínky mezního stavu či odvození mezní hodnoty,
- XIV. číselné vyjádření mezních hodnot měřených veličin s využitím podmínky mezního stavu,
- XV. srovnání mezní hodnoty odvozené z rovnice mezního stavu s hodnotami stanovenými jiným způsobem.

Princip určení mezních hodnot vychází z definice mezní hodnoty [Vyhláška č. 471/2001 Sb.] a z předpokladu, že konstrukce byla navržena s bezpečnostní rezervou, která odpovídá nejistotám vstupujícím do výpočtu při návrhu a s rezervou vzniklou hospodárným návrhem.

Tato kapitola se bude dále věnovat návrhovým situacím (4.1), přehledu teoreticky možných a zaznamenaných způsobů porušení (4.2), vymezení mezního stavu (4.3), omezení měřených veličin TBD na posuny (4.4), sestavení podmínky mezního stavu (4.5), zatížením (4.6), metodám používaným jako model zatížení a model odolnosti dle [ČSN EN 1997-1] (4.7), hodnotám dílčích součinitelů a návrhovým přístupům (4.8). Na konci kapitoly je postup shrnut (4.9). Model napjatosti a přetvoření sypané hráze je formulován v kapitole 5.

#### **4.1 Vymezení návrhové situace**

Použití principu mezních stavů je propojeno s návrhovými situacemi, každý mezní stav se musí vztahovat k návrhovým situacím. Návrhové situace jsou klasifikovány jako trvalá, dočasná, mimořádná, a z mimořádné je navíc vyčleněna seizmická. Při vymezení návrhové situace lze vyjít z etap, ve kterých se VD (v této práci sypaná přehrada) nachází. Počáteční etapou je výstavba sypané hráze, součástí další etapy je ověřovací provoz i první napuštění hráze. Dále jde o trvalý provoz, revize, rekonstrukce a opravy.

Trvalá návrhová situace se vztahuje k podmínkám běžného používání [ČSN EN 1990]. Používáme-li tuto návrhovou situaci pro sypanou hráz, uvažujeme hráz po ukončení ověřovacího provozu. Při této návrhové situaci vycházíme například pro určení hladiny v nádrži z popisu manipulace dané manipulačním řádem. Četnost měření (manuálního) se předpokládá méně častěji než při ověřovacím provozu. Tato návrhová situace je použita pro stanovení mezních hodnot posunů na stávajícím VD.

Dočasná návrhová situace se vztahuje k dočasným podmínkám, které mohou nastat, nebo se kterými se předem počítá, že nastanou, například při výstavbě, při opravách či při rekonstrukcích [ČSN EN 1990]. Jde především o situace, kdy je vodní dílo vypuštěné (před prvním napuštěním) nebo dojde k výraznému poklesu hladiny, například z důvodů rekonstrukce. Může jít také o stav, kdy část konstrukce není v provozu z důvodů revize či opravy (například jedna ze spodních výpustí). Dočasná návrhová situace se uvažuje pro určení mezních hodnot při výstavbě vodního díla, pro stávající VD má význam při úpravě mezních hodnot při opravách a rekonstrukcích.

Mimořádná návrhová situace se vztahuje k výjimečným podmínkám [ČSN EN 1990], které nastávají například tehdy, když na sypané hrázi došlo ke vzniku lokální poruchy a konstrukce je vystavena jejím následkům. Tato návrhová situace není v této práci dále rozvíjena.

Dle ČSN EN 1990 se má při návrhové situaci a stanovení zatížení brát ohled na návrhovou životnost konstrukce. Z pohledu extrémních hydrologických situací, podmínky, které nastanou na VD při příchodu návrhové povodňové vlny, jsou pro potřeby práce zařazeny do trvalé návrhové situace, podmínky při kontrolní povodňové vlně pak do mimořádné návrhové situace.

#### **4.2 Analýza možných způsobů porušení**

Jde-li o způsob porušení, při kterém VD přestává být bezpečné, tím, že začne ohrožovat lidské životy či životní prostředí, jde o poruchu globální (G) nebo také celkovou. Jde-li o porušení části VD bez ohrožení životů či životního prostředí, ale hrozí rozvoj této poruchy, klasifikujeme ji jako poruchu lokální (L) nebo také místní. Jde-li o poruchu, při které nedochází ke ztrátě bezpečnosti a ani se nepředpokládá její snížení, jde o poruchu použitelnosti (P). Mimo toto rozdělení lze poruchy

dále dělit dle závažnosti, rychlosti nástupu či vývoje a dle obecné příčiny. Dle [Votruba, Heřman, 1993] jsou poruchy děleny na způsobené při předprojektové přípravě, návrhu, výstavbě a vzniklé při provozu. Tato práce je především orientovaná na poruchy vzniklé při výstavbě a provozu, avšak i chyby v projektu, jako například volba nedostatečné velikosti návrhových parametrů, může být častou příčinou vzniku poruch.

#### 4.2.1 Formalizovaný přehled způsobů porušení

V následující tabulce (tabulka 4.1) je uveden formalizovaný seznam způsobů porušení pro sypané hráze s návodním těsnicím prvkem. Obecný seznam pro všechna určená vodní díla je uveden v [Říha, Špano et al., 2016], postup při jeho stanovení v [Adam, Vrubel, 2015].

**Tabulka 4.1 Formalizovaný seznam poruch sypaných hrází**

Poruchy/skupina		Detail poruchy	Následek
Usmýknutí	G	Souvislá smyková plocha prochází: <ul style="list-style-type: none"> <li>tělesem hráze,</li> <li>po základové spáře hráze,</li> <li>podložím hráze,</li> </ul>	Vytvoření smykové plochy a posun nezanedbatelné části vodního díla.
		<ul style="list-style-type: none"> <li>na svahu nádrže.</li> </ul>	Sesuv, přelití hráze.
Nadzvednutí	G	Nadzvednutí funkčních objektů, či částí těsnicích prvků hráze.	Strukturní poruchy, usmýknutí části konstrukce.
Prolomení	G/L	Prolomení nadložní vrstvy (desky) v důsledku vztlaku.	Vnitřní eroze.
Filtreační deformace (vnitřní eroze)	G	Souvislá privilegovaná průsaková cesta.	Propad konstrukce, ztráta stability.
	L	Sufoze/ztekucení, eroze.	Lokální výrony, výnos materiálu.
Povrchová eroze (přelití, srážky, vymílání)	G	Dlouhodobé přelévání, překročení odolnosti.	Úplná destrukce, eroze zavázání.
	L	Krátkodobé přelévání nízké intenzity.	Místní porušení svahu, koruny či zavázání.
Překročení pevnosti materiálu	L	Překročení pevnosti materiálu hráze/podloží.	Vznik trhlin.
Nepřípustná přetvoření	P	Posuny konstrukce, podloží a částí konstrukce (vzájemné posuny).	Porušení těsnicích prvků, zvýšené průsaky, snížení MBH.
Nadměrný průsak	P	Nadměrné průsaky hrází, podložím či okolo funkčních objektů.	Narušení vodní bilance nádrže, nemožnost napustit nádrž.
Porucha funkčních objektů	P	Ucpání či nefunkčnost spodních výpustí, bezpečnostního přelivu (led, plávi, sedimenty).	Přelití, zvláštní povodeň, omezení manipulace.
Degradace materiálů	P	Degradace injekční clony či těsnicího prvku hráze.	Zvyšování tlaků na základovou spáru, filtrační deformace hráze či podloží.
Degradace, stárnutí zařízení pro měření	P	Stárnutí vrtů, výstroje, zanášení potrubí, degradace a morální zastarávání měřicích zařízení, nefunkčnost, omezená funkčnost.	Obtížně vysvětlitelné trendy v měřených veličinách. Snížená reakce měřidel na změny.

Tabulka 4.1 byla sestavena pro lepší pochopení způsobů porušení sypaných hrází a jejich následný rozbor. Mechanismus porušení i veličiny měřené při TBD, které by měly předcházet

poruše, lze použít i pro jiné typy sypaných hrází (homogenní hráze, hráze se středním těsněním, ochranné hráze, hráze suchých nádrží, atd.).

Tato práce se bude především věnovat poruše usmýknutí podél smykové plochy, která prochází tělesem hráze, podložím či základovou spárou. Ostatní způsoby porušení jsou v práci pouze vymezeny.

## **4.2.2 Typy poruch sypaných hrází**

Tato kapitola se věnuje rozboru způsobů vybraných porušení uvedených v tabulce 4.1 se zaměřením na způsoby indikovatelné měření posunů.

### **4.2.2.1 Globální (celkové) poruchy**

Důležitou globální poruchou zaznamenanou měření je usmýknutí. Při ní dojde ke ztrátě stability polohy části hráze či podloží. Porušení nastává podél obecné smykové plochy, která může procházet hrází, podložím nebo hrází i podložím. Usmýknutí obvykle nastává na styku dvou materiálů, v místě vzniku lokálních poruch nebo v obecném místě s nižší smykovou pevností. Usmýknutí může být indikováno měření vodorovných či svislých posunů, popřípadě pomocí přírůstků posunů měřených například extenzometry. Indikátorem může být překročení mezní hodnoty posunů nebo jejich přírůstků. Svislé posuny měříme nejčastěji nivelací nebo pomocí deformetrů či výškoměrných krabic, vodorovné posuny je možné měřit například pomocí záměrné přímky, inklinometry, deformetry či trigonometrickým měřením. Vodorovný posun vyjádřený jako oddálení či přiblížení měřených bodů lze měřit laserovými metodami, například laserovým dálkoměrem.

### **4.2.2.2 Lokální (místní) poruchy**

Pokud je porucha včasné identifikována a není její rozvoj náhlý, jde zpravidla o poruchu lokální. Tyto poruchy mohou být spojeny například se vznikem drobných trhlin těsnicího pláště a následným možným rozvojem filtrační deformace, která může být doprovázena vyplavením materiálu hráze. Tento typ lokálních poruch může být indikován neobvykle vysokými posuny tělesa hráze, které nejsou v souladu s ostatními posuny, nebo jsou nad rámec očekávaných velikostí. Pravděpodobnost výskytu lokálních poruch mohou také zvýšit současně působící vnější vlivy jako například zvýšené srážky nebo zvýšená hladina vody v nádrži či podzemní vody v podloží hráze.

Do kategorie lokálních poruch s vazbou na měření posunů patří porušení vlivem překročení pevnosti materiálu hráze. Následkem pak může být vznik havarijních trhlin, které mohou vést k potrhání konstrukce. Příčinou potrhání konstrukce můžou být nadměrné posuny nebo nerovnoměrné sedání hráze či jednotlivých funkčních objektů. Příčinou může být konstrukční vada,



například v místě funkčních objektů či jiného zařízení hráze, nebo může být příčinou oslabení vlivem jiné místní poruchy, zásahem člověka či zvířete. Další příčinou může být také napouštění nádrže či neočekávaný vývoj pórových tlaků. Postupné oslabení pevnosti materiálu můžeme zachytit měřením posunů, například tyčovými extenzometry v případě únosnosti skalního podloží. Možnost výskytu poruchy může indikovat vývoj, který je místně odlišný od ostatních hodnot.

#### *4.2.2.3 Poruchy použitelnosti*

Významnou poruchou použitelnosti je porušení hráze vlivem nadměrného sedání. Vertikální posuny mohou způsobit lokální prosednutí hráze. Příkladem je snížení koruny hráze, které může ovlivnit hydraulickou zabezpečení VD při povodni.

Nadměrné sedání můžeme měřit například pomocí nivelace třídy přesnosti N1, popřípadě metodou hydrostatické nivelace. Nadměrné deformace v horizontálním směru můžeme měřit přesnou inklinometrií či pomocí měření kontrolních a nivelačních bodů (trigonometrie, záměrná přímka apod.). Celkové nadměrné přetvoření hráze můžeme měřit například extenzometry nebo výškoměrnými krabicemi.

Do kategorie poruch použitelnosti patří také poruchy funkčních objektů, respektive přetvoření funkčních objektů, kdy se například uzávěry vlivem posunů mohou stát částečně nebo úplně nefunkční. Obdobný případ jsou uzávěry na hrazených bezpečnostních přelivech. Můžou být také porušeny konstrukce procházejících hrází (drenážní chodby, injekční chodby, chodby spodních výpustí). Poruchy podélných konstrukcí hráze či těsnicích prvků mohou být způsobeny nadměrnými přetvořeními hráze či podloží, ale může jít také o samostatnou poruchu způsobenou nevhodným návrhem či překročením hodnot návrhových parametrů. Přetvoření těchto objektů můžeme měřit například na deformativních a klinometrických základnách nebo nivelačními body.

Pro identifikaci poruch všech typů je současně s měřením posunů důležitá také vazba na ostatní veličiny sledované při TBD a vizuální kontrola. Především poruchy lokální a poruchy použitelnosti může obsluha VD odhalit při pravidelných obchůzkách na VD a tím předejít vzniku globální poruchy.

### **4.3 Vymezení mezních stavů**

Pro určení mezních hodnot je uvažována skupina mezních stavů klasifikovaná dle [ČSN EN 1990] jako mezní stav únosnosti ULS. Některé mezní hodnoty mohou být určeny také na základě druhé skupiny mezních stavů použitelnosti SLS (například mezní bezpečná hladina v nádrži či nadměrný průsak hrází znemožňující její napuštění). Obecně mezní stav použitelnosti vyjadřuje vazbu především na správnou funkci konstrukce a tato práce se mu dále nevěnuje.

Z podrobněji vymezených způsobů porušení (kapitola 4.2.2) bude v kapitole 4.5 sestavena podmínka mezního stavu usmýknutí podél smykové plochy. Mezní stav usmýknutí vychází obecně z mezního stavu, ve kterém je pro únosnost významná smyková pevnost zeminy, popřípadě horniny [ČSN EN 1997–1]. Tento mezní stav je variantou mezního stavu vzniku vnitřní poruchy nebo nadměrné deformace (STR) a je označován GEO.

#### **4.4 Výběr stanovované veličin měřené při TBD**

Tato práce je zaměřena na svislou složku posunů hráze. Konkrétně na její maximální hodnotu v čase a její etapové přírůstky za zpravidla roční či dvouleté období. Přesnost měření svislých posunů je dána metodou a podmínkami při měření. Pro měření s třídou přesnosti N1 dle normy [ČSN 73 0405] jsou svislé posuny měřeny s přesností na milimetry až desetiny milimetru.

Hodnoty svislých posunů měřených nivelací slouží ke kalibraci modelu chování sypané hráze. Pro přesnější kalibraci modelu, ve kterém jsou zohledněny vzájemné vazby napětí a proudění pozemní vody, je vhodné před výpočtem sdružené úlohy modelovat samostatně úlohu proudění podzemní vody, a v ní kalibrovat parametry proudění, například hydraulickou vodivost. Pro kalibraci úlohy proudění podzemní vody využíváme zpravidla sledování hladiny podzemní vody pomocí pozorovacích vrtů, nebo v oblasti injekční clony pomocí tlakoměrných vrtů.

#### **4.5 Podmínka mezního stavu únosnosti**

Podmínky mezních stavů vyjadřují vztah mezi účinky zatížení a účinky odolnosti sypané hráze s ohledem na definované způsoby porušení (tabulka 4.1). Ve výkladu Eurokódu 7 [Frank et al., 2004] je uvedena podmínka mezního stavu GEO v tomto tvaru:

$$R_d \geq E_d, \quad (4.1)$$

kde  $R_d$  vyjadřuje celkovou odolnost hráze a  $E_d$  účinky zatížení. Pro případ celkové stability zemní konstrukce (sypané hráze), kdy uvažujeme způsob porušení usmýknutí po obecné smykové ploše, není v ČSN EN 1997–1 ani v jejich souvisejících podkladech [Frank et al., 2004], [Bond et al., 2013] definovaný jednotný postup aplikace metody mezních stavů. Popis použití vztahu (4.1) je v souvisejících podkladech uváděn obecně, aby bylo možné využít různé metody, kterých se při návrhu a posouzeních zemních konstrukcí využívá (kapitola 4.7).

Při použití metody konečných prvků nebývají vyčísleny odděleně odolnost a účinky zatížení, ale celková bezpečnost se vyjadřuje jednou hodnotou. Tato hodnota (faktor) může být nazývána součinitel předimenzování návrhu *ODF* (over–design factor) [Frank et. al., 2004] nebo stupeň mobilizace [Bond et al., 2013].

Pomocí součinitele  $ODF$ , který je vyčíslený na základě charakteristických a reprezentativních hodnot zatížení, je možné pro konkrétní návrhovou situaci sestavit podmínku mezního stavu:

$$ODF \geq \gamma_1 \cdot \frac{\gamma_{dst} \cdot \gamma_R}{\gamma_{stb}}, \quad (4.2)$$

kde  $\gamma_1$  je součinitel významu konstrukce, který má vazbu na společensky přijatelnou míru rizika plynoucího ze vzniku poruchy na této konstrukci. Dále  $\gamma_{dst}$  je dílčí součinitel vyjadřující nejistoty v určení destabilizujících účinků zatížení, v modelu zatížení a v geometrii konstrukce.  $\gamma_{stb}$  je dílčí součinitel vyjadřující nejistoty v určení stabilizujících účinků zatížení a v geometrii konstrukce.  $\gamma_R$  je součinitel modelu odolnosti konstrukce.

Ve vztahu (4.2) se předpokládá výpočet  $ODF$  před zavedením součinitelů spolehlivosti. Alternativně je možné součinitele zavést přímo do výpočtu, což některé komerční softwary umožňují, například GeoStudio či Plaxis. Tím se redukuje rovnice (4.2) na:

$$ODF_d \geq \gamma_1, \quad (4.3)$$

kde  $ODF_d$  je vypočten z modelu konstrukce, ve kterém jsou už vybrané dílčí součinitele uvedené v příloze B Eurokódu 7 [ČSN EN 1997-1] zavedeny.

#### 4.6 Popis vstupujícího zatížení

Obecně u sypaných hrází definujeme tyto stálá (<sup>G</sup>) a proměnná (<sup>Q</sup>) zatížení:

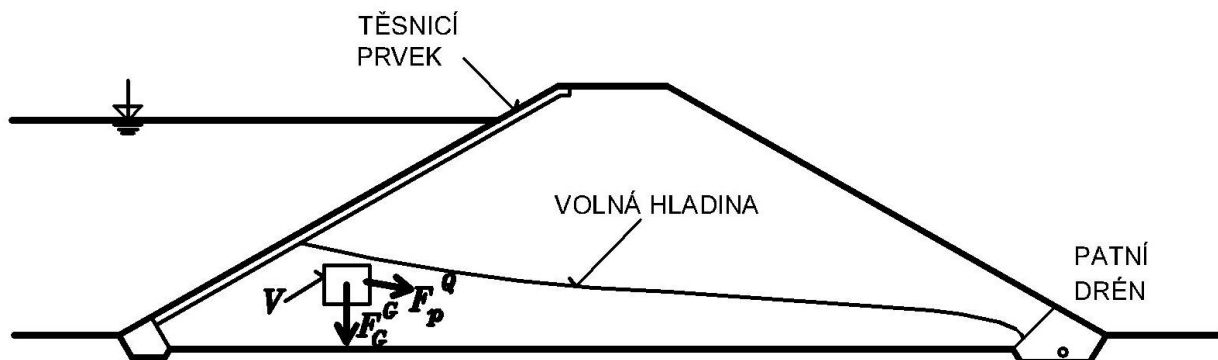
- vlastní tíha,
- zatížení vodou:
  - hydrostatický tlak,
  - tlak podzemní vody,
  - hydrodynamický tlak včetně účinků oscilačních vln,
- napětí v základové půdě,
- zatížení ledem,
- zatížení sněhem,
- zatížení objemovými změnami:
  - sekundární konsolidace (creep),
  - dotvarování,
  - smršťování (vysychání),
  - bobtnání (zvlhčení, chemické reakce),
- zatížení na povrchu konstrukce (specifická a užitná zatížení), [ČSN EN 1997-1], [Říha, Špano et al., 2016].

U sypaných hrází s návodním těsněním je uvažováno zatížení od vlastní tíhy  $F^G_G$ , které se stanoví na základě objemové hmotnosti použitého materiálu hráze. Dále je uvažován tlak vody v podloží a v tělese hráze (pórový tlak) vyjádřený objemovou silou vyvolanou rozdílem tlaků (gradientem) vody

v pórech  $F_p^Q$  a zatížení od dotvarování vyjádřené přetvořením  $\varepsilon^Q$ , které v případě, že není zanedbáno, doplňuje konstitutivní vztahy. Do výpočtu může být zařazeno zatížení od vlastní tíhy jiných částí sypané hráze (funkční objekty, injekční chodba apod.), či jiná užitná zatížení. Alternativně, v případě zanedbání propustnosti těsnicích prvků, je možné tlak vody v pórech nahradit hydrostatickými silami na jejich povrch.

Vlastní tíha  $F_G^G$  je stálé zatížení a uvažuje se ve všech návrhových situacích. Zatížení pórovým tlakem je uvažováno jako hlavní proměnné zatížení, tj. bez součinitele  $\Psi$ , a uvažuje se vždy při posouzení mezního stavu únosnosti. Zatížení od objemových změn, pokud není možné je zanedbat, má ve všech variantách součinitele kombinace  $\Psi_0 = \Psi_1 = \Psi_2 = 1,0$ . Ve vybraných návrhových situacích pro posouzení mezního stavu únosnosti budou kromě zatížení od vlastní tíhy a pórového tlaku uvažována zatížení od objemových změn. Toto přetvoření je odvozeno na základě teorie dotvarování, která se kromě betonových konstrukcí obdobně uvažuje i pro horniny a zeminy [FEDA, 1983].

Soupis působících sil na obrázku 4.1 vyjadřuje stálé zatížení od vlastní tíhy  $F_G^G$  a hlavní proměnné zatížení vyvolané gradientem tlaku vody v pórech  $F_p^Q$ . Tato zatížení uvažujeme ve všech trvalých návrhových situacích.



Obrázek 4.1 Výčet zatížení pro sypané hráze při trvalé návrhové situaci

#### 4.7 Aplikace Eurokódu pro numerický modelový výzkum sypané hráze

Celková stabilita sypaných hrází může být dle výkladu Eurokódu 7 pro geotechnické konstrukce [Frank et al., 2004] vyšetřována pomocí tří přístupů. Pomocí proužkových metod či klínových metod, kdy je modelově dělena konstrukce na části, u kterých se předpokládá, že se chovají jako tuhé těleso. Nevýhodou je předem omezený počet smykových ploch, kde je uvažováno, že může dojít k porušení. Druhou popsanou metodou je přímá analýza, u které můžeme vyjádřit přímo (analyticky) podmínku mezního stavu. Tato metoda je použitelná jen v některých zjednodušených

případech, například u kolmých výkopů (stabilita svislé pažící stěny) a řešení je také odvoditelné pro nekonečný svah [Bond et al., 2013]. Při obou těchto přístupech lze oddělit aktivní a pasivní síly (stabilizující a destabilizující zatížení), a samostatně je vyčíslit. Dílčí nejistoty lze v podmínce mezní rovnováhy přiřadit samostatně k odolnosti, materiálovým charakteristikám či k stabilizujícím a destabilizujícím účinkům zatížení. Řešení nevyžaduje výpočet napjatosti konstrukce a řešení konstitutivních vztahů.

Do třetí skupiny popsaných metod řadíme metody, kdy je řešena napjatost a přetvoření s využitím konstitutivních vztahů a řešení (algoritmus) zároveň zahrnuje podmínku porušení (nejčastěji Mohr–Coulombovou podmínku) [Frank et al., 2004]. Do této skupiny patří metoda konečných prvků, která je využívána v této práci. Metoda je popsána pro řešení napětí, přetvoření a posunů ve sdružené hydromechanické úloze (kapitola 5). Obdobně může být použita metoda konečných diferencí či metoda sítí. U této skupiny metod není nutné předem určit stabilizující a destabilizující složky zatížení. Výhoda těchto metod pro konstrukce, jako jsou například sypané hráze, je možnost vyjádření působících plošných a objemových sil v obecných směrech. Z tohoto důvodu je toto numerické řešení hojně využíváno.

Při aplikaci metody mezních stavů vycházíme z porovnání návrhových účinků zatížení  $E_d$  a návrhové odolnosti dané konstrukce  $R_d$ . Pro sypané hráze je možné je vyčíslit pomocí modelu zatížení a modelu odolnosti samostatně. Může být použit model pro dílčí výpočet (samostatný výpočet napětí či pórových tlaků), nebo může být použit celkový model jak pro výpočet zatížení tak odolnosti. Tento celkový model je v práci nazýván sdruženým modelem chování (zkráceně model chování). Možnost sloučení stabilizujících a destabilizujících účinků zmiňuje norma [ČSN EN 1997–1].

Použitým modelem chování je vyčíslena podmínka mezní rovnováhy (4.2) či (4.3) a současně jsou jím řešeny konstitutivní vztahy mezi napětím, přetvořením a posuny. Je tedy nutné, aby model popisoval pro danou návrhovou situaci a zatěžovací stav chování konstrukce s dostatečnou výstižností, především jde o dostatečně přesný výpočet přetvoření a posunů.

Základní lineárně elastický perfektně plastický model (lineárně pružný perfektně plastický model) může být použit pro návrh. Následně je vhodné jej doplnit složitějšími konstitutivními vztahy mezi napětím a přetvořením, například jde o zahrnutí creepového chování neboli vazkoplastického tečení materiálu (sekundární konsolidaci). Předpoklad tečení či ploužení může nastat u některých geotechnických konstrukcí či například u sypaných hrází s relativně tuhými návodními těsnicími prvky [Feda, 1983]. Popřípadě může být použit konstitutivní model uvažující zpevnění, nebo změkčení tuhosti konstrukce při zatěžování, například Hardening soil (HS) model [Schanz et al., 1999]. Takovéto modely při aplikaci vykazují částečně závislé posuny a přetvoření, které mohou

odpovídat reálným deformacím [Brinkgreve et al., 2014]. Další možností je vlastní doplnění konstitutivního vztahu pro konkrétní materiály založené na laboratorním výzkumu, jako například prosednutí rokfílu při nasycení vodou [Hayashi, 1975], či doplnění a zpřesnění modelu na základě výsledků měření in-situ a laboratorních zkoušek [Doležalová et al., 2005].

#### **4.8 Odvození dílčích součinitelů spolehlivosti**

Způsob, jakým se aplikují hodnoty součinitelů spolehlivosti pro konkrétní návrhovou situaci, určuje návrhový přístup [ČSN EN 1997-1]. Návrhový přístup stanovuje soubory dílčích součinitelů a kombinace zatížení. Hodnoty jednotlivých součinitelů jsou buď specifikovány obecnými normami, národními přílohami nebo metodikami. Stanovení součinitelů spolehlivosti může být provedeno také na základě pravděpodobnostního vyhodnocení souboru měření, popřípadě se stanoví odborným odhadem či analogicky na základě podobnosti s jiným typem konstrukcí.

Princip návrhových přístupů lze ukázat na prvním návrhovém přístupu, který uvádí, buď kombinaci, kde jsou součinitele přiřazeny k zatížení (stabilizující i destabilizující účinky vlastní tíhy, účinky prodění podzemní vody, apod.), nebo pro pevnostní parametry zeminy (například úhel vnitřního tření) a současně k destabilizujícím proměnným zatížením. Variantu přiřazení nejistot k vlastnostem materiálu je spíše vhodné použít při návrhu nové konstrukce, kdy jsou reprezentativní hodnoty stanoveny laboratorně a nejsou kalibrovány.

V druhém návrhovém přístupu se součinitele přiřazují k zatížení a celkově k odolnosti konstrukce součinitelem  $\gamma_R$ . Třetí návrhový přístup je pro mezní stav GEO vymezený v kapitole 4.3, je totožný s prvním návrhovým přístupem. Některé kombinace součinitelů a souborů zatížení vedou na nevhodný návrh, a proto ČSN EN 1990 uvádí doporučené varianty [Říha, Špano et al., 2016].

Společenský význam konstrukce je vyjádřen pomocí součinitele významu  $\gamma_I$ . Součinitel může být uvažován v rozsahu 1,25 až 1,0 dle kategorie VD z hlediska TBD [Metodický pokyn MZE č. 1/2010], [Říha, Špano et al., 2016]. Rozmezí je uvedeno pro VD první až čtvrté kategorie, u které se předpokládá nejvyšší součinitel.

Pro konstrukci, či část konstrukce, kde došlo v minulosti k lokální poruše, můžeme použít mimořádnou návrhovou situaci a redukovat tak jednotlivé dílčí součinitele.

#### **4.9 Postup odvození mezní hodnoty z modelu chování sypané hráze**

V této části je popsána vazba chování konstrukce a princip, jakým bude pro vyjádření mezního stavu stability sypané hráze využit kalibrovaný model konstrukce. V případě určení mezní hodnoty je nutné propojení stability nejen s napětím v konstrukci, ale také s posuny. Toto nabízí model konstrukce, který je doplněný například o metodu redukce parametrů smykové pevnosti. Výsledkem této metody je faktor *ODF* použitý v podmínkách (4.2) a (4.3). Faktor *ODF* můžeme definovat jako

číslo, kterým dělíme parametry smykové pevnosti za splnění podmínky rovnováhy a podmínky porušení. Podmínkou porušení v modelu konstrukce může být například podmínka plasticity. Způsobům vyjádření stability dle Eurokódů se věnuje kapitola 4.7, metoda redukce parametrů smykové pevnosti je definována v kapitole 5.7, podmínka plasticity v kapitole 5.4.5.

Aplikace metody dílčích součinitelů v modelu konstrukce může být například využití vhodného softwarového produktu s možností zadání součinitelů nebo výběrem návrhového přístupu, který aplikuje součinitele pouze na materiálové charakteristiky, které jsou vstupy modelu. Následně může být vypočten faktor  $ODF_d$  ve zvoleném čase (časech) z intervalu od výstavby do předpokládaného konce životnosti konstrukce pro určenou návrhovou situaci. Měl by splňovat podmínku (4.3).

Do této chvíle postup odpovídá postupu hodnocení bezpečnosti sypané hráze metodou mezních stavů pomocí metody konečných prvků a metody redukce parametrů smykové pevnosti. Nastane-li rovnost podmínky (4.3), můžeme posuny vypočtené z modelu chování považovat za mezní hodnoty.

Pokud platí, že  $ODF$  vypočtený redukcí parametrů smykové pevnosti je větší než  $\gamma_I$  (v případě 4.3), je třeba přidat další krok výpočtu. Konstrukce obsahuje rezervu a její posuny jsou dovolené.

Zpracované a vyjádřené celkové posuny konstrukce mají určitý průběh v čase. Lze předpokládat, že posuny při mezním stavu budou mít obdobný průběh, ale s vyšší hodnotou posunů. Dalším krokem výpočtu mezní hodnoty je výpočet druhého modelu, jehož výsledkem budou posuny s průběhem odpovídajícím předchozímu výpočtu. Pro odvození mezní hodnoty jsou tedy třeba dva modely konstrukce, první bude splňovat rovnost podmínky  $ODF_d > \gamma_I$  (4.3) a druhý model je výsledkem úpravy pouze parametrů smykové pevnosti a přetvárných charakteristik. Je získán iteračním způsobem, při kterém je faktor  $OFD$  přibližován požadované hodnotě, při které nastává rovnost podmínky  $ODF_d = \gamma_I$ . Předpoklad úpravy hodnot vstupních parametrů modelu byl přijat na základě zjednodušení procesu, který teoreticky nastává při porušení sypané hráze. Snížení odolnosti proti usmýknutí teoreticky zavádí materiál s oslabenou únosností, a proto byl použit model s nižšími hodnotami přetvárných parametrů. Průběh procesu porušení usmýknutím, respektive oslabení únosnosti, není v práci dále rozvíjen.

Při snížení vstupních parametrů je třeba dbát na meze, ve kterých se dle zatřídění materiálu mohou pohybovat jejich hodnoty [ČSN EN ISO 14688-2], [ČSN 72 1006], [ČSN 75 2410]. Současně je třeba vzít v úvahu jejich vzájemné korelace získané na základě geotechnických zkoušek a testování.

## 5. FORMULACE ÚLOHY NAPJATOSTI A PŘETVOŘENÍ SYPANÉ HRÁZE

### 5.1 *Popis modelovaného prostředí*

Formulací úlohy napjatosti a přetvoření sypané hráze rozumíme modelový popis obecné prostorové konstrukce ze soudržného a/nebo nesoudržného zemního materiálu na zemním či skalním podloží. Prostředí hráze je obecně tvořeno více fázemi, mimo pevnou fázi tvořenou zrny zeminy obsahuje kapalnou fázi (vodu) a plynou fázi, obě vyplňují póry zeminy. Jednotlivé fáze prostředí jsou deformovatelné a jejich fyzikálně mechanické vlastnosti jsou ovlivněny jejich stavem (například tlakem, teplotou). Chování jednotlivých fází je vzájemně propojeno, se změnou stavu jedné se mění stav ostatních. Z mikroskopického měřítko zrna písků a šterků nejsou spojitě vyplněná, respektive obsahují také drobné mikropóry.

Pro výše popsané prostředí jsou v následující kapitole přijaty nutné zjednodušující předpoklady a sestaven koncepční model, který prostředí popisuje základními veličinami.

### 5.2 *Koncepční model sdružené úlohy napětí, přetvoření a posunů*

#### 5.2.1 *Základní zjednodušující předpoklady*

Předpokládá se, že póry zeminy jsou spojitě vyplněny vodou, která je uvažována jako nedeformovatelná a spolu s pevnými částicemi tvoří spojitě prostředí. Prostředí se předpokládá spojitě i v případě velkých deformací. Je tak splněna podmínka kompatibility pro složky přetvoření [Brdička, 1959]. Analýza se zaměřuje pouze na kapalnou a pevnou fázi, ale nepředpokládá se podmínka plné saturace pórů vodou, v zóně nasycení se uvažuje s kladným pórovým tlakem, nad volnou hladinou v tělese hráze pak se zápornými (sacími) tlaky. Předpoklad dvou fází je obdobný jako předpoklad, že se plynná a pevná fáze pohybují stejnou rychlostí [Kratochvíl, Leitner 1979].

Vztahy mezi napětím a přetvořením, tj. konstitutivní vztahy, jsou obecně založeny na fyzikálním a chemickém složení a na krystalické struktuře materiálu. Z toho vyplývá odlišnost vztahů pro materiály různého skupenství a tedy předpoklad různých mechanických vlastností přijatých pro kapalnou fázi (vodu) a pro pevné částice [Brdička, 1959]. Konstitutivní vztahy jsou v práci uvažovány pouze pro pevnou fázi.

Dále se uvažuje, že fyzikálně mechanické vlastnosti jsou nezávislé na teplotě. Proudění vody v pórech je pouze advektivní (nedochází k přestupu mezi jednotlivými fázemi).

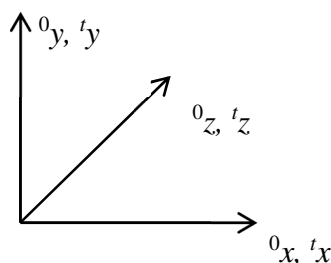
Posuny a přetvoření zeminy jsou vzájemně propojeny se změnou tlaku v pórech a tím i s prouděním podzemní vody. Hydraulické a mechanické působení je proto řešeno současně, respektive sdruženě v rámci jedné úlohy.



## 5.2.2 Souřadné systémy

Pro vyjádření složitějších úloh napětí, přetvoření a posunů je vhodné definovat si dva souřadné systémy. Prostorové souřadnice, nebo také Eulerovské či globální, popisují polohu tělesa v prostoru, tzn. vychází ze známé polohy deformovaného tělesa v čase  $t$ . Materiálové souřadnice, nebo také Lagrangeovské či lokální, popisují polohu bodů tělesa a vychází přitom ze známých počátečních souřadnic v čase  $t = 0$ . V počáteční nedeformované konfiguraci tělesa jsou obě definované souřadnice totožné [Němec et al., 2018].

Výčet neznámých je uveden v souřadném systému tak, aby odpovídal zavedené konvenci používané u softwarových produktů. Pro případ lineárních konstrukcí, mezi které se sypané hráze řadí, je vertikální osa označena  $y$ , příčný řez je veden ve směru osy  $x$  a podélný řez konstrukce je veden rovnoběžně s osou  $z$  viz obrázek 5.1.



Obrázek 5.1 Zavedení systému souřadných os

Souřadnice z obrázku 5.1 zapíšeme pomocí sloupcových vektorů:  ${}^t\mathbf{x} = ({}^tx, {}^ty, {}^tz)^T$  a  ${}^0\mathbf{x} = ({}^0x, {}^0y, {}^0z)^T$ .

## 5.2.3 Výčet neznámých veličin

Pro popis modelovaného prostředí sypané hráze jsou použita napětí a přetvoření ve formě tenzorů, kde  $\sigma_{ij}$  je tenzor napětí a  $\varepsilon_{ij}$  tenzor přetvoření. Tyto tenzory mají 9 složek a jsou definované podle svých transformačních vlastností [Okrouhlík et al., 1997], [Němec et al., 2018]. Přetvoření i napětí lze zapsat jako matice druhého řádu pomocí indexů  $i$  a  $j$ , nebo též jako vektor s neopakujícími se prvky. V této kapitole budeme vycházet z tenzorového zápisu.

$$\boldsymbol{\sigma} \equiv \sigma_{ij} = \begin{vmatrix} \sigma_{11} & \sigma_{12} & \sigma_{13} \\ \sigma_{21} & \sigma_{22} & \sigma_{23} \\ \sigma_{31} & \sigma_{32} & \sigma_{33} \end{vmatrix}, \quad (5.1)$$

$$\boldsymbol{\varepsilon} \equiv \varepsilon_{ij} = \begin{vmatrix} \varepsilon_{11} & \varepsilon_{12} & \varepsilon_{13} \\ \varepsilon_{21} & \varepsilon_{22} & \varepsilon_{23} \\ \varepsilon_{31} & \varepsilon_{32} & \varepsilon_{33} \end{vmatrix}, \quad (5.2)$$

[Okrouhlík et al., 1997], [Brdička, 1959], [Němec et al., 2018].

Oba tenzory jsou symetrické, důkaz symetričnosti  $\sigma_{ij} = \sigma_{ji}$  uvádí například Brdička [1959]. Složky tenzoru přetvoření ve vztahu (5.2) mají fyzikální význam. Složky na hlavní diagonále vyjadřují objemové přetvoření, složky nad a pod hlavní diagonálou smyková přetvoření.

Neznámé hodnoty posunů vyjádřené jako vektor, nebo také tenzor prvního řádu, můžeme zapsat následovně:

$$\mathbf{u} = u_i = \begin{pmatrix} u_x \\ u_y \\ u_z \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} u_1 \\ u_2 \\ u_3 \end{pmatrix}, \quad (5.3)$$

V mechanice kontinua je obecný předpoklad, že posunutí je funkcí souřadnic a času  $\mathbf{u} = ({}^0\mathbf{x}, t)$ , kde  $t$  je čas a  ${}^0\mathbf{x}$  je vektor lokálních (Lagrangeovských) souřadnic.

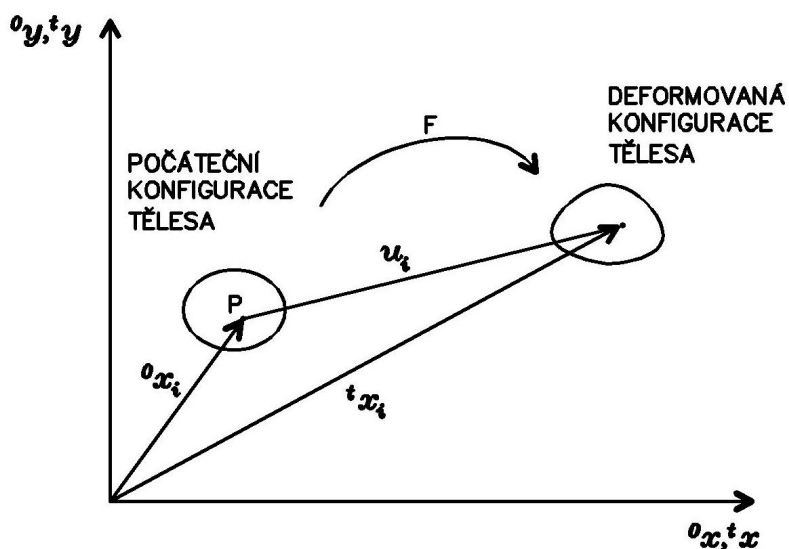
Pro zápis tenzorů (například v rovnicích 5.1 až 5.3) je použit způsob pomocí indexů, kde indexy nabývají hodnot 1, 2 a 3, popřípadě zápis pomocí tučných písmen bez indexů. Počet indexů vyjadřuje řád tenzoru, drží-li se konvence vektorového součinu, je použito i jiných indexů mimo  $i$  a  $j$ . Poslední neznámou v úloze napjatosti a přetvoření sypané hráze je tlak vody v pórech  $p_w$  (pórový tlak).

$$p_{w,i} = p_w \delta_i = \begin{pmatrix} p_w \\ p_w \\ p_w \end{pmatrix}, \quad (5.4)$$

Pórový tlak je ve formulované úloze také funkcí času a souřadnic:  $p_w = p_w ({}^0\mathbf{x}, t)$ .

### 5.3 Základní pojmy a vztahy

#### 5.3.1 Matematický zápis posunutí



Obrázek 5.2 Matematický zápis posunutí

Je-li počátek Lagrangeovských i Eulerovských souřadnic totožný (viz obrázek 5.2) můžeme posunutí tělesa (liniového elementu) vyjádřit vektorem posunutí  $\mathbf{u}$ , který je definovaný takto:

$$\mathbf{u}({}^t\mathbf{x}) = {}^t\mathbf{x} - {}^0\mathbf{x}, \quad (5.5)$$

[Němec et al., 2018] nebo

$$u_i(x_j) = {}^t x_i - {}^0 x_i, \quad (5.6)$$

[Brdička, 1959], kde  ${}^t\mathbf{x}$  respektive  ${}^t x_i$  je vektor Eulerovských souřadnic (alternativně značený  $\mathbf{x}$ ) a  ${}^0\mathbf{x}$  respektive  ${}^0 x_i$  vektor Lagrangeovských souřadnic (alternativně značený  $\mathbf{X}$ ). Vektor  $\mathbf{u}$  respektive  $u_i$  je vektor posunutí.

Vektor  ${}^t\mathbf{x}$  v tomto zápisu reprezentuje pohyb, který je obecně funkcí času  ${}^t\mathbf{x} = f({}^0\mathbf{x}, t)$ .

Rychlost pohybu pomocí Lagrangeovských (materiálových) souřadnic  ${}^t\mathbf{v}$  lze vyjádřit jako časovou derivaci polohy:

$${}^t\mathbf{v}({}^0\mathbf{x}, t) = \frac{\partial \mathbf{u}({}^0\mathbf{x}, t)}{\partial t} = \dot{\mathbf{u}}, \quad (5.7)$$

kde vektory  ${}^t\dot{\mathbf{u}}$  i  ${}^t\mathbf{v}$  vyjadřují rychlost změny polohy zkoumaného kontinua.

Zápis proměnné jako derivaci podle času (5.7), lze zjednodušit tečkou nad proměnnou, respektive tečkou nad vektorem či nad maticí. Tento zápis bude použit i dále.

### 5.3.2 Deformační gradient

Při formulaci úlohy napjatosti přetvoření a posunutí je uvažována nejen vzájemná protažení dvou sousedních nekonečně blízkých bodů tělesa, ale také posun těchto bodů v prostoru, otočení těchto bodů, zkosení a jiné složitější změny vztahu dvou bodů. V mechanice kontinua je jejich změna obvykle popsána pomocí deformačního gradientu  $\mathbf{F}$  respektive  $F_{ij}$ . Jeho jednoduché příklady včetně obrázků deformovaných těles uvádí například publikace [Brdička, 1959], [Okrouhlík et al., 1997], [Němec et al., 2018].

Ve vztazích (5.5) až (5.7) jsou použity Lagrangeovské i Eulerovské souřadnice zapsané ve formě vektorů, či obecně tenzorů prvního řádu. Vlastností tenzorů je přechod z jedné soustavy souřadnic do druhé pomocí transformačních vztahů. Pro tenzory  ${}^0\mathbf{x}$  a  ${}^t\mathbf{x}$  odpovídá transformační matice deformačnímu gradientu:

$${}^t\mathbf{x} = \mathbf{F} \cdot {}^0\mathbf{x}, \quad (5.8)$$

respektive

$${}^t x_i = \frac{\partial {}^t x_i}{\partial {}^0 x_j} {}^0 x_j, \quad (5.9)$$

kde  $'\mathbf{x}$  je vektor Eulerovských souřadnic,  ${}^0\mathbf{x}$  je vektor Lagrangeovských souřadnic a  $\mathbf{F}$  deformační gradient, který se rovná:

$$F_{ij} = \frac{\partial' x_i}{\partial^0 x_j}. \quad (5.10)$$

#### 5.4 Matematický model sdružené hydromechanické úlohy sypané hráze

V následujícím textu je popsán matematický model řešení posunů a proudění podzemní vody v pórech zemní konstrukce (sypané hráze).

##### 5.4.1 Základní rovnice

Mechanika kontinua je založena na pěti základních systémech rovnic:

- zákony zachování hybnosti (lineární i úhlové),
- zákony zachování hmoty,
- zákon zachování energie,

které jsou souhrnně nazývány kinematickými vztahy, dále:

- konstitutivní vztahy (vztahy mezi deformací a napjatostí)
- vztahy mezi posunutím a deformací (také nazývané jako míra deformace).

Navíc je vznesen též požadavek na spojitost neboli kompatibilitu deformací [Němec et al., 2018], jemuž musí sypaná hráz vyhovět, aby byl zachován předpoklad její spojitosti.

Výčet základních rovnic uvádí řada autorů, například [Brdička, 1959], [Kratochvíl, Leitner, 1979], [Okrouhlík et al., 1997], [Barnichon, 1998] či [Němec et al., 2018].

Při vyloučení setrvačných sil můžeme zákon zachování lineární hybnosti vyjádřit jako rovnici rovnováhy [Němec et al., 2018]. Zákon pak přejde do Cauchyho rovnic rovnováhy a pro jednotkový objem je můžeme zapsat ve tvaru:

$$\nabla \cdot \boldsymbol{\sigma} + \mathbf{b} = 0, \quad (5.11)$$

respektive

$$\frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial x_j} + b_i = 0, \quad (5.12)$$

kde  $\boldsymbol{\sigma}$  je Cauchyho tenzor napětí,  $\mathbf{b}$  či  $b_i$  je vektor objemových sil vyjadřující síly působící na jednotku objemu [Barnichon, 1998], [Brdička, 1959]. V práci je Cauchyho tenzor napětí dále nazýván pouze tenzorem napětí. Operátor nabra  $\nabla$  zapsaný pomocí skalárního součinu je divergence vektoru, v případě (5.11) tenzoru napětí  $\boldsymbol{\sigma}$ . V explicitní formě můžeme vyjádřit  $\nabla$  následovně:

$$\nabla = \begin{vmatrix} \frac{\partial}{\partial_x} & 0 & 0 & 0 & \frac{\partial}{\partial_z} & \frac{\partial}{\partial_y} \\ 0 & \frac{\partial}{\partial_y} & 0 & \frac{\partial}{\partial_z} & 0 & \frac{\partial}{\partial_x} \\ 0 & 0 & \frac{\partial}{\partial_z} & \frac{\partial}{\partial_y} & \frac{\partial}{\partial_z} & 0 \end{vmatrix}, \quad (5.13)$$

Platí-li zákon zachování úhlové hybnosti, a tím i rovnováha momentů objemových a plošných sil při vyloučení setrvačných sil, je zákon zachování redukován na podmínku symetrie Cauchyho tenzoru napětí [Brdička, 1959], [Němec et al., 2018]:

$$\sigma_{ij} = \sigma_{ji}, \quad (5.14)$$

Zákon zachování hmoty je platný pro jakýkoli vybraný objem prostředí. Vybraný element popisovaného prostředí je tvořen skeletem (zrny) a póry. Jejich zastoupení v elementu je definováno pórovitostí  $n$ . Doplněk k celkovému objemu  $(1 - n)$  vyjadřuje objem skeletu (zrn). Pórovitost je například definovaná jako poměr objemu pórů k celkovému objemu elementu:

$$n = \frac{V_p}{V}, \quad (5.15)$$

kde  $V_p$  je objem pórů v elementu a  $V$  je objem celého elementu.

Element není uvažován pouze jako suchý nebo plně nasycený. Je přijímán předpoklad, že v části pórů je atmosférický tlak, ale chování plynné fáze není uvažováno, je pouze přijat předpoklad snížení relativní hydraulické vodivosti pro proudění kapalně fáze v pórech, které nejsou plně nasycené. V práci jsou uvažovány objemové hmotnosti skeletu (zrn)  $\rho_s$  a vody v pórech  $\rho_w$

$$\dot{m}_s = \frac{\partial}{\partial t} [\rho_s (1 - n) V] = 0, \quad (5.16)$$

kde  $\dot{m}_s$  je časové derivace hmotnosti pevných částic a  $t$  je čas [Pardoen, 2015].

#### 5.4.2 Vymezení napětí a přetvoření

Pro tenzory napětí a rychlosti tenzorů napětí (rychlostní forma tenzoru napětí) se užívá obecné označení míra napětí, pro tenzory přetvoření a tenzory rychlosti přetvoření (rychlostní forma tenzoru přetvoření) se používá označení míra přetvoření [Okrouhlík et al., 1997], některé zdroje uvádějí místo tenzoru přetvoření termín tenzor deformace, respektive míra deformace [Brdička, 1959], [Němec et al., 2018].

Různé míry napětí a přetvoření nabývají významu při přetváření, ve kterém se uvažuje změna velikosti i směru plochy, kterou definujeme napětí. Proto se uvažuje několik tenzorů napětí

v závislosti na použití původní (Lagrangeovské) či výsledné (Eulerovské) konfigurace [Němec et al., 2018].

#### 5.4.2.1 Rychlost deformace

Derivaci deformačního gradientu podle času  $\dot{\mathbf{F}}$  převedeme na prostorovou derivaci rychlosti pohybu kontinua:

$$\dot{\mathbf{F}} = \frac{\partial}{\partial t} \left[ \frac{\partial {}^t \mathbf{x}({}^0 \mathbf{x}, t)}{\partial {}^0 \mathbf{x}} \right] = \frac{\partial}{\partial \mathbf{X}} \left[ \frac{\partial {}^t \mathbf{x}({}^0 \mathbf{x}, t)}{\partial t} \right] = \frac{\partial}{\partial {}^0 \mathbf{x}} \left[ {}^t \mathbf{v}({}^0 \mathbf{x}, t) \right], \quad (5.17)$$

pravou stranu rovnice převedeme do prostorových souřadnic  ${}^t \mathbf{x}$  a získáme prostorový gradient rychlosti kontinua:

$$\frac{\partial}{\partial {}^0 \mathbf{x}} \left[ {}^t \mathbf{v}({}^0 \mathbf{x}, t) \right] = \frac{\partial}{\partial {}^t \mathbf{x}} \left[ {}^0 \mathbf{v}({}^t \mathbf{x}, t) \right] \cdot \frac{\partial {}^t \mathbf{x}({}^0 \mathbf{x}, t)}{\partial {}^0 \mathbf{x}} = \mathbf{L} \cdot \mathbf{F}, \quad (5.18)$$

kde  ${}^0 \mathbf{v}$  je rychlost kontinua daného materiálovými souřadnicemi a  ${}^t \mathbf{v}$  je rychlost kontinua daného prostorovými souřadnicemi a prostorový gradient rychlosti  $\mathbf{L}$  je:

$$\mathbf{L} = \frac{\partial {}^t \mathbf{v}}{\partial {}^t \mathbf{x}}, \quad (5.19)$$

#### 5.4.2.2 Konjugované míry napětí a přetvoření

Tenzory napětí a přetvoření jsou zapisovány tak, aby byly ekvivalentní (konjugované), tedy tak, aby výsledkem jejich skalárního součinu byla mechanická práce. Pokud je úloha formulovaná pro konjugované napětí a rychlost přetvoření je jejich skalárním součinem výkon, tj. mechanická práce za jednotku času [Okrouhlík et al., 1997]. Pro tuto formulaci může být použit princip virtuální práce, který je nutný pro numerické řešení úlohy.

Pro vhodnou aplikaci v přírůstkové formě napětí je pro model velkých přetvoření použita konjugovaná dvojice rychlost Cauchyho tenzoru přetvoření a Jaumannova objektivní rychlost napětí. Deformační gradient  $\mathbf{F}$  lze rozložit na rotaci  $\mathbf{R}$  a přetvoření  $\mathbf{U}$ . Dle toho, zda dojde prve k rotaci a poté k přetvoření, nebo opačně dostáváme  $\mathbf{R} \cdot \mathbf{U}^p$  nebo  $\mathbf{U}^l \cdot \mathbf{R}$ , kde  $\mathbf{U}^p$  je pravý tenzor přetvoření,  $\mathbf{U}^l$  levý tenzor přetvoření a  $\mathbf{R}$  tenzor rotace [Němec et al., 2018], [Okrouhlík et al., 1997]. Takto lze zapsat postupně provedené změny na tělese. Obdobným způsobem lze vyjádřit (rozložit) také tenzor  $\mathbf{L}$ :

$$\mathbf{L} = \frac{1}{2}(\mathbf{L} + \mathbf{L}^T) + \frac{1}{2}(\mathbf{L} - \mathbf{L}^T) = \mathbf{D} + \mathbf{W}, \quad (5.20)$$

kde  $\mathbf{L}$  je prostorový gradient rychlosti dle vztahu (5.19),  $\mathbf{D}$  je symetrická část tenzoru  $\mathbf{L}$  a  $\mathbf{W}$  nesymetrická část tenzoru  $\mathbf{L}$ . Fyzikální význam tenzoru  $\mathbf{D}$  je rychlost přetvoření (rate-of-

deformation, či rate-of-stretching) a v této práci je ve formulaci úlohy použit jako konjugovaná míra přetvoření  $\dot{\mathbf{E}}$ :

$$\mathbf{D} = \frac{1}{2}(\mathbf{L} + \mathbf{L}^T) = \dot{\mathbf{E}}, \quad (5.21)$$

respektive

$$D_{ij} = \frac{1}{2} \left( \frac{\partial^t v_i}{\partial^t x_j} + \frac{\partial^t v_j}{\partial^t x_i} \right) = \dot{\epsilon}_{ij}. \quad (5.22)$$

Nesymetrická část tenzoru  $\mathbf{L}$  označená  $\mathbf{W}$  se nazývá spin. Jeho prostřednictvím je definována úhlová rychlost. Matice  $\mathbf{D}$  ve vztahu (5.21) je symetrická a objektivní. Objektivita je vlastnost fyzikální veličiny a „znamená, že kvalitativní a kvantitativní popis fyzikálního jevu je nezávislý na pozorovateli“ [Němec et al., 2018, p. 100]. Ke vztahu (5.21) je pomocí matematických úprav vyjádřena míra napětí v objektivní formě:

$$\tilde{\boldsymbol{\sigma}}' = \dot{\boldsymbol{\sigma}}' - \mathbf{W}\boldsymbol{\sigma}' - \boldsymbol{\sigma}'\mathbf{W}^T, \quad (5.23)$$

kde  $\tilde{\boldsymbol{\sigma}}$  je Jaumannova objektivní rychlost efektivních napětí,  $\dot{\boldsymbol{\sigma}}$  je rychlost efektivních napětí (respektive tok efektivních napětí),  $\boldsymbol{\sigma}'$  je efektivní napětí,  $\mathbf{W}$  je matice rychlosti rotace ze vztahu (5.20), která se nazývá také spin [Barnichon, 1998], [Pardoen, 2015]. Obecné odvození vztahu (5.23) uvádí například Němec et al. [2018] či Nicholson [2003]. Objektivní míry napětí a přetvoření se často využívají v teorii plasticity, protože jejich nezávislost na pozici pozorovatele je podmínkou některých složitějších konstitutivních modelů, které využívají derivace napětí podle času.

Obecný konstitutivní vztah definovaný pro přírůstkové formy napětí (5.23) a přetvoření (5.21) je přijat dle [Němec et al., 2018] v tomto tvaru:

$$\tilde{\boldsymbol{\sigma}}'_{ij} = C_{ijkl} : D_{kl}, \quad (5.24)$$

kde  $C_{ijkl}$  je materiálový tenzor vztažen k Jaumannově objektivní rychlosti efektivních napětí definované ve vztahu (5.23).

### 5.4.3 Konstitutivní model

Pro popisované prostředí sypané hráze je v práci předpokládáno, že konstitutivní vztah není lineární a je závislý na čase. Například odezva zeminy při odtěžení se neprojevuje okamžitě a při návratu do počátečního stavu napětí není přetvoření shodné s počátečním přetvořením, tímto problémem se v mechanice kontinua zabývá reologie. V následujících dvou kapitolách se předpokládá, že konstitutivní vztahy platí jak pro efektivní, tak pro totální napětí.

#### 5.4.3.1 Princip reologických konstitutivních modelů

Reologické konstitutivní vztahy vyjadřují závislosti tenzorů napětí, tenzorů přetvoření a jejich vývoje v čase prostřednictvím materiálových tenzorů různých stupňů [Feda, 1983]. Reologické chování je zkoumáno z pohledu buď fenomenologického, nebo z pohledu strukturních teorií. Fenomenologie u zemin a hornin využívá kombinaci základních reologických modelů jako například model pružiny (vztah dle Hooka), pístu (vazké chování) či smýkající se desky, který se po překročení meze přetváří plasticky. Makro a mikro strukturní teorie umožňují dle Fedy [1983] fyzikálně interpretovat fenomenologické modely.

Příklady používaných reologických modelů jako například Maxwellův model (pružina - píst sériově), Kelvinův model (píst - pružina paralelně) uvádí například autoři [Feda, 1983], [Marques, Creus, 2012]. Maxwellův a Kelvinův model se řadí do vazkoelastických reologických modelů chování, jsou matematicky odvoditelné, ale nemají fyzikální vztah k reálné struktuře modelované látky [Feda, 1983]. Pružina v těchto modelech vyjadřuje lineárně elastický vztah mezi napětím a přetvořením, který je pro určité napětí platný pro například kruhový ocelový prut rovnoměrně zatěžovaný, u kterého dojde zatížením k protažení po délce prutu [Brdička, 1959].

#### 5.4.3.2 Vazkoplastický model

Na základě předpokladu o creepovém chování zemin [Feda, 1983] byl použit fenomenologický model založený na chování agilitu (zpevněné jílové horniny bez břidličnatosti [Geologická, 2007 - online 10/2016]). Model vychází z konstitutivního modelu pružně plastické úlohy se zohledněním chování, které se realizuje v dlouhodobém časovém horizontu (long term behaviour). Obecně ho lze popsat jako materiálově nelineární časově závislý model [Němec et al., 2018].

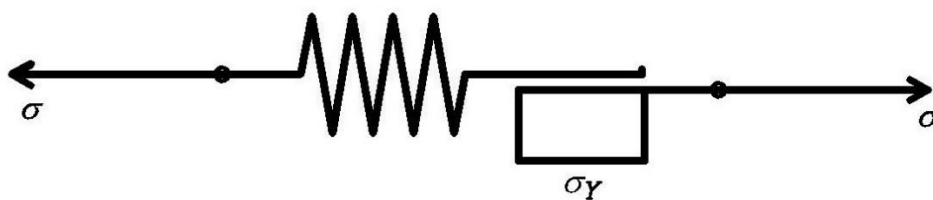
Předpokládá se, že z makroskopického hlediska vystihuje chování tohoto modelu v dlouhodobém časovém horizontu chování sypané hráze. Fyzikálně jej lze interpretovat jako růst materiálových vad jako jsou trhliny či drcení zrn rockfilu [Feda, 1983], [Shao et. al., 2003]. Tento proces bývá například doprovázen zpevňováním zeminy, které je způsobeno „léčením“ těchto vad, nebo zvětšováním objemové hmotnosti. Strukturní teorie popisuje podstatu creepového chování a dlouhodobou pevnost materiálu pouze z kvalitativního hlediska, pro určení plastických a vazkoplastických deformací jsou strukturním teoriím nadřazeny fenomenologické reologické vztahy [Feda, 1983], [Shao et. al., 2003].

Pro názornost bude vazkoplastický materiálový model popsán jako rozšířený elastický perfektně plastický model.

Schematicky lze chování lineárně elastického perfektně plastického modelu znázornit jako společné působení pružiny a smykového prvku, který vyjadřuje Coulombův model chování po



překročení smykové pevnosti prvku. Chování Coulombův smykového prvku je zjednodušeně dáno konstantou  $\sigma_Y$  viz obrázek 5.3:



**Obrázek 5.3 Lineárně elastický pružně plastický model znázorněný v 1D**

[Simo, Hughes, 1998]

Pro model chování dle obrázku 5.3 platí časově nezávislé plastické chování (perfektně plastické) a před dosažením smykové pevnosti se bude model chovat pružně. Tento základní model chování se také nazývá Mohr-Coulombův model či lineárně elastický perfektně plastický model. Tento základní model chování lze použít jak první aproximaci chování zemin, pro stanovení chování zemin je však vhodné použít složitější konstitutivní vztah [Brinkgreve et al., 2014]. Dle obrázku 5.3 je pro řešení vyjádřeno celkové přetvoření jako součet elastických a plastických přetvoření:

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \boldsymbol{\varepsilon}^e + \boldsymbol{\varepsilon}^p, \quad (5.25)$$

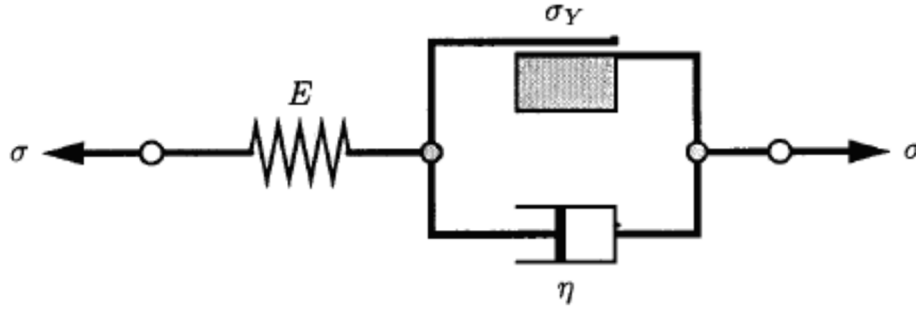
kde  $\boldsymbol{\varepsilon}^p$  je plastické přetvoření,  $\boldsymbol{\varepsilon}^e$  elastické přetvoření a  $\boldsymbol{\varepsilon}$  je celkové přetvoření.

Vztah (5.25) je třeba doplnit podmínkou, která stanoví, zda pro danou napjatost dojde k vytvoření plastických (nevratných) přetvoření nebo se bude zemina chovat jako pružná. Tato podmínka se nazývá podmínkou plasticity. 1D materiálovému modelu dle obrázku 5.2 odpovídá tato podmínka plasticity v tomto tvaru:

$$F^p(\sigma) = |\sigma| - \sigma_Y < 0 \Rightarrow \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_p = 0, \quad (5.26)$$

kde,  $F^p$  je funkce podmínky plasticity,  $\sigma_Y$  je mez plasticity popisující modelovaný materiál a  $|\sigma|$  vyjadřuje absolutní hodnotu napětí ve směru šipek na obrázku 5.3. Do dosažení meze plasticity se model chová elasticky [Simo, Hughes, 1998].

Pokud bude teoretický konstitutivní vztah z obrázku 5.3 rozšířen ve smyslu obrázku 5.4:



**Obrázek 5.4 Elasticko vazkoplastický reologický model v 1D**

předpokládá se lineárně pružné vazkoplastické chování modelu [Simo, Hughes, 1998]. Ekvivalentně se vztahem (5.25) se předpokládá ve vazkoplastickém modelu celkové přetvoření ve tvaru:

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \boldsymbol{\varepsilon}^e + \boldsymbol{\varepsilon}^p + \boldsymbol{\varepsilon}^{vp}, \quad (5.27)$$

kde  $\boldsymbol{\varepsilon}^{vp}$  je vazkoplastické přetvoření,  $\boldsymbol{\varepsilon}^p$  je plastické přetvoření,  $\boldsymbol{\varepsilon}^e$  elastické přetvoření a  $\boldsymbol{\varepsilon}$  je celkové přetvoření [Padroen, 2015]. Dosazením vztahu (5.27) do (5.24) tak bude reologický elasticko vazkoplastický model vyjádřen ve tvaru:

$$\boldsymbol{\sigma}' = \mathbf{C}^e \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^e = \mathbf{C}^e \left( \dot{\boldsymbol{\varepsilon}} - \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p - \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^{vp} \right), \quad (5.28)$$

kde  $\mathbf{C}^e$  respektive  $C^e_{ijkl}$  je materiálová matice lineárně elastického modelu, která je vyjádřena pomocí Youngova modulu pružnosti  $E$  a Poissonova součinitele  $\nu$ . Dále  $\boldsymbol{\sigma}'$  a  $\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}$  jsou míry napětí a přetvoření, konkrétně Jaumannova rychlost efektivních napětí viz vztah (5.23) a k němu konjugovaná rychlost celkových přetvoření  $\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}$  (5.21).  $\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p$  je rychlost plastických přetvoření a  $\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^{vp}$  je rychlost vazkoplastických přetvoření.

Pružná materiálová matice je symetrický tenzor 4. řádu, může být vyjádřena za pomoci čtyř Kroneckerových delt  $\delta_{ik}$ ,  $\delta_{jl}$ ,  $\delta_{ij}$  a  $\delta_{kl}$  [Barnichon, 1998] a matice tak nabývá následující tvar:

$$\mathbf{C}^e = \frac{E}{3(1-2\nu)} \delta_{ik} \delta_{jl} + \frac{E\nu}{(1+\nu)(1-2\nu)} \delta_{ij} \delta_{kl}, \quad (5.29)$$

kde  $E$  je Youngův modul pružnosti a  $\nu$  je Poissonův součinitel.

V popisovaném elasticko vazkoplastickém modelu jsou obecně definovány čtyři funkce, kterými popisujeme plastické a vazkoplastické chování, vždy označené příslušným horním indexem. Zaprvé podmínka plasticity (ev. plocha plasticity, Yield condition), např. 5.26. Tuto funkci značíme funkcí  $F^p$ . Analogicky k ní podmínku vazkoplasticity, při které dochází k vazkoplastickým přetvořením, značíme funkcí  $F^{vp}$ . Dále je třeba znát funkci plastického potenciálu (ev. plochu plastického potenciálu, Flow rule), která je označena  $Q^p$ , a analogicky funkci vazkoplastického potenciálu označenou  $Q^{vp}$ . Plastický potenciál je pak označen  $\Psi$  (v literatuře bývá také označován  $G$ ).

Pokud není dosažena a překročena podmínka plasticity vyjádřená funkcí  $F^p$ , respektive podmínka vazkoplasticity  $F^{vp}$ , generují se pouze elastická přetvoření.

#### 5.4.3.3 Plastická a vazkoplastická přetvoření

Pro vyčíslení plastického, respektive vazkoplastického přetvoření, je důležitá podmínka konzistence, obecně ve tvaru:

$$\dot{\lambda} \dot{F}^p(\boldsymbol{\sigma}(t)) = 0, \quad (5.30)$$

kde  $\dot{\lambda}$  je plastický multiplikátor a  $\dot{F}^p$  je časová derivace podmínky plasticity.  $\dot{F}^p(\boldsymbol{\sigma}(t))$  vyjadřuje, že podmínka je závislá na aktuální hodnotě napětí závislém na čase [Simo, Hughes, 1998]. Z podmínky konzistence (5.30) se určuje plastický multiplikátor, který vstupuje do vztahu s plastickým potenciálem  $\Psi^p$ :

$$\dot{\boldsymbol{\epsilon}}^p = \dot{\lambda} \frac{\partial \Psi^p}{\partial \boldsymbol{\sigma}}, \quad (5.31)$$

kde  $\Psi^p$  je plastický potenciál a  $\boldsymbol{\sigma}$  je tenzor napětí [Barnichon, 1998], [Němec et al., 2018]. Vyčíslení plastického multiplikátoru pro pružně plastické chování lze obecně zapsat dle vztahu (5.32), který popisuje přechod mezi pružným a plastickým chováním a určuje, kdy má být použit vztah (5.30) a kdy se  $\dot{\lambda} = 0$  (plastická přetvoření se negenerují).

$$\left. \begin{array}{l} \dot{F}^p(\boldsymbol{\sigma}(t)) < 0 \Rightarrow \dot{\lambda} = 0 \\ \dot{\lambda} > 0 \Rightarrow \dot{F}^p(\boldsymbol{\sigma}(t)) = 0 \end{array} \right\}. \quad (5.32)$$

Pokud uvažujeme, že je plastické chování asociované, tj. že model chování je asociovaný, využíváme podmínku plasticity  $F^p$  místo podmínky plastického potenciálu  $Q^p$ . Plastický potenciál  $\Psi^p$  je v tom případě kolmý na podmínku plasticity a výrazně se tím zjednodušuje numerické řešení úlohy [Němec et al., 2018]. Při formulaci úlohy byl využit tento předpoklad a platí tedy rovnost:

$$F^p = Q^p. \quad (5.33)$$

Tento předpoklad je obecně přijímaný při řešení kontraktantního chování pružně plastickým modelem [Brinkgreve et al., 2014].

Pokud platí nerovnost:

$$F^p \neq Q^p. \quad (5.34)$$

je model chování neasociovaný a je třeba definovat plastický potenciál  $\Psi^p$  z rovnice (5.31).

Podmínky plasticity  $F^p$ , respektive vazkoplasticity  $F^{vp}$ , a podmínky plastického potenciálu  $Q^p$ , respektive vazkoplastického potenciálu  $Q^{vp}$ , se pro numerické řešení zapisují jako funkce invariantů

napětí. Invarianty napětí jsou skalární veličiny, které nejsou závislé na zvoleném souřadném systému na rozdíl od tenzorů napětí a přetvoření. V práci jsou označeny první invariant jako  $I$ , a druhý  $II$  s příslušnými dolními indexy, které vyjadřují, k jakým složkám tenzoru napětí se invarianty vztahují.

V níže popisovaném modelu je použita Drucker-Pragerova podmínka plasticity [Drucker, Prager, 1952], [Kratochvíl, 1976] či [Barnichon, 1998]. Tato podmínka plasticity aproximuje Mohr-Coulombovo kritérium (podmínku) hladkou funkcí [Němec et al., 2018]. V základním tvaru je vyjádřitelná pomocí dvou invariantů napětí a dvou parametrů  $m$  a  $\alpha$ :

$$F^p = II_{\hat{\sigma}} + m I_{\sigma} - \alpha = 0, \quad (5.35)$$

kde  $I_{\sigma}$  je první invariant napětí,  $II_{\sigma}$  je druhý smykový invariant,  $m$  je parametr podmínky plasticity a  $\alpha$  je parametr podmínky plasticity zohledňující zpevnění. První invariant  $I_{\sigma}$  tenzoru napětí odpovídá prvkům tenzoru napětí ležícím na hlavní diagonále a lze ho vyjádřit takto:

$$I_{\sigma} = \sigma_{ii}, \quad (5.36)$$

druhý invariant tenzoru smykového napětí  $II_{\hat{\sigma}}$  pak:

$$II_{\hat{\sigma}} = \sqrt{\frac{1}{2} \hat{\sigma}_{ij} \hat{\sigma}_{ij}}, \quad (5.37)$$

kde  $\hat{\sigma}_{ij}$  je část tenzoru napětí, která vyjadřuje smyková napětí (deviátorová část tenzoru napětí) a lze ji vyjádřit z obecného tenzoru napětí takto:

$$\hat{\sigma}_{ij} = \sigma_{ij} - \frac{I_{\sigma}}{3} \delta_{ij} = \sigma_{ij} - \frac{\sigma_{ii}}{3} \delta_{ij} \quad (5.38)$$

[Barnichon, 1998], [Němec et al., 2018]. Podmínkám plasticity a vyjádření parametrů  $m$  a  $\alpha$  pomocí parametrů smykové pevnosti se věnuje kapitola 5.4.5.

Podmínka vazkoplasticity a podmínka vazkoplastického potenciálu popisují časově závislé vazkoplastické přetvoření. Tyto dvě funkce jsou definovány také pomocí invariantů napětí [Pardoen, 2015]:

$$F^{vp} = \sqrt{3} II_{\sigma} - \alpha^{vp} g(\beta) R \sqrt{A^{vp} \left( c^{vp} + \frac{I_{\sigma}}{3R_c} \right)} = 0, \quad (5.39)$$

$$Q^{vp} = \sqrt{3} II_{\sigma} - \alpha^{vp} - \beta^{vp} g(\beta) R_c \left( c^{vp} + \frac{I_{\sigma}}{3R_c} \right) = 0, \quad (5.40)$$

kde  $II_{\sigma}$  je druhý invariant tenzoru smykových napětí (druhý invariant deviatoru napětí)  $\hat{\sigma}$ ,  $I_{\sigma}$  je první invariant tenzoru napětí  $\sigma$ .  $R_c$  je normalizovaný parametr, který je uvažován ekvivalentní jednoosé pevnosti při stlačení,  $c^{vp}$  a  $A^{vp}$  jsou parametr soudržnosti a parametr úhlu vnitřního tření. Podmínka vazkoplasticity není lineární a parametr  $A^{vp}$  určuje její zakřivení a  $c^{vp}$  má stejný význam jako soudržnost v Mohr-Coulombově podmínce ve 2D. Dále  $\beta^{vp}$  je parametr vazkoplastického potenciálu a  $g(\beta)$  je funkce Lodeho úhlu, která je pro jednoduchost uvažována jako  $g(\beta) = 1$  [Pardoen, 2015]. Lodeho úhel je také invariant napětí, který je používán pro pokročilé podmínky plasticity [Kratochvíl, 1976] a určuje směr deviatorové části tenzoru napětí vůči deviatorové rovině. Obě funkce (5.39) a (5.40) jsou závislé na parametru vazkoplastického zpevnění  $\alpha^{vp}$ .

Zpevnění v použitém reologickém modelu je zohledněno pouze u vazkoplastických přetvořeních, která jsou generována s časovým zpožděním na rozdíl od plastických přetvoření, která jsou generována okamžitě po dosažení podmínky plasticity [Pardoen, 2015]. Vazkoplastické zpevnění je za předpokladu nulového počátečního zpevnění vyjádřeno následujícím vztahem:

$$\alpha^{vp} = \frac{\varepsilon_{eq}^{vp}}{B^{vp} + \varepsilon_{eq}^{vp}}, \quad (5.41)$$

kde  $B^{vp}$  je parametr, který řídí časovou závislost zpevnění a  $\varepsilon_{eq}^{vp}$  je ekvivalentní vazkoplastické přetvoření. Tato veličina je skalární mírou velikosti generovaných vazkoplastických přetvoření a ve vyjádření časové derivace (rychlosti) může být zapsána takto:

$$\dot{\varepsilon}_{eq}^{vp} = \sqrt{\frac{2}{3} \dot{\hat{\varepsilon}}_{ij}^{vp} \dot{\hat{\varepsilon}}_{ij}^{vp}}, \quad (5.42)$$

kde  $\dot{\hat{\varepsilon}}_{ij}^{vp}$  vyjadřuje relativní rychlosti vazkoplastického smykového přetvoření či obecně rychlost vazkoplastické distorze [Jia et al., 2008], kterou můžeme zapsat takto:

$$\dot{\hat{\varepsilon}}_{ij}^{vp} = \dot{\varepsilon}_{ij}^{vp} - \dot{\varepsilon}_{kk}^{vp} \delta_{ij}, \quad (5.43)$$

kde  $\dot{\varepsilon}_{ij}^{vp}$  je rychlost vazkoplastických přetvoření a  $\dot{\varepsilon}_{kk}^{vp}$  je rychlost vazkoplastického objemového přetvoření, které je tvořené prvky tenzoru přetvoření v hlavní diagonále.

V další části bude obdobně jako v (5.31) definován vztah, do kterého vstupuje vazkoplastický potenciál  $\Psi^{vp}$ . Vztah je odvozen dle Perzyny [Perzyna, 1966], [Pardoen, 2015] a vyjádřen v následujícím tvaru:

$$\dot{\epsilon}_{ij}^{vp} = \xi \left\langle \frac{F^{vp}}{R_c} \right\rangle^{n^{vp}} \frac{\partial \Psi^{vp}}{\partial \sigma_{ij}}, \quad (5.44)$$

kde  $\xi$  je koeficient vazkoplastického toku, který je obecně funkcí teploty,  $n^{vp}$  je parametr popisující tvar vazkoplastických funkcí (creep parametr), zápis dle Macaulyho závorek  $\langle \rangle$  vyjadřuje rozsah

platnosti členu. Pro  $\left\langle \frac{F^{vp}}{R_c} \right\rangle \geq 0$  člen nabývá hodnoty  $\left\langle \frac{F^{vp}}{R_c} \right\rangle = \frac{F^{vp}}{R_c}$  a pro  $\frac{F^{vp}}{R_c} < 0$  hodnoty  $\left\langle \frac{F^{vp}}{R_c} \right\rangle = 0$ .  $R_c$  je jednoosá pevnost při stlačení,  $\Psi^{vp}$  je plastický potenciál a  $\sigma_{ij}$  je tenzor napětí. Koeficient vazkoplastického toku je definovaný jako:

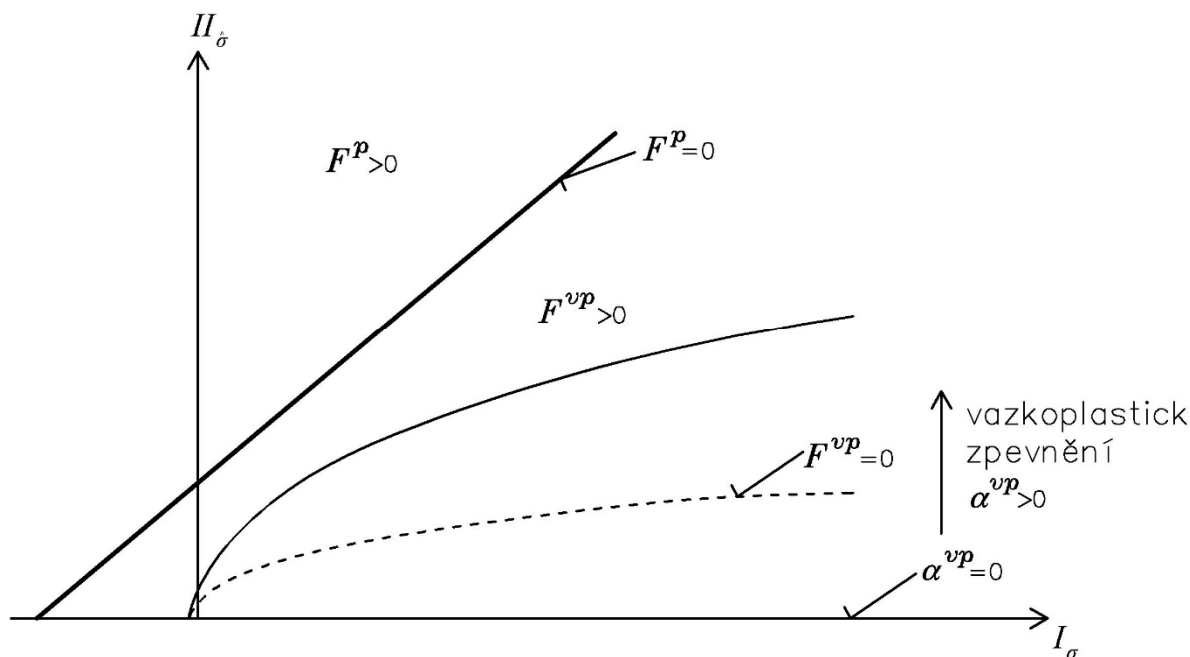
$$\xi = \xi_0 e^{\left( \frac{\zeta}{RT} \right)}, \quad (5.45)$$

kde  $\xi_0$  je koeficient vazkoplastického toku při referenční teplotě,  $R$  je molární plynová konstanta,  $T$  je absolutní teplota v Kelvinech a  $\zeta$  je parametr určující vliv teploty na tečení materiálu. V práci je předpokládán jako konstanta pro teplotu 293 K, což odpovídá teplotě 20°C.

V použitém elasticko vazkoplastickém modelu byl použit odlišný způsob generování plastických a vazkoplastických přetvoření, respektive nemají stejný průběh. Toto je nejvýznamnější odlišnost upraveného [Pardoen, 2015] a referenčního modelu [Zhou et al., 2008]. Průběh přetvoření je obvykle vyjadřován pomocí prvního invariantu napětí  $I_\sigma$  a druhého invariantu smykových napětí  $II_\sigma$ .

Elasticko vazkoplastický model byl formulován v programu Lagamin sestaveném na Universitě v Liege [Pardoen, 2015]. V této práci byl program užit pro výpočet sdružené hydromechanické úlohy sypané hráze.

V následujícím obrázku (obrázek 5.5) jsou zobrazeny podmínka plasticity a vazkoplastická podmínka pomocí funkčních závislostí na invariantech napětí.



Obrázek 5.5 Zobrazení použitých funkcí plastické a vazkoplastické podmínky se zohledněným vazkoplastickým zpevněním

#### 5.4.4 Základní rovnice sdružené úlohy

Na základě principu efektivních napětí [Terzaghi et al., 1996] a předpokladu, že voda v pórech nepřenáší smyková napětí [Bear, Verruijt, 1987], můžeme předpokládat vztah pro totální napětí v tomto tvaru:

$$\sigma_{ij} = \sigma'_{ij} + p_w \delta_{ij}, \quad (5.46)$$

kde  $\sigma_{ij}$  je totální napětí,  $\sigma'_{ij}$  je efektivní napětí,  $p_w$  tlak vody v pórech, který je ve tvaru skalárního pole a  $\delta_{ij}$  je Kroneckerovo delta. Z rovnice (5.46) za konstantního přírůstku totálního napětí  $d\sigma_{ij}$  vyplývá rovnost velikosti změny efektivního napětí a tlaku vody v pórech [Bear, Verruijt, 1987]:

$$d\sigma'_{ij} = -dp_w \delta_{ij}. \quad (5.47)$$

Sdružená úloha je doplněna vztahem pro proudění v pórovitém prostředí – Darcyho vztahem, za předpokladu, že hustota vody  $\rho_w$  je závislá pouze na tlaku  $p_w$ . Pro vyjádření změny tlaku je využíváno potenciálu [Bear, Verruijt, 1987], obvykle nazývaného piezometrická výška  $h$ :

$$h = y + \int_{p_{w,0}}^{p_w} \frac{dp_w}{g \rho_w}, \quad (5.48)$$

kde  $y$  je vertikální souřadnice (geodetická výška),  $p_w$  je tlak vody v pórech,  $p_{w,0}$  je tlak vody v pórech v místě s atmosférickým tlakem, kde piezometrická výška nabývá hodnoty  $y$  (platí konvence dle obr. 5.1). Dále  $g$  je tíhové zrychlení a  $\rho_w$  je objemová hmotnost vody. Zjednodušená rovnice (5.48) při konstantní hustotě vody má tvar:

$$h = y + \frac{p_w}{g \rho_w}, \quad (5.49)$$

Piezometrická výška vstupuje do Darcyho vztahu spolu s parametrem propustnosti prostředí (obvykle hydraulickou vodivostí). Při zobecnění Darcyho vztahu je hydraulická vodivost  $k$  nahrazena maticí hydraulické vodivosti  $\mathbf{k}$ , která je pro ortotropní prostředí diagonální:

$$\mathbf{k} = \begin{vmatrix} k_x & 0 & 0 \\ 0 & k_y & 0 \\ 0 & 0 & k_z \end{vmatrix}, \quad (5.50)$$

kde prvky  $k_x$ ,  $k_y$  a  $k_z$  jsou hydraulické vodivosti zeminy ve směrech souřadných os. S využitím matice  $\mathbf{k}$  může být Darcyho vztah zapsán obecně:

$$\mathbf{q} = -\mathbf{k} \nabla h, \quad (5.51)$$

kde  $\mathbf{q}$  je specifický průtok, vyjadřující průtok vody (kapalná fáze) jednotkovým elementem prostředí, který se nemění (skelet se nepohybuje).

Na základě vztahu (5.47), principu formulovaného Terzaghim (5.46) a vyjádření zákona zachování hmotnosti v pórovitém prostředí (5.16) popsaného pórovitostí  $n$  dle vztahu (5.15) předpokládá Bear a Verruijt [1987] při konstantním totálním napětí, že pórovitost  $n = n(\sigma'_{ij})$  a tlak vody v pórech  $p_w = p_w(\sigma'_{ij})$  jsou funkcí pouze efektivního napětí. Pro tento případ lze zákon zachování hmotnosti zjednodušit následovně:

$$\frac{\partial}{\partial t}(n \rho_w) + \nabla \cdot \rho_w \mathbf{q} = 0 \quad (5.52)$$

kde  $\mathbf{q}$  je specifický průtok viz vztah (5.51) [Bear, Verruijt, 1987].

Pohyb kapaliny může být také vyjádřen pomocí střední rychlosti vody v pórech  $\mathbf{v}_w$ :

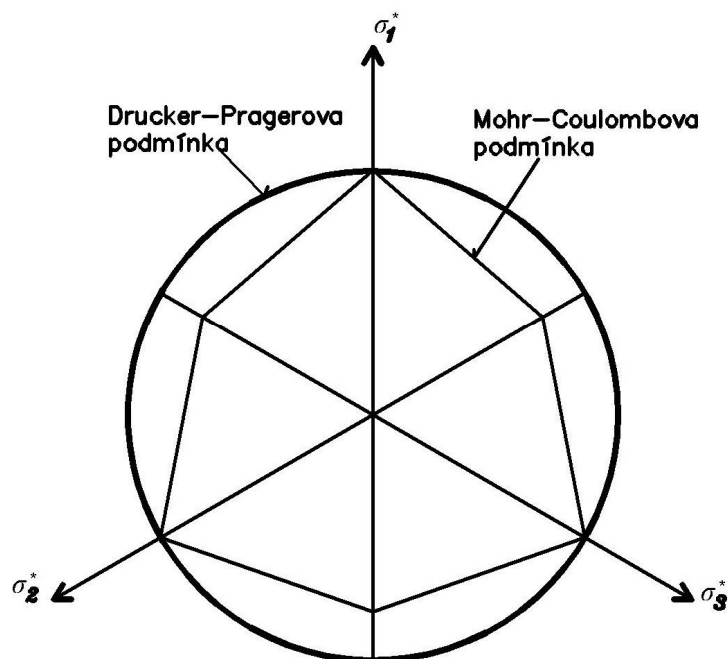
$$\mathbf{q} = \mathbf{v}_w n, \quad (5.53)$$

kde  $n$  je pórovitost, a  $\mathbf{v}_w$  je střední rychlost vody v pórech.

#### 5.4.5 Podmínky plasticity

Podmínky plasticity jsou matematicky vyjádřitelné jako plochy prostoru. Mohou být zobrazeny například pomocí hlavních napětí. Pro zjednodušení bývají zobrazeny v rovině a tvoří tak řez plochy, například v rovině invariantů napětí nebo v rovině smykových napětí (oktaedrická rovina). Použití zobrazení podmínek plasticity (obrázek 5.6) využívá projekce hlavních napětí do roviny smykových napětí  $\sigma_1^*$ ,  $\sigma_2^*$ ,  $\sigma_3^*$  [Barnichon, 1998], [Kratochvíl, 1976].





**Obrázek 5.6** Zobrazení základních podmínek plasticity

Fyzikální význam podmínky plasticity je rozdělení prostoru napětí na část, ve které se vyvolává elastická odezva, a část (části) s plastickou odezvou. Při překročení podmínky dochází obecně ke změně chování, které je dále definované podle typu volených konstitutivních vztahů.

Pro kalibrační výpočty a výpočet v první etapě modelového řešení se předpokládá použití Mohr–Coulombovy nebo Drucker-Pragerovy podmínky plasticity. Volba podmínky je ovlivněna možnostmi použitých softwarových produktů.

Mohr–Coulombova podmínka vychází z předpokladů, kdy porušení materiálu je závislé na hlavních napětích  $\sigma_1$  a  $\sigma_3$  (vyjádřitelných Mohrovou kružnicí) a tvaru podmínky porušení. Tvar podmínky porušení byl na základě pozorování Coulombem odvozen v rovině  $\sigma$ ,  $\tau$  jako lineární [Labuz, Zang, 2012], [Němec et al., 2018]:

$$\tau = c' + \sigma'_N \operatorname{tg} \varphi', \quad (5.54)$$

kde  $\tau$  vyjadřuje smykové napětí,  $\sigma'_N$  je normálové efektivní napětí,  $c'$  je efektivní soudržnost a  $\varphi'$  je efektivní úhel vnitřního tření. V rovině normálového a smykového napětí je Mohr–Coulombova podmínka vyjádřena jako přímka, v prostoru je vyjádřena jako nepravidelný šestiboký jehlan, na obrázku 5.6 je podmínka zobrazena jako řez nepravidelným šestibokým jehlanem. Dle shrnutí [Labuz, Zang, 2012] je její výhodou jednoznačný fyzikální význam použitých proměnných a jejich určení pomocí laboratorních zkoušek. Nevýhodou je, že její zobrazení v oktaedrické rovině není

hladké (řez jehlanem je n-úhelník), na rozdíl od Drucker-Pragerovy podmínky, která je v oktaedrické rovině tvořena kružnicí viz obrázek 5.6.

Pro aplikaci podmínky plasticity v prostoru bylo publikováno několik aproximací hladkou funkcí [Drucker, Prager, 1952], [Van Eekelen, 1980]. Tyto aproximace bývají obvykle zapisovány pomocí prvního a druhého invariantu napětí  $I_\sigma$   $II_\sigma$  nebo pomocí Lodeho úhlu  $\beta$ . Tento invariant je definován jako úhel mezi rovinou smyku způsobenou čistě smykovým napětím (čára čistého smyku) a smykem, který nastane při obecném tenzoru napětí  $\sigma_{ij}$  [Pardoen, 2015].

Vyjádření Mohr-Coulombovy podmínky plasticity v prostoru pomocí tří invariantů napětí [Barnichon, 1998] je následující

$$F^{pM-C} = \frac{I_\sigma}{3} \sin\varphi + II_\sigma \cos\beta - \frac{II_\sigma}{\sqrt{3}} \sin\beta \sin\varphi' - c' \cos\varphi' = 0, \quad (5.55)$$

kde  $\varphi'$  a  $c'$  jsou parametry efektivní smykové pevnosti,  $I_\sigma$  je první invariant napětí,  $II_\sigma$  je druhý smykový invariant dle vztahů (5.36) a (5.37) a  $\beta$  je Lodeho úhel.

Drucker-Pragerova podmínka plasticity je plocha opsaná Mohr-Coulombově podmínce (ploše) plasticity. Na základě tohoto předpokladu a vyjádření parametrů  $m$  a  $\alpha$  dle [Kratochvíl, 1976] či [Barnichon, 1998]:

$$m = \frac{2 \sin \varphi_c}{\sqrt{3}(3 - \sin \varphi_c)}, \quad (5.56a)$$

$$\alpha = \frac{6c \cos \varphi_c}{\sqrt{3}(3 - \sin \varphi_c)}, \quad (5.56b)$$

kde  $\varphi_c$  je úhel vnitřního tření při stlačení a  $c$  je soudržnost používané pro Mohr-Coulombovu podmínku plasticity, lze upravit dříve uvedenou Drucker-Pragerovu podmínku (5.35) do tvaru:

$$F^p = II_\sigma + m \left( I_\sigma - \frac{3c}{\operatorname{tg} \varphi_c} \right) = 0, \quad (5.57)$$

kde  $II_\sigma$  je druhý invariant smykových složek tenzoru napětí (5.37),  $I_\sigma$  je první invariant tenzoru napětí (5.36) a  $m$  je parametr podmínky plasticity. Dalším rozšířením vztahu (5.56a) dostáváme různé aproximace Mohr-Coulombovy podmínky, kterými lze například zohlednit rozdílnosti chování zemin při stlačení a při odtížení [Van Eekelen, 1980]. V práci je pro stanovení deformací upřednostněno použití Drucker-Pragerovy podmínky plasticity (pro elasticko plastický i elasticko vazkoplastický model).

## 5.5 Určení hydraulické vodivosti v nenasyčené zóně

Hydraulické a hydromechanické modely uvažující částečně nasycenou (nenasycenou) zónu jsou běžně přijímaným předpokladem [Fry et al., 1996] a jsou součástí běžně využívaných výpočetních programů. V této práci je použita empirická saturační křivka a empirický vztah pro stanovení hydraulické vodivosti v nenasyčené zóně dle van Genuchtena [1980]. Tento model využívá tři parametrů vstupujících do vztahů mezi stupněm nasycení (vlhkostí), sacím tlakem a relativní hydraulickou vodivostí. Objem vody v nenasyčené zóně je vyjádřen pomocí stupně nasycení nebo může být vyjádřen pomocí relativní objemové vlhkosti. Stupeň nasycení popisuje poměr objemu vody v pórech k celkovému objemu pórů v zemině. Empirické vztahy vychází z efektivního stupně nasycení (respektive z relativní objemové vlhkosti), který je závislý na maximální a reziduální (minimální) hodnotě.

Na základě formulovaných předpokladů (kapitola 5.2.1) může být tlak vzduchu v pórech zanedbán a sací tlak (kapilární) v nenasyčené zóně odpovídá zápornému pórovému tlaku:

$$s = -p_w, \quad (5.58)$$

kde  $s$  je sací tlak a  $p_w$  je tlak vody v pórech. Proudění vody v nenasyčené zóně lze vyjádřit také v závislosti na piezometrické výšce, respektive kapilární výšce:

$$h_k = \frac{-p_w}{\rho_w g} + y, \quad (5.59)$$

kde  $\rho_w$  je hustota vody,  $g$  gravitační konstanta a  $y$  vertikální souřadnice (geodetická výška).

Hydraulická vodivost v nenasyčené zóně je obecně závislá na průběhu sycení a počátečním stavu nasycení zeminy [van Genuchten, 1980]. Druhá zmíněná závislost je zanedbána a stupeň nasycení se předpokládá pouze jako funkce sacího tlaku a jeho průběhu.

V práci byla použita následující aproximační rovnice výpočtu stupně nasycení nad volnou hladinou podzemní vody v tělese hráze [Pardoen, 2015]:

$$S_r = S_{rezid} + (S_{max} - S_{rezid}) \left[ 1 + \left( \frac{-p_w}{g_a} \right)^{g_n} \right]^{\frac{1-g_n}{g_n}}, \quad (5.60)$$

kde  $S_r$  je stupeň nasycení,  $p_w$  je tlak vody v pórech,  $S_{rezid}$  je reziduální stupeň nasycení, který vyjadřuje objem vody, který zůstává v pórech i při nulovém záporném pórovém tlaku a  $S_{max}$  je maximální stupeň nasycení. Obecně maximální stupeň nasycení nemusí odpovídat plně saturovanému stavu. Příkladem je první nasycení zeminy, při kterém může dojít k uzavření bublinek vzduchu v zemině, které sníží maximální stupeň nasycení. Maximální stupeň nasycení je dále uvažován jako plně saturovaný  $S_{max} = 1,0$ . Použité empirické parametry určující průběh retenční

křivky jsou dva,  $g_a$  a  $g_n$  viz vztah (5.60). Parametr  $g_n$  určuje směrnici tečny křivky a je bezrozměrný, parametr  $g_a$  určuje tvar zakřivení retenční křivky a je v Pa.

Pro odvození relativní hydraulické vodivosti v nenasycené zóně je použita rovnice ve tvaru:

$$k_r = \sqrt{S_r} \left[ 1 - \left( 1 - \left( S_r \right)^{\frac{1}{g_m}} \right)^{g_m} \right]^2, \quad (5.61)$$

kde  $g_m$  je empirický parametr, stupeň nasycení  $S_r$  se určí ze vztahu (5.60). Obě rovnice jsou upravenými vztahy dle van Genuchtena [1980] tak, aby je bylo možné použít pro zjednodušené odvození hydraulické vodivosti v nenasycené zóně. Na základě relativní hydraulické vodivosti je stanovena hydraulická vodivost pro nenasycenou zónu

$$\mathbf{k}_{uns} = k_r \mathbf{k}_{sat}, \quad (5.62)$$

kde  $\mathbf{k}_{uns}$  je matice hydraulické vodivosti v nenasycené zóně a  $\mathbf{k}_{sat}$  je matice hydraulické vodivosti v nasycené zóně. Obě tyto matice jsou diagonální, v případě izotropního prostředí jsou všechny prvky matice na hlavní diagonále stejné.

Volba empirických parametrů pro určení stupně nasycení a pro relativní hydraulickou vodivost byla založena na vzorových úlohách v programech Geostudio a Plaxis [Říha, 2010] a [Galavi, 2010]. Ve zmíněných softwarových produktech není zápis vztahů identický, proto byly parametry určovány na základě podobnosti průběhu funkcí pro obdobné materiály. Například parametr  $g_m$  je v programu PLAXIS nahrazen empirickým parametrem  $g_n$ , a rovnice (5.61) je upravena do tvaru:

$$k_r = \left( \frac{S_r - S_{rezid}}{S_{max} - S_{rezid}} \right)^{g_1} \left[ 1 - \left( 1 - \left( \frac{S_r - S_{rezid}}{S_{max} - S_{rezid}} \right)^{\frac{g_n}{g_n - 1}} \right)^{\frac{g_n - 1}{g_n}} \right]^2, \quad (5.63)$$

kde,  $g_1$  a  $g_n$  jsou empirické parametry,  $S_r$  je stupeň nasycení,  $S_{rezid}$  je minimální (reziduální) stupeň nasycení,  $S_{max}$  je maximální stupeň nasycení. Verifikace vztahů (5.60) a (5.63) a vliv empirických parametrů na průběh funkčních závislostí uvádí Galavi [2010].

## 5.6 Určení počátečního napětí v podloží

U modelu sypané hráze se předpokládá koncept počátečních napětí v podloží (geostatická napjatost) a nulová počáteční přetvoření a posunutí. Počáteční napětí bylo určeno pomocí součinitele zemního tlaku v klidu  $K_0$ , který reprezentuje vztah mezi hlavními složkami tenzoru napětí. Ve 2D úloze jde o vztah mezi vertikálním a horizontálním napětím v čase  $t = 0$ :

$$\sigma'_{xx} = K_0 \sigma'_{yy}, \quad (5.64)$$

kde  $\sigma'_{xx}$  je horizontální efektivní napětí a  $\sigma'_{yy}$  je vertikální efektivní napětí, které lze určit takto:

$$\sigma'_{yy} = \rho_{ef} g Y, \quad (5.65)$$

kde  $Y$  je mocnost vrstvy nad danou rovinou, pro kterou je určováno vertikální efektivní napětí,  $\rho_{ef}$  je efektivní objemová hmotnost podloží, ve kterém se uvažuje počáteční napětí a  $g$  je tíhové zrychlení. Pro vztah (5.65) se uvažuje konvence z obrázku 5.1. Efektivní objemová hmotnost lze, dle předpokladů v kapitole 5.2.1 a 5.4.1, stanovit na základě pórovitosti  $n$  a objemové hmotnosti vody  $\rho_w$  a zrn  $\rho_s$ :

$$\rho_{ef} = \rho_s (1 - n) + \rho_w n - \rho_w, \quad (5.66)$$

kde první dva členy vztahu vyjadřují totální objemovou hmotnost konstrukce ze sypkých materiálů [Říha, Špano et al., 2016].

Pro určení součinitele  $K_0$  ze vztahu (5.64) bylo odvozeno několik vztahů, ve kterých se rozlišuje, zda byla zemina normálně konsolidovaná nebo byla konsolidována většími tlaky (v historii bylo v překonsolidované zeminy větší napětí než je v ní momentálně). Ve zjednodušeném případě pro základní pružný konstitutivní model lze předpokládat, že se závislost určí na základě Poissonova součinitele, jinak se stanovuje empiricky. Často používaný je vztah pro normálně konsolidované zeminy [Jáky, 1948]:

$$K_{0,NC} = 1 - \sin \phi', \quad (5.67)$$

kde  $\phi'$  efektivní úhel vnitřního tření, a  $K_{0,NC}$  je součinitel zemního tlaku v klidu pro normálně konsolidované zeminy. Souhrn vztahů pro normálně konsolidované i překonsolidované zeminy aplikované na sypané hráze udává například Fatahi et al. [2012]. Rozsah platných hodnot součinitele zemního tlaku v klidu lze odvodit na základě znalosti materiálového modelu. Pro pružně dokonale plastický model (Mohr-Coulombův model) je dle [Barnichon, 1998] uveden rozptyl hodnot  $K_0$ :

$$\frac{1 - \sin \phi'}{1 + \sin \phi'} - \frac{2c' \cos \phi'}{\sigma'_{yy} (1 + \sin \phi')} \leq K_0 \leq \frac{1 + \sin \phi'}{1 - \sin \phi'} + \frac{2c' \cos \phi'}{\sigma'_{yy} (1 - \sin \phi')}, \quad (5.68)$$

kde  $\sigma'_{yy}$  je vertikální efektivní napětí a  $c'$  a  $\phi'$  jsou efektivní soudržnost a úhel vnitřního tření. Obdobný rozptyl pro nesoudržné zeminy uvádí manuál programu PLAXIS [Brinkgreve et al., 2014].

## 5.7 Metoda redukce parametrů smykové pevnosti

Základy metody redukce parametrů smykové pevnosti (SSR) byly popsány v rámci prací porovnávajících metody mezní rovnováhy a metodu konečných prvků pro hodnocení stability svahu [Duncan, 1996], [Dawson et al., 1999], [Cheng et al., 2007], [Rabie, 2014]. V současné době je metoda SSR implementována v řadě výpočetních softwarů využívajících metodu konečných prvků.

Metoda slouží k určení jednotného koeficientu, respektive faktoru či stupně, který vyjadřuje rezervu bezpečnosti konstrukce. Pro tuto metodu se používá lineárně elastický pružně plastický materiálový model, jehož výsledkem je maximální vypočtený faktor, který současně splňuje základní rovnice úlohy (kapitola 5.4.1) a danou podmínku plasticity (kapitola 5.4.5).

Principem je teoretické oslabování smykové pevnosti konstrukce až do chvíle, kdy teoreticky dojde k vytvoření smykové plochy a poruše konstrukce. Faktor  $F_{red,i}$  je zvyšován se zadaným či vypočteným přírůstkem od hodnoty 1,0 po maximální hodnotu splňující podmínku plasticity i rovnováhy. V každém  $i$ -tém kroku je řešena úloha napětí, přetvoření a posunů s parametry smykové pevnosti, které jsou redukovány (děleny) ve smyslu následující rovnice:

$$c'_{red,i} = \frac{c'}{F_{red,i}} \quad tg \varphi'_{red,i} = \frac{tg \varphi'}{F_{red,i}}, \quad (5.69)$$

kde  $\varphi'$  a  $c'$  jsou vstupní parametry smykové pevnosti (úhel vnitřního tření a soudržnost) a  $\varphi'_{red,i}$  a  $c'_{red,i}$  jsou redukované parametry v  $i$ -tém kroku. Iterativním výpočtem dochází místně k vytvoření plastických bodů, ve kterých bodové hodnoty napětí překračují podmínku plasticity. Nezachycená napětí v těchto bodech jsou přenesena (redistribuuována) na okolní body, ve kterých nebyla podmínka plasticity dosažena. Tímto iteračním způsobem je vypočten výsledný faktor dle výše zmíněné definice:

$$F_{red} = \frac{c'}{c'_{red}} = \frac{tg \varphi'}{tg \varphi'_{red}}, \quad (5.70)$$

kde parametry smykové pevnosti na konci redukce při předpokladu mezní rovnováhy jsou  $\varphi'_{red}$  a  $c'_{red}$ . Dále  $F_{red}$  je výsledný faktor hodnotící celkovou stabilitu konstrukce, který vyjadřuje poměr návrhového odporu konstrukce a účinků zatížení [Říha et al., 2017].

Konečný počet kroků redukce je obvykle předem daný, po dokončení zadaného počtu kroků je výpočet ukončen. Další možností ukončení výpočtu je nesplnění konvergenčních kritérií. Počet kroků je důležitým parametrem, který ovlivňuje výsledný faktor. Při snižování parametrů smykové pevnosti dle vztahu (5.69) se v každém kroku zvyšuje napětí, které je třeba redistribuovat. Počet kroků musí být dostatečný, tak aby se stihla vytvořit souvislá, kinematicky možná smyková plocha tvořená místy s vyčerpanou smykovou pevností. Redukování parametrů smykové pevnosti současně musí být dostatečně plynulé a pomalé, aby bylo možné vývoj smykové plochy identifikovat, a tím stanovit výsledný (koncový) faktor hodnotící celkovou stabilitu konstrukce  $F_{red,výsledný}$ . Za použití metody mezních stavů a vztahů (4.2) a (4.3) dle [Frank et al., 2004] lze říci, že:

$$F_{red,výsledný} = OFD, \quad (5.71)$$

kde  $F_{red,výsledný}$  je výsledný (koncový) faktor konstrukce a  $ODF$  faktor předdimenzování konstrukce.

Průběh faktoru v jednotlivých krocích a polohu maximálních smykových napětí je vhodné po výpočtu ověřit [Chalмовský et al., 2017]. Dle závěrů z výpočtů stability malých vodních nádrží s různou geometrií [Vrubel, Říha, 2017], kde byl použit program Plaxis 2D, je průběh faktoru opakující se. U homogenních hrází obvykle došlo k rychlému nárůstu, mírnému poklesu a ustálení faktoru na jeho konečné hodnotě. Takový průběh uvádí rovněž Chalмовský [2014] či Rabie [2014]. U heterogenních hrází se složitější geometrií docházelo po nárůstu k většímu poklesu a opět nárůstu, výpočet pak zpravidla osciloval okolo konečné hodnoty.

Prakticky se výpočet metodou SSR zařazuje po předchozím řešení úlohy napětí, přetvoření a posunutí, při kterém se předpokládá, že nedošlo k překročení podmínky porušení. V numerickém řešení je obvykle stav porušení konstrukce indikován přerušáním výpočtu způsobeným nekonverencí výpočtu. Je-li pro řešení soustav nerovnic použita variační metoda, obvykle je při nekonverenci nesplněna podmínka postupného snižování rezidua chyb mezi předchozím a počítaným krokem.

Určení faktoru se při časově závislé úloze napětí, přetvoření a posunutí předpokládá v konkrétním čase a pro konkrétní stav napětí a přetvoření.

## 6. ZJEDNODUŠENÝ MODEL 2D HYDROMECHANICKÉ ÚLOHY

V předchozí kapitole byl model sypané hráze uveden obecně pro trojrozměrnou náhradní oblast včetně rozšířených konstitutivních vztahů. V této kapitole je upraven výše formulovaný koncepční model i hydromechanická úloha. Je provedeno zjednodušení prostorové úlohy na rovinnou vertikální úlohu orientovanou v rovině  $xy$ . Pro hledané posuny lze za předpokladu dostatečné délky hráze uvažovat vybraný střední profil hráze jako reprezentativní. Toto zjednodušení předpokládá, že proudění podzemní vody a mechanické účinky ve směru osy  $z$  významně neovlivní chování ve vertikální rovině.

### 6.1.1 Výčet neznámých veličin pro úlohu rovinného přetvoření

Koncepční model pro úlohu ve 2D za předpokladu rovinného přetvoření upravuje tenzory napětí (5.1) a přetvoření (5.2) tak, aby měly pouze 4 členy. Tenzory napětí a přetvoření nabývají tvaru

$$\boldsymbol{\sigma} \equiv \sigma_{ij} = \begin{vmatrix} \sigma_{11} & \sigma_{12} \\ \sigma_{12} & \sigma_{22} \end{vmatrix} \text{ a } \boldsymbol{\varepsilon} = \varepsilon_{ij} = \begin{vmatrix} \varepsilon_{11} & \varepsilon_{12} \\ \varepsilon_{12} & \varepsilon_{22} \end{vmatrix}. \quad (6.1)$$

V inženýrských aplikacích, například v metodě konečných prvků, se využívá zápis tenzorů jako sloupcové matice. Tento zápis se nazývá Voigtova notace, respektive způsob převedení tenzoru na sloupcovou matici Voigtovým pravidlem. Sloupcová matice bývá také zapisována pomocí složených závorek. Pravidlo uvádí jiný způsob zápisu pro kinetické veličiny jako je napětí a jiné pro kinematické veličiny jako je přetvoření. Podrobněji se operacím s tenzory napětí a přetvoření věnují například [Okrouhlík et al., 1997] či [Němec et al., 2018].

Sloupcová matice napětí je pro rovinnou úlohu uvažována v tomto tvaru:

$$\boldsymbol{\sigma} \equiv \sigma_{ij} = \begin{vmatrix} \sigma_{11} & \sigma_{12} \\ \sigma_{12} & \sigma_{22} \end{vmatrix} \rightarrow \{\boldsymbol{\sigma}\} = \begin{vmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{12} \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{vmatrix}. \quad (6.2)$$

[Němec et al., 2018].

Pro tenzor přetvoření platí podobné schéma jako ve vztahu (6.2), ale mimodiagonální členy původního tenzoru (5.2) u Voigtovy notace musí být vynásobeny dvěma, „důvodem je požadavek, aby se entity transformovaly jako tenzory“ [Němec et al., 2018, str. 14]. Sloupcová matice přetvoření tak bude ve tvaru:

$$\boldsymbol{\varepsilon} \equiv \varepsilon_{ij} = \begin{vmatrix} \varepsilon_{11} & \varepsilon_{12} \\ \varepsilon_{12} & \varepsilon_{22} \end{vmatrix} \rightarrow \{\boldsymbol{\varepsilon}\} = \begin{vmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ 2\varepsilon_{12} \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \varepsilon_3 \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{vmatrix}, \quad (6.3)$$

[Němec et al., 2018].



Třetí člen sloupcové matice přetvoření vyjadřující smyk je vyjádřen jako  $\gamma_{xy}$ , přičemž platí, že  $\gamma_{xy} = \varepsilon_{12} + \varepsilon_{21}$  [Okrouhlík et al., 1997].

Vektor neznámých posunutí  $\{\mathbf{u}\}$  má v rovinné úloze dva členy:

$$\{\mathbf{u}\} = u_i = \begin{pmatrix} u_x \\ u_y \end{pmatrix}; u_x = u_x(x, y, t), u_y = u_y(x, y, t) \quad (6.4)$$

a pórový tlak je převeden také na sloupcovou matici pórového tlaku  $\{\mathbf{p}_w\}$ :

$$p_w \mathbf{I} = p_w \delta_{ij} = \begin{pmatrix} p_w & 0 \\ 0 & p_w \end{pmatrix} \rightarrow \{\mathbf{p}_w\} = \begin{pmatrix} p_w \\ p_w \\ 0 \end{pmatrix}; p_w = p_w(x, y, t), \quad (6.5)$$

kde  $x$  a  $y$  jsou prostorové souřadnice a  $t$  je čas. Uvedené vyjádření napětí (6.2) a přetvoření (6.3) je praktické pro numerické řešení.

### 6.1.2 Matematický model pro rovinný problém při malých přetvořeních

Předpoklad malých přetvoření vychází z lineární mechaniky poddajných těles [Okrouhlík et al., 1997]. Aplikace lineárních teorií pro zeminy je značným zjednodušením jejich chování, ale v inženýrských aplikacích je využívána pro svou jednoduchost a uchopitelnost pro základní modely, zjednodušené studie chování či jako první krok pokročilých studií. Uvádí se, že výsledná deformace geometrie by optimálně neměla přesáhnout 1%. V případě jednoosé napjatosti, kde přetvoření (poměr protažení k původní délce) je menší než 0,002, vykazují výsledky modelu dobrou shodu s experimentálními měřeními [Okrouhlík et al., 1997]. Základní vztahy pro model za přijatého předpokladu malých přetvoření uvádí například [Bear, Verruijt, 1987], [Kratochvíl, Leitner, 1979], [Broža et al., 1987], a při použití lineárně elastického perfektně plastického modelu chování sypané hráze také [Brinkgreve et al., 2014]. V následujícím modelu je tento lineárně elastický perfektně plastický model (elasto-plastický model) zapsán v Eulerovských souřadnicích.

Je-li přijat předpoklad malých přetvoření, lze z geometrických vztahů zanedbat členy vyšších řádů a dostaneme infinitesimální tensor přetvoření [Němec et al., 2018]:

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1}{2} \left( \frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right), \quad (6.5)$$

respektive

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \frac{1}{2} \left( \frac{\partial \mathbf{u}}{\partial \mathbf{x}} + \left( \frac{\partial \mathbf{u}}{\partial \mathbf{x}} \right)^T \right), \quad (6.6)$$

Jednotlivé členy sloupcové matice přetvoření pak budou vyjádřeny následovně:

$$\begin{aligned}\varepsilon_{11} &= \frac{\partial u_1}{\partial x}, \\ \varepsilon_{22} &= \frac{\partial u_2}{\partial y}, \\ 2 \cdot \varepsilon_{12} &= \left( \frac{\partial u_1}{\partial y} + \frac{\partial u_2}{\partial x} \right)\end{aligned}\quad (6.7)$$

Cauchyho rovnice rovnováhy (5.11) pro rovinnou úlohu, za předpokladu rovinného přetvoření mají tvar

$$\begin{aligned}\frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} + b_x &= 0 \\ \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} + b_y &= 0\end{aligned}\quad (6.8)$$

Pro maticovou notaci bude také operátor nabla ze vztahu (5.13) převeden na operátorovou matici:

$$[\mathbf{B}] = \begin{bmatrix} \frac{\partial}{\partial x} & 0 & \frac{\partial}{\partial y} \\ 0 & \frac{\partial}{\partial y} & \frac{\partial}{\partial x} \end{bmatrix} \quad (6.9)$$

Dle operátorové matice (6.9) mohou být rovnice rovnováhy zapsány takto:

$$[\mathbf{B}] \{\boldsymbol{\sigma}\} + \{\mathbf{b}\} = 0, \quad (6.10)$$

a vztah mezi přetvoření a posunutím zapsán:

$$\{\boldsymbol{\varepsilon}\} = [\mathbf{B}^T] \cdot \{\mathbf{u}\}, \quad (6.11)$$

kde  $\{\mathbf{b}\}$  je sloupcová matice objemové síly se složkami  $b_x$  a  $b_y$ . Nejjednodušším příkladem objemové síly je vlastní tíha tělesa, která odpovídá součinu objemové hmotnosti tělesa hráze a tíhového zrychlení [Brdička, 1959], mezi objemové síly patří také gradient tlaku. Objemové síly volíme podle typu úlohy. Podmínka rovnováhy (6.10) bývá obecně doplněna o předepsané zatížení na dané části hranice náhradní oblasti. Podmínka rovnováhy na zatížené hranici má tvar:

$$\boldsymbol{\sigma} \mathbf{v} = \mathbf{a}, \quad (6.12)$$

kde  $\boldsymbol{\sigma}$  je tenzor napětí,  $\mathbf{v}$  je normálový jednotkový vektor vnější normály k dané hranici a  $\mathbf{a}$  je předepsané povrchové zatížení [Kratochvíl, Leitner 1979] se složkami  $a_x$  a  $a_y$ . Vztah (6.12) můžeme rozepsat následovně:

$$\begin{aligned}\sigma_x v_x + \tau_{xy} v_y &= \bar{a}_x \\ \sigma_y v_y + \tau_{xy} v_x &= \bar{a}_y\end{aligned}\quad (6.13)$$

Zavedením Terzaghiho principu efektivních napětí [Terzaghi et al., 1996]:

$$\boldsymbol{\sigma} = \boldsymbol{\sigma}' + \mathbf{p}_w, \quad (6.14)$$

kde  $\mathbf{p}_w$  je tlak vody v pórech,  $\boldsymbol{\sigma}'$  je efektivní napětí a  $\boldsymbol{\sigma}$  je totální napětí, lze vztah (6.10) upravit na následující tvar:

$$[\mathbf{B}^T] (\{\boldsymbol{\sigma}'\} + \{\mathbf{p}_w\}) + \{\mathbf{b}\} = 0. \quad (6.15)$$

Celkové přetvoření je dáno součtem pružného a plastického přetvoření (viz vztah 5.25). Vztah daný materiálovým modelem pak může být upraven pro pružné přetvoření následovně:

$$\{\boldsymbol{\sigma}'\} = [\mathbf{C}^e] \{\boldsymbol{\varepsilon}^e\}, \quad (6.16)$$

kde  $\boldsymbol{\sigma}'$  je efektivní napětí,  $\boldsymbol{\varepsilon}^e$  pružné přetvoření, obě ve tvaru sloupcové matice. Dále  $[\mathbf{C}^e]$  je matice charakterizující pružné vlastnosti látky a má tvar

$$[\mathbf{C}^e] = \frac{E}{(1+\mu) \cdot (1-2\mu)} \begin{bmatrix} 1-\mu & \mu & 0 \\ \mu & 1-\mu & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1-2\mu}{2} \end{bmatrix}, \quad (6.17)$$

kde  $E$  je Youngův modul pružnosti a  $\mu$  je Poissonovo číslo [Kratochvíl, Leitner, 1979]. Vyjádřením elastických přetvoření ze vztahu (6.16) pomocí vztahu (5.25) získáme vztah pro pružně plastické chování:

$$\{\boldsymbol{\sigma}'\} = [\mathbf{C}^e] (\{\boldsymbol{\varepsilon}\} - \{\boldsymbol{\varepsilon}^p\}), \quad (6.18)$$

kde  $\{\boldsymbol{\varepsilon}^p\}$  je plastické přetvoření a  $\{\boldsymbol{\varepsilon}\}$  je celkové přetvoření, obě přetvoření ve tvaru sloupcových matic.

Pro řešení neznámých posunů  $u_x$  a  $u_y$  a tlaku  $p_w$  je třeba doplnit ke vztahům (6.18), (6.15) a (6.11) zákon zachování hmotnosti, například dle [Bear, Verruijt, 1987] vyjádřený odděleně pro kapalnou fázi (vodu):

$$\nabla \cdot (S_r \rho_w n \mathbf{v}_w) + \frac{\partial}{\partial t} (S_r n \rho_w) = 0, \quad (6.19)$$

a pevnou fází:

$$\nabla \cdot (\rho_s (1-n) \mathbf{v}_s) + \frac{\partial}{\partial t} ((1-n) \rho_s) = 0, \quad (6.20)$$

kde  $\mathbf{v}_w$  je střední rychlost proudění vody v pórech,  $\mathbf{v}_s$  rychlost pevné fáze,  $\nabla$  operátor nabla dle vztahu (5.13),  $S_r$  stupeň nasycení,  $n$  je pórovitost,  $\rho_s$  hustota pevné fáze (zrn zeminy) a  $\rho_w$  je hustota vody. Úpravy rovnic zachování do výsledné rovnice proudění uvádí například Kratochvíl a Leitner [1979] či Bear a Verruijt [1987].

Rozepsáním Darcyho vztahu (5.51) za předpokladu izotropního prostředí bude výsledná rovnice kontinuity ve tvaru:

$$\frac{\partial}{\partial x} \left( k \frac{\partial h}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( k \frac{\partial h}{\partial y} + 1 \right) - \frac{\partial}{\partial t} \left( \frac{\partial u_x}{\partial x} + \frac{\partial u_y}{\partial y} \right) = 0 \quad (6.21)$$

Pokud je přijat předpoklad, že kapalná i pevná fáze budou nedeformovatelné, tedy bude docházet pouze k přeuspořádání zrn, tak může být časová derivace rychlosti pohybu pevné fáze vyjádřena jako derivace objemového přetvoření:

$$\frac{\partial}{\partial x} \left( k \frac{\partial h}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( k \frac{\partial h}{\partial y} \right) = - \frac{\partial \varepsilon_v}{\partial t} \quad (6.22)$$

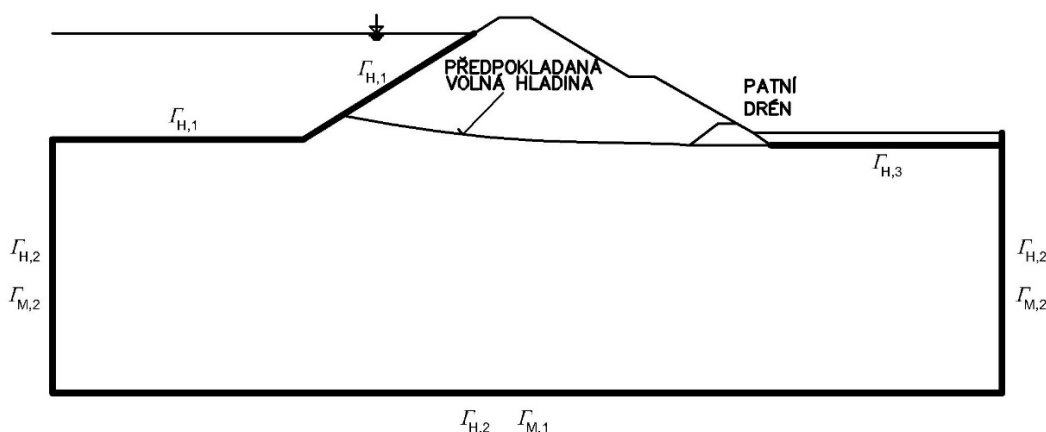
kde  $\varepsilon_v$  je objemové přetvoření. Rovnice (6.22) spolu s dvěma rovnicemi rovnováhy tvoří základní soustavu rovnic pro řešení neznámých  $u_x$ ,  $u_y$  a  $p_w$  [Kratochvíl, Leitner, 1979]. Pórový tlak  $p_w$  je v úloze obvykle zadáván dle vztahu (5.49) v piezometrické výšce  $h$ .

### 6.1.3 Okrajové podmínky

Ve formulované sdužené úloze jsou okrajové podmínky pro výpočet napětí, přetvoření a posunů (mechanická úloha) a okrajové podmínky pro výpočet piezometrické výšky a pórového tlaku (hydraulická úloha). Hydraulická úloha využívá dva druhy okrajových podmínek, Dirichletovu podmínku (prvního druhu) pro neznámou hodnotu piezometrické výšky a Neumanovu podmínku (druhého druhu) pro tok přes hranici. Všechny hranice hydraulické i mechanické části úlohy tvoří spojitou hranici  $\Gamma$  celé náhradní oblasti  $\Omega$ :

$$\Gamma = \bigcup_{i=1}^l \Gamma_i, \quad (6.23)$$

kde  $\Gamma_i$  je  $i$ -tá hranice a  $l$  je počet všech zadávaných hranic. Příklad konkrétní varianty okrajových podmínek pro sduženou úlohu je uveden na obrázku 6.1.



Obrázek 6.1 Příklad okrajových podmínek sdužené úlohy

Pro mechanickou část úlohy je použita okrajová podmínka pro předepsaný posun na hranicích  $\Gamma_{M,1}$  a  $\Gamma_{M,2}$ . Na těchto hranicích se předpokládá nulový posun, nepřipouští-li se v tomto směru deformace. Příkladem je hrana  $\Gamma_{M,1}$ , kde se nepřipouští vodorovné i svislé deformace  $u_x = 0$  a  $u_y = 0$ :

$$\mathbf{u}(x, y, t) \Big|_{\Gamma_{M,1}} = \bar{\mathbf{u}} = \mathbf{0}, \quad (6.24)$$

kde  $\mathbf{u}$  je obecně vektor posunutí. Na hranici  $\Gamma_{M,2}$  se nepřipouští pouze vodorovné deformace  $u_x = 0$ .

Hydraulická úloha využívá dva druhy okrajových podmínek, Dirichletovu podmínku (prvního druhu) pro neznámou hodnotu piezometrické výšky a Neumanovu podmínku (druhého druhu) pro tok přes hranici. Předepsaná hodnota piezometrické výšky pro hranice  $\Gamma_{H,1}$  je ve tvaru:

$$h(x, y, t) \Big|_{\Gamma_{H,1}} = \bar{h}, \quad (6.25)$$

kde  $h$  je piezometrická výška a  $\bar{h}$  je předepsaná piezometrická výška odvozená od polohy hladiny v nádrži na návodní straně náhradní oblasti hráze. Na vzdušné straně hráze je na hranici  $\Gamma_{H,3}$  předpokládána poloha volné hladiny v podloží. Pro tuto hranici je okrajová podmínka ve tvaru:

$$h(x, y, t) \Big|_{\Gamma_{H,3}} = \bar{h}(x, y, t) = y, \quad (6.26)$$

předpoklad rovnosti piezometrické výšky a vertikální souřadnice  $\bar{h} = y$  dle vztahu (5.48) určuje polohu volné hladiny. Dále na vzdušném svahu hráze se předpokládá, že dochází k výronové ploše, a na ostatních propustných hranicích se předpokládá proudění dle Neumannovy okrajové podmínky.

Obecně může být Neumannova podmínka definovaná jako propustná (6.27) nebo nepropustná (6.28):

$$k \frac{\partial h}{\partial \mathbf{x}} \mathbf{v} \Big|_{\Gamma_{H,2}} = \mathbf{q}_v, \quad (6.27)$$

$$k \frac{\partial h}{\partial \mathbf{x}} \mathbf{v} \Big|_{\Gamma_{H,2}} = 0, \quad (6.28)$$

kde  $\mathbf{v}$  je normálový vektor,  $\mathbf{q}_v$  je specifický průtok na hranici  $\Gamma_2$ ,  $k$  je hydraulická vodivost a  $h$  je piezometrická výška.

#### 6.1.4 Počáteční podmínky

V hydromechanické úloze sypané hráze jsou předepsány počáteční podmínky pro mechanickou úlohu a pro hydraulickou úlohu. Úloha předpokládá v počátečním čase  $t = 0$ , že je náhradní oblast ve stavu statické rovnováhy. Počátečním časem se rozumí stav před začátkem výstavby hráze. V počátečním čase je zadáno geostatické napětí (počáteční efektivní napětí v podloží) a pórové tlaky v podloží pod úrovní uvažované základové spáry.

Mechanická část úlohy předpokládá na celé náhradní oblasti  $\Omega$  předepsanou počáteční hodnotu posunů  $\mathbf{u}_0 = 0$  a případně pro hranice s předepsaným zatížením počáteční hodnotu zatížení  $\mathbf{a}_0 = 0$ . Zápis počáteční podmínky posunů je ve tvaru:

$$\mathbf{u}(x, y, t)|_{\Omega} = \mathbf{u}_0(x, y, t) = 0 \quad (6.29)$$

Pro hydraulickou část úlohy v počátečním čase je podmínka zadána známou polohou volné hladiny v tělese hráze a podloží. Ta je zadána pomocí známé polohy piezometrické výšky

$$h(x, y, t)|_{\Omega} = h_0(x, y, t), \quad (6.30)$$

kde  $h_0$  je známá piezometrická výška v počátečním čase na celé náhradní oblasti určena z polohy volné hladiny v počátečním čase pomocí vztahu pro piezometrickou výšku (5.48).

## 7. CITLIVOSTNÍ ANALÝZA SDRUŽENÉ HYDROMECHANICKÉ ÚLOHY

### 7.1 Cíle experimentu

V kapitolách 5 a 6 byly formulovány dva modely hydromechanické úlohy popisující chování sypaných hrází. V obecném postupu stanovení mezních hodnot posunů (kapitola 4) je navrženo jejich použití jako modelu konstrukce ve smyslu Eurokódu 7 [ČSN EN 1997-1]. Pokud má být použit model chování hráze a vyvozeny z něj kvantitativní závěry o chování hráze, klíčovou roli hraje citlivost vstupních parametrů na výsledné vypočtené posuny. Kapitola slouží také jako náhled do principů chování sypaných hrází při časově závislé úloze.

Rozmezí porovnávaných veličin bylo vztaženo k předpokládanému chování sypaných hrází, konkrétně sypané hráze VD Morávka (viz kapitola 8).

### 7.2 Plán citlivostní analýzy

V první části citlivostní analýzy byl pozorován vliv změny pěti parametrů uvedených v tabulce 7.1, které vycházejí z rozborů a rešerší podkladů VD Morávka [Vlček, 1968], [Bílík, Jahoda, 1969], [Novosad, 1996]. Před stanovením výchozích parametrů byla provedena řada simulací, na základě kterých byly upřesněny především výchozí parametry modulu pružnosti ve vztahu k měřeným hodnotám vertikálních posunů na odpovídajících sypaných hrázích.

**Tabulka 7.1 Výchozí sada vstupních parametrů citlivostní analýzy**

sledovaný parametr	$E$ [MPa]	$\mu$ [-]	$k$ [m/s]	$c$ [kPa]	$\varphi$ [°]
těleso hráze	40,0	0.20	$1,0 \cdot 10^{-7}$	15,0	29,0
podloží	1000,0	0.20	$1,0 \cdot 10^{-7}$	500,0	40,0

V této části byly parametry hráze a zároveň podloží zvyšovány a snižovány stejnou měrou. Jednotlivé sady parametrů byly voleny tak, že vždy jeden z výchozích parametrů byl postupně snižen nebo zvýšen na 10%, 20%, 50%, 200% a 500% výchozí hodnoty dle tabulky 7.1. Pro Poissonovo číslo a úhel vnitřního tření byly hodnoty zvyšovány a snižovány v menším rozmezí z důvodů fyzikální podstaty veličin. Například Poissonovo číslo je definováno pouze pro hodnoty  $\mu < 0,5$ .

Druhou částí citlivostní analýzy byla navazující analýza kombinací hydraulické vodivosti hráze (označené H) a podloží (označené P) a kombinací modulu pružnosti hráze a modulu pružnosti podloží. V případě, že se měnila hydraulická vodivost, modul pružnosti zůstal na výchozích parametrech (viz tabulka 7.1) a naopak.

Volené kombinace hydraulické vodivosti jsou v tabulce 7.2:

**Tabulka 7.2 Kombinace hydraulické vodivosti hráze a podloží**

označení	He-8; Pe-7	H2e-8; Pe-7	H5e-8; Pe-7	He-7; Pe-7	H2e-7; Pe-7	H5e-7; Pe-7
násobek [ - ]	0,1	0,2	0,5	1	2	5
$k$ hráze [m/s]	$1 \cdot 10^{-8}$	$2 \cdot 10^{-8}$	$5 \cdot 10^{-8}$	$1 \cdot 10^{-7}$	$2 \cdot 10^{-7}$	$5 \cdot 10^{-7}$
$k$ podloží [m/s]	$1 \cdot 10^{-7}$					

označení	He-7; Pe-8	He-7; P2e-8	He-7; P5e-8	He-7; Pe-7	He-7; P2e-7	He-7; P5e-7
násobek [ - ]	0,1	0,2	0,5	1	2	5
$k$ hráze [m/s]	$1 \cdot 10^{-7}$					
$k$ podloží [m/s]	$1 \cdot 10^{-8}$	$2 \cdot 10^{-8}$	$5 \cdot 10^{-8}$	$1 \cdot 10^{-7}$	$2 \cdot 10^{-7}$	$5 \cdot 10^{-7}$

a modulu pružnosti v tabulce 7.3:

**Tabulka 7.3 Kombinace modulu pružnosti hráze a podloží**

násobek [ - ]	0,1	0,2	0,5	1	2	5
$E$ hráze [MPa]	4	8	20	40	80	200
$E$ podloží [MPa]	1000					

násobek [ - ]	0,1	0,2	0,5	1	2	5
$E$ hráze [MPa]	40					
$E$ podloží [MPa]	100	200	500	1000	2000	5000

V druhé části citlivostní analýzy byl kladen důraz na časový vývoj posunů v závislosti na plnění nádrže a průběhu ustalování polohy hladiny v tělese při konstantní hladině.

### 7.3 Metoda výpočtu a vyhodnocení

#### 7.3.1 Volba náhradní oblasti

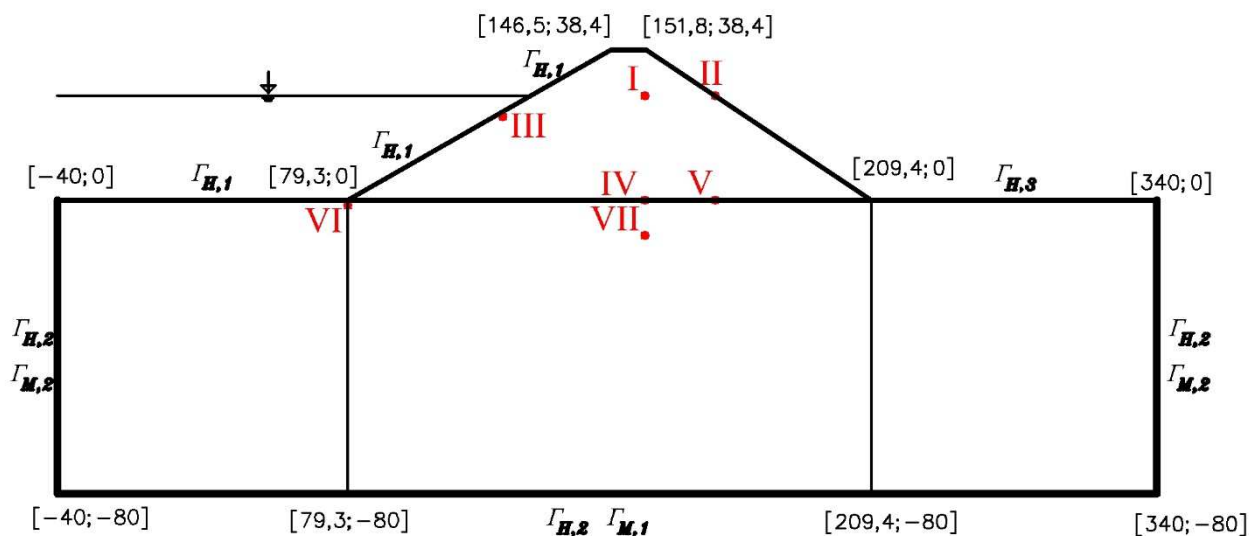
Výška tělesa hráze nad podložím je 38,4 m a sklony svahů jsou návodní 1:1,75 a vzdušní 1:1,5, což odpovídá přibližně geometrii VD Morávka v údolním profilu. Šířka koruny hráze je 5 m, podloží bylo modelováno do hloubky 80 m pod terénem. Podloží i hráz se předpokládají homogenní. Základová spára hráze je zjednodušena a zhruba odpovídá úrovni terénu nad a pod tělesem hráze. Model neobsahuje žádný drenážní prvek ani žádný další materiál.

Znaménková konvence neznámých veličin je shodná s formulovanými modely (kapitola 5), tzn. kladná ve smyslu souřadných os. Sedání je záporný vertikální posun a kladný pórový tlak ukazuje tlak vody v pórech pod volnou hladinou v tělese hráze.

Pro všechny varianty citlivostní analýzy byla využita následující náhradní oblast, ve které byly vyznačeny reprezentativní body pro porovnání posunů hráze a podloží. Body I až VII mají



následující souřadnice v metrech I [151,6 ; 26], II [166,6 ; 26], III [113,6 ; 17], IV [151,6 ; 0], V [166,6 ; 0], VI [79,3 ; -1], VII [151,6 ; -5] a jsou označeny červeně (obrázek 7.1).



obrázek 7.1 Náhradní oblast a vybrané body pro porovnání

### 7.3.2 Zatěžovací stav

Při všech citlivostních výpočtech bylo uvažováno postupné pomalé plnění nádrže, které odpovídá prvnímu napuštění přehradní nádrže (začátek napouštění odpovídá časovému kroku 1,03 roku). Je uvažováno, že po přibližně 11 měsících se ustálí poloha hladiny ve výšce 24,5 m nade dnem v nádrži (časový krok 1,91 roku). Dále už poloha hladiny nebyla v rámci citlivostní analýzy pro zjednodušení měněna. Během napouštění a ustalování polohy volné hladiny byly výsledky průběžně ukládány.

Před začátkem napouštění byl modelován průběh výstavby, který probíhal od času  $t = 0$  do 1,03 roku (dále jen  $r$ ).

### 7.3.3 Metoda vyhodnocení

Pro experiment byl použit zjednodušený 2D model bez creepového chování (kapitola 6). Počet kroků v tomto výpočtu byl zadán časovým přírůstkem v rozmezí  $10^3$  až  $10^5$  sekund. Pro porovnání byly výsledky zpracovány v sedmi vybraných časech. V letech od začátku výstavby to jsou  $t_1 = 1,03 r$ ;  $t_2 = 1,11 r$ ;  $t_3 = 1,51 r$ ;  $t_4 = 1,91 r$ ;  $t_5 = 3,71 r$ ;  $t_6 = 5,87 r$  a  $t_7 = 9,61 r$ . Pokud  $i$  udává  $i$ -tý krok, pak při vyhodnocení  $t_i$  nabývá hodnot  $t_1$  až  $t_7$ .

Jednotlivé sady parametrů byly kvalitativně i kvantitativně porovnávány prostřednictvím posunů ve vybraných bodech. Tyto body, respektive uzly sítě konečných prvků náhradní oblasti, jsou znázorněny na obrázku 7.1.

Pro srovnání jednotlivých citlivostních výpočtů byl vynesena pohyb bodů (změna jejich souřadnic) vyjádřený pomocí celkového posunu v čase. Celkový vertikální posun  $u_{y,tot}$  můžeme dle kapitol 5.2 a 5.3 vyjádřit následovně:

$$u_{y,tot} = u_{y,tot}(i) = y_i - y_0 = \sum_{i=t_1}^{t_7} u_y(i), \quad (7.1)$$

kde  $y_0$  je vertikální souřadnice bodu v počáteční poloze,  $y_i$  je vertikální souřadnice bodu a  $u_{y,i}$  je vertikální posun vyjádřený následovně:

$$u_{y,i} = y_i - y_{i-1}, \quad (7.2)$$

kde  $y_{i-1}$  je vertikální souřadnice bodu v předchozím sledovaném čase.

Posuny způsobené výstavbou byly významné, a proto nebyly započítány, respektive byly z celkových posunů odečteny. Důvodem bylo také využití závěrů citlivostní analýzy pro případovou studii VD Morávka, kde se měřené hodnoty posunů při výstavbě nedochovaly.

Posuny vzniklé do času  $t_1$  výpočtu reprezentují výstavbu hráze. Celkový vertikální posun bodů hráze bez výstavby je označen  $u_{y,zam}$  a je vyjádřen za pomoci vztahu (7.1) takto:

$$u_{y,zam} = u_{y,zam}(i) = \sum_{i=t_1}^{t_7} u_y(i) - u_{y,tot}(t_1), \quad (7.3)$$

kde  $u_{y,tot}(t_1)$  je celkový posun do času  $t_1$ , tj. do konce výstavby. Pro  $i = t_1$  je  $u_{y,zam} = 0$ .

Pro část grafických výstupů citlivostní analýzy byl výpočet vztažen k vertikálním posunům vypočteným na základě výchozí sady vstupních parametrů (viz tabulka 7.1). Byl použit normovaný celkový posun bez posunů vzniklých při výstavbě vypočtený dle následujícího vztahu:

$$\bar{u}_{y,zam}(i) = \frac{u_{y,zam}(i)}{u_{y,zam,100\%}(t_7)}, \quad (7.4)$$

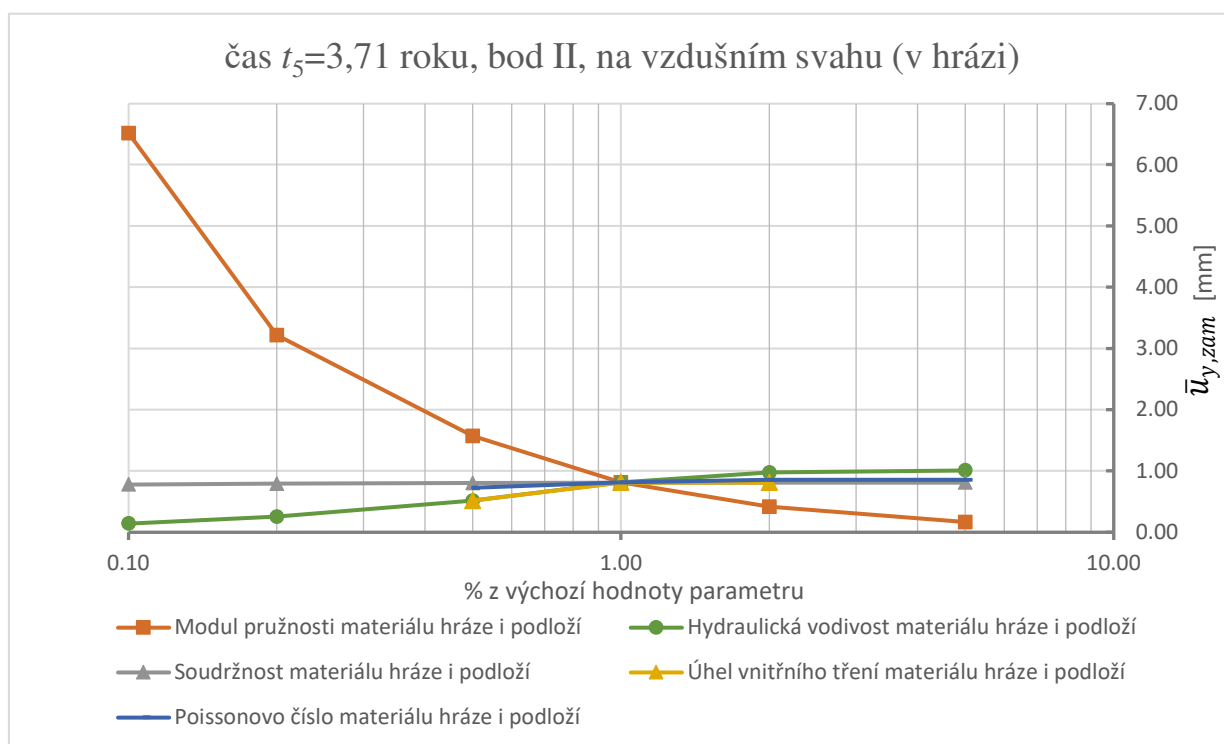
kde  $u_{y,zam,100\%}(t_7)$  je celkový vertikální posun v čase  $t_7$  vypočtený z výchozích parametrů z tabulky 7.1 a nabývá hodnoty 9,1 mm. Čas  $t_7=9,61$  r je stanovený výpočtem tak, že pro výchozí parametry už nedochází k dalším přírůstkům posunů.

Vztahem (7.4) je vyjádřen normovaný posun  $\bar{u}_{y,zam}$ , který byl použit v citlivostní analýze pro kvantitativní porovnání vlivu jednotlivých parametrů. Pro konkrétní bod tak lze porovnat míru vlivu jednotlivých vstupních parametrů.

## 7.4 Výsledky citlivostní analýzy, závěr

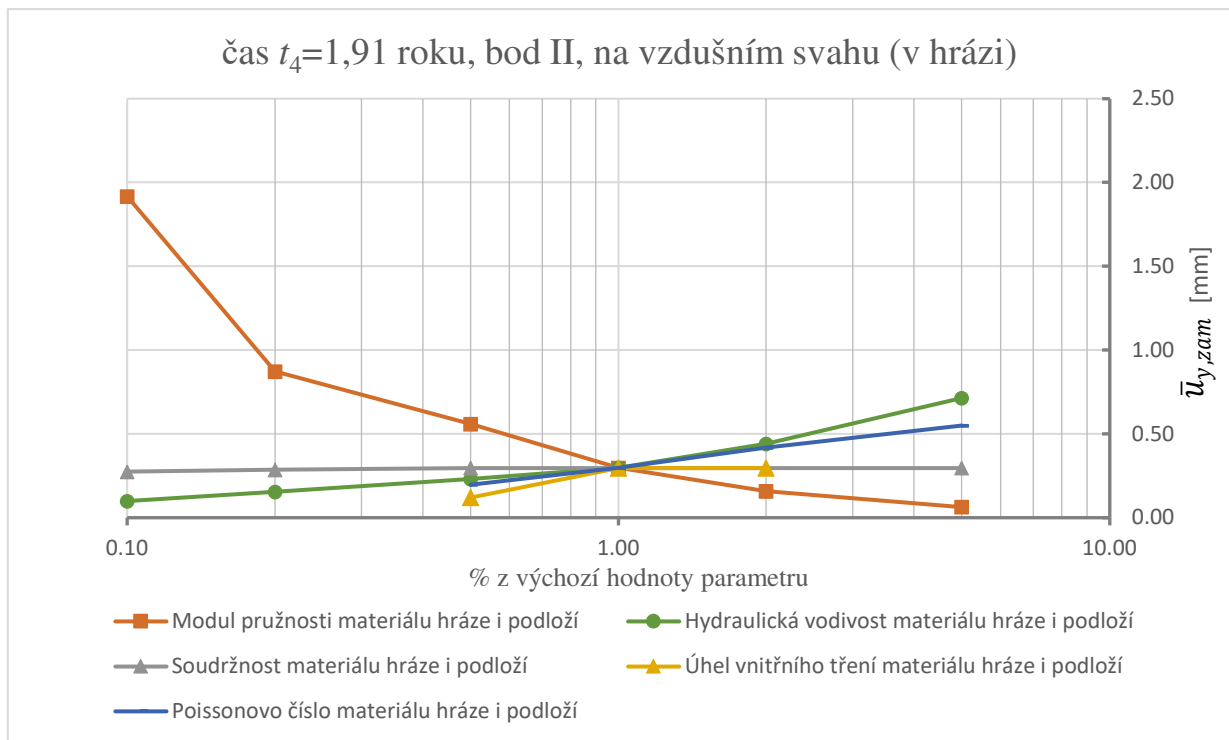
### 7.4.1 Výsledky první části analýzy - 5 základních parametrů

Výsledky numerických experimentů byly porovnávány v 7 reprezentativních bodech – třech v hrázi a čtyřech na a pod základovou spárkou (obrázek 7.1). V těchto bodech byly sledovány vertikální posuny, jejich přírůstky a pórové tlaky. Citlivost vstupních parametrů byla vztažena k celkovým normovaným posunům bez posunů vzniklých při výstavbě, viz vztah (7.4), tj. jako změna polohy bodu od počátečního zaměření bez posunů modelovaných při výstavbě hráze. Stejně vyjádření je použito pro srovnání posunů s geodetickým měřením (kapitola 8). Citlivost parametrů byla hodnocena ve vybraných časových krocích. Na vodorovné ose citlivostních grafů (obrázky 7.2 a 7.3) je vyneseno procentuální snížení nebo zvýšení sledovaného parametru (0,1krát až 5krát výchozí hodnota parametru). Na vertikální ose je celkový normovaný posun  $\bar{u}_{y,zam}$  pro vybraný bod:



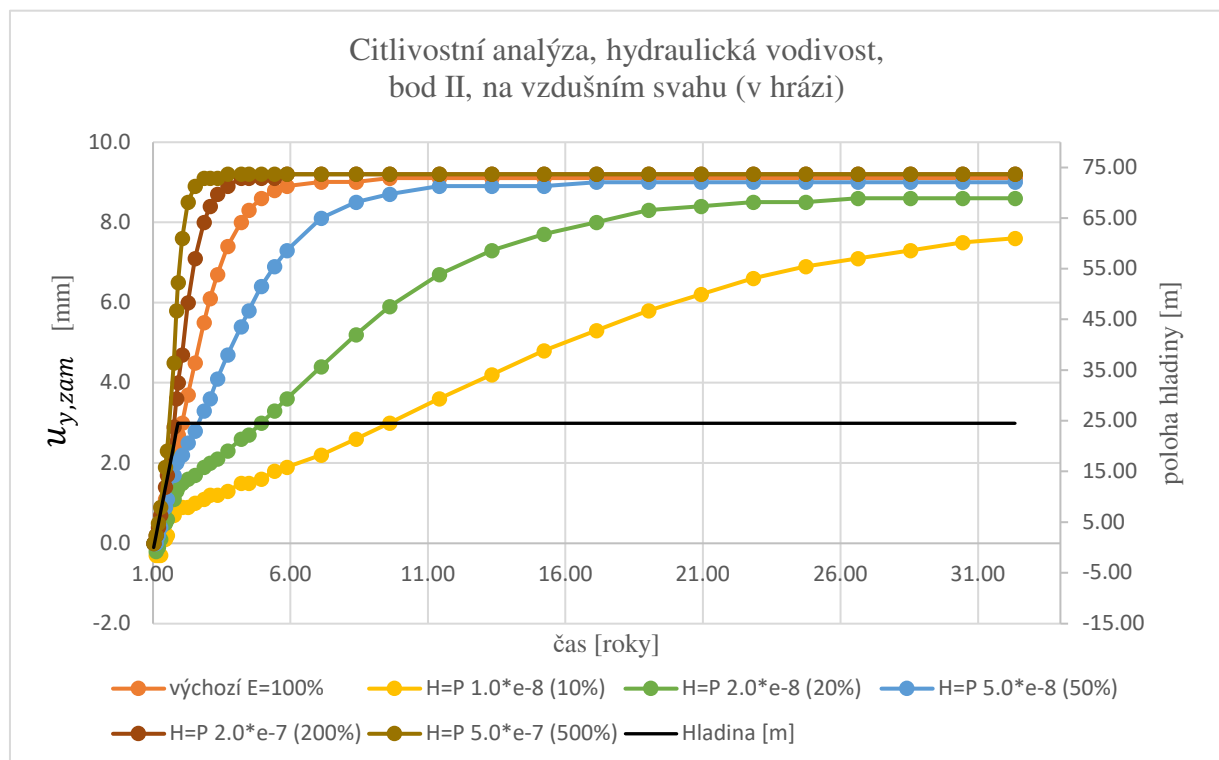
Obrázek 7.2 Vliv parametrů cca 2 roky po napuštění

Obrázky 7.2 a 7.3 ukazují příklad grafů citlivostní analýzy pro bod na vzdušní straně hráze se souřadnicemi v metrech [166,6; 26], na obrázku 7.1 označený jako bod II.



**Obrázek 7.3 Vliv parametrů v čase ukončení prvního napouštění nádrže**

Dále byl pozorován vliv hydraulické vodivosti na průběh posunů  $u_{y,zam}$ . Její vliv byl testován v rozmezí hodnot  $k = 1,0 \cdot 10^{-6}$  až  $k = 1 \cdot 10^{-8}$  m/s, což orientačně odpovídá hlinitým až jílovitým materiálům s obsahem jemnozrnných částic nad 10% [ČSN 75 2410]. Následující obrázek 7.4 znázorňuje vliv hydraulické vodivosti pro bod u vzdušného svahu 26 m nad základovou spárou.



**Obrázek 7.4 Časový vývoj vertikálních posunů v závislosti na hydr. vodivosti hráze i podloží**

Pro jednotlivé varianty hydraulické vodivosti dochází v různém čase k ustálení polohy volné hladiny. Celkové posuny od základního zaměření si po ustálení přibližně odpovídají. V této části citlivostní analýzy je uvažována pro zjednodušení hydraulická vodivost hráze i podloží shodně v rozsahu 0,1krát až 5krát výchozí hodnoty dle tabulky 7.1. Ostatní parametry neměnné dle tabulky výchozích parametrů (tabulka 7.1). Obrázek 7.4 popisuje časový vývoj vertikálních posunů, které se při vyšší hydraulické vodivosti propagují v celé náhradní oblasti rychleji, a tím je dříve dosažena konečná (ustálená) hodnota vertikálních posunů pro danou hladinu v nádrži. Na obrázku 7.4 je konečná hodnota posunů 9,2 mm při hladině v nádrži 24,5 m. Při vyšší hydraulické vodivosti je hodnota dosažena rychleji, velmi rychle po ukončení nárůstu hladiny v nádrži (černá čára v grafu na obrázku 7.4). Při nižší hydraulické vodivosti se při nárůstu hladiny generují posuny zprvu rychleji, ale spíše vlivem zvýšení gradientu pórových tlaků. Po ukončení plnění nádrže a při ustalování dojde ke zpomalení nárůstu a konečné hodnoty je dosaženo později. Toto je patrné především u 10% (žlutá barva,  $k = 1,0 \cdot 10^{-8}$  m/s) a 20% (zelená barva,  $k = 2,0 \cdot 10^{-8}$  m/s) hodnoty výchozí hydraulické vodivosti hráze i podloží.

#### **7.4.2 Závěr první části citlivostní analýzy**

Vliv zkoumaných parametrů pro daný zatěžový stav (plnění nádrže a ustálení) se v čase měnil. Významný vliv na vertikální posuny byl dle očekávání prokázán u modulu pružnosti, částečně také u hydraulické vodivosti a Poissonova čísla.

V určitých vyhodnocovaných časových krocích výpočtu byly posuny hráze ovlivněny volbou hydraulické vodivosti. Při změně polohy hladiny v nádrži roste míra vlivu hydraulické vodivosti na celkové posuny vůči vlivu ostatních parametrů. V posledním kroku plnění nádrže byl vliv nejvýznamnější. Během ustalování polohy volné hladiny v tělese hráze za konstantní hladiny v nádrži se vliv snižoval a byl méně významný oproti vlivu modulu pružnosti. Doba ustálení koresponduje s výsledky výpočtu sdružené hydromechanické úlohy na cca 2,5krát až 2,8krát menší homogenní hrázi [Pertl et al., 2011], pro hydraulickou vodivost odpovídající výchozí ( $1,0 \cdot 10^{-7}$  m/s) autoři uvádí 2,1 roku. Výpočet prezentovaný na obrázku 7.4 udává po ukončení plnění čas ustálení volné hladiny v tělese hráze cca 5 let.

V modelované náhradní oblasti při daném zatěžovacím stavu působí vlastní tíha, přitížení od vody v nádrži a se zpožděním také zvyšující se pórové tlaky a proudové tlaky vyvolané jejich gradientem.

Míra vlivu modulu pružnosti na vertikální posuny závisela především na pozici porovnávaného bodu, a také na poloze hladiny v nádrži a poloze volné hladiny v tělese hráze. Rozdílný vliv změny modulu pružnosti v různých bodech hráze je způsoben především polohou vůči zatížení od hladiny

v nádrži a dle hydraulické vodivosti i směrem proudění podzemní vody. Kvantitativní vliv změny modulu pružnosti je ovlivněn také polohou s ohledem na výšku nadloží, respektive materiálu hráze nad bodem.

Obecně je chování hráze při nižší hydraulické vodivosti (méně propustná hráz) ovlivněno více zatížením od hladiny v nádrži na návodním svahu. Při vyšší hydraulické vodivosti převládá vliv proudových tlaků. Ten spolu s bilancí vztlakových sil a efektivní tíhy po nasycení určí směr výsledného pohybu hráze. Například na návodní straně hráze a v okolí návodní paty hráze směřují posuny šikmo dolů (od návodní ke vzdušné straně), na vzdušné straně je výsledný posun hráze šikmo nahoru. Směry celkových posunů takto korespondují se směrem proudění podzemní vody v modelované náhradní oblasti. Celkový posun hráze byl vyhodnocen kvantitativně ze změny tvaru náhradní oblasti v čase.

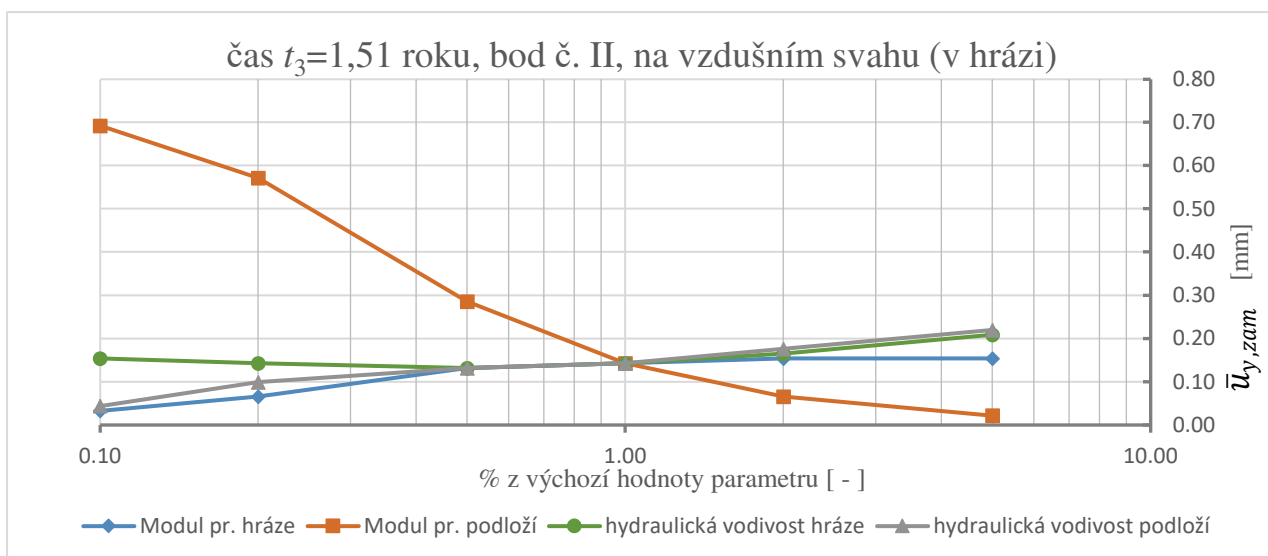
Z citlivostní analýzy vybraných parametrů (tabulka 7.1) dále vyplývá malá až nevýznamná **závislost úhlu vnitřního tření a soudržnosti** v hrázi a podloží na výsledné vertikální posuny hráze pro zkoumané zatěžovací stavy a rozsahy změny parametrů. Soudržnost neovlivnila velikost posunů  $u_y(i)$  v žádném z vyhodnocených časů a vliv nebyl zaznamenán ani na celkovém posunu  $u_{y,tot}(i)$ . Změna zadaného úhlu vnitřního tření ovlivnila celkové posuny jen v počáteční fázi  $u_{y,tot}(t_1)$ , a závislost sledovaného normovaného posunu  $\bar{u}_{y,zam}$  na změně úhlu vnitřního tření byla v porovnání s vlivem modulu pružnosti, hydraulické vodivosti a Poissonova čísla nevýznamná.

Vliv Poissonova čísla pro dané výchozí parametry byl zaznamenán pouze u paty hráze na návodním svahu (bod VI). Tento bod byl v místě vyšších výsledných posunů, které byly způsobeny zatížením od tlaku vody v nádrži a proudovými tlaky. V případě nižších hodnot modulu pružnosti podloží byla míra vlivu Poissonova čísla mírně vyšší.

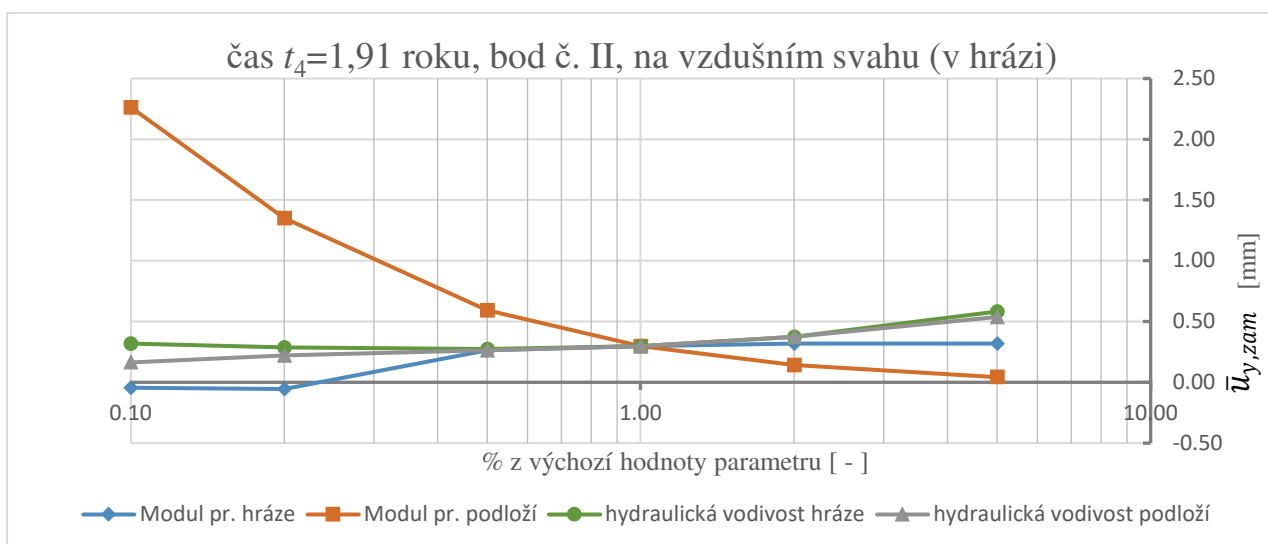
#### **7.4.3 Výsledky druhé části analýzy - kombinace parametrů hráze a podloží**

V první části citlivostní analýzy byl posuzován vliv 5 základních parametrů a to vždy stejnou měrou u hráze i podloží současně. Vzhledem k popsáním závěrům a ovlivnění svislých posunů hydraulickou vodivostí byly v navazující části analýzy sestaveny různé kombinace hydraulické vodivosti hráze a podloží při ostatních parametrech bez změny. Vzhledem k vlivu plnění nádrže byly také řešeny různé kombinace modulu pružnosti hráze a podloží. Výsledky byly porovnány obdobným způsobem jako v první části citlivostní analýzy.

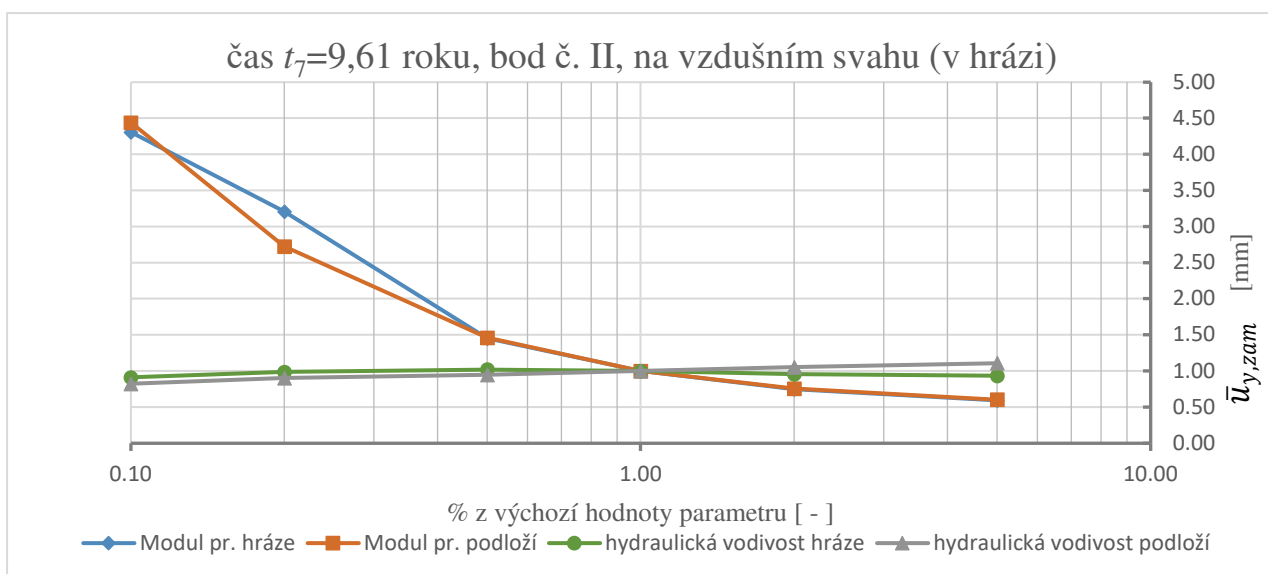
Na obrázcích 7.5 až 7.7 je prezentován vliv modulu pružnosti a hydraulické vodivosti hráze a vliv modulu pružnosti a hydraulické vodivosti podloží v bodě II na vzdušném svahu. Na obrázcích 7.8 až 7.10 jejich vliv v bodě I ve středu hráze pod korunou.



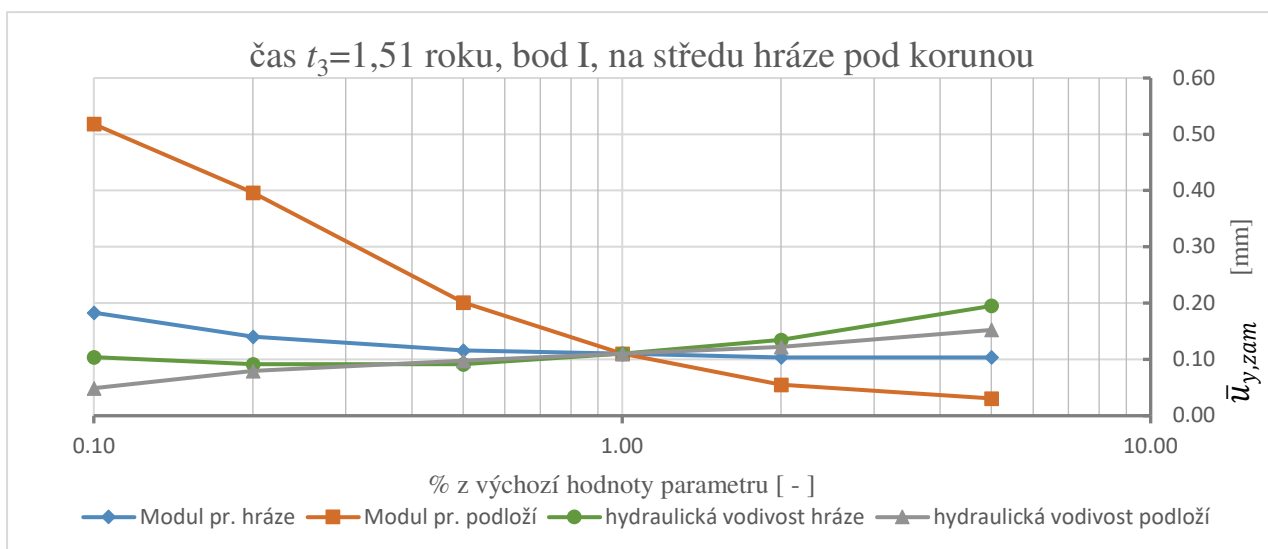
**Obrázek 7.5 Porovnání tří časových kroků – polovina plnění nádrže, vzdušný svah**



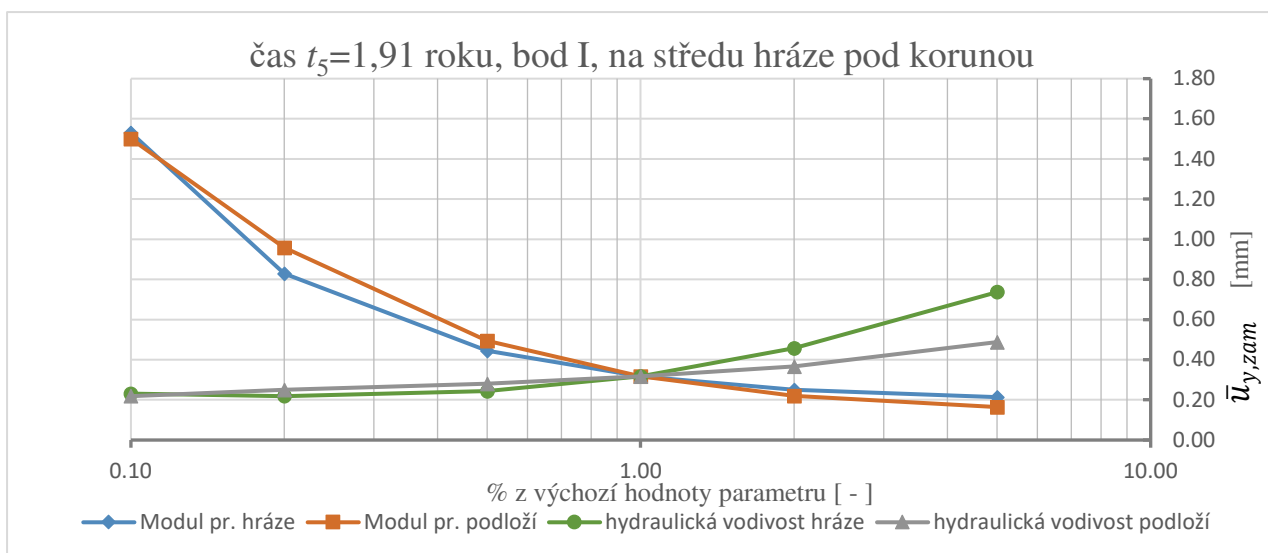
**Obrázek 7.6 Porovnání tří časových kroků – plnění nádrže, vzdušný svah**



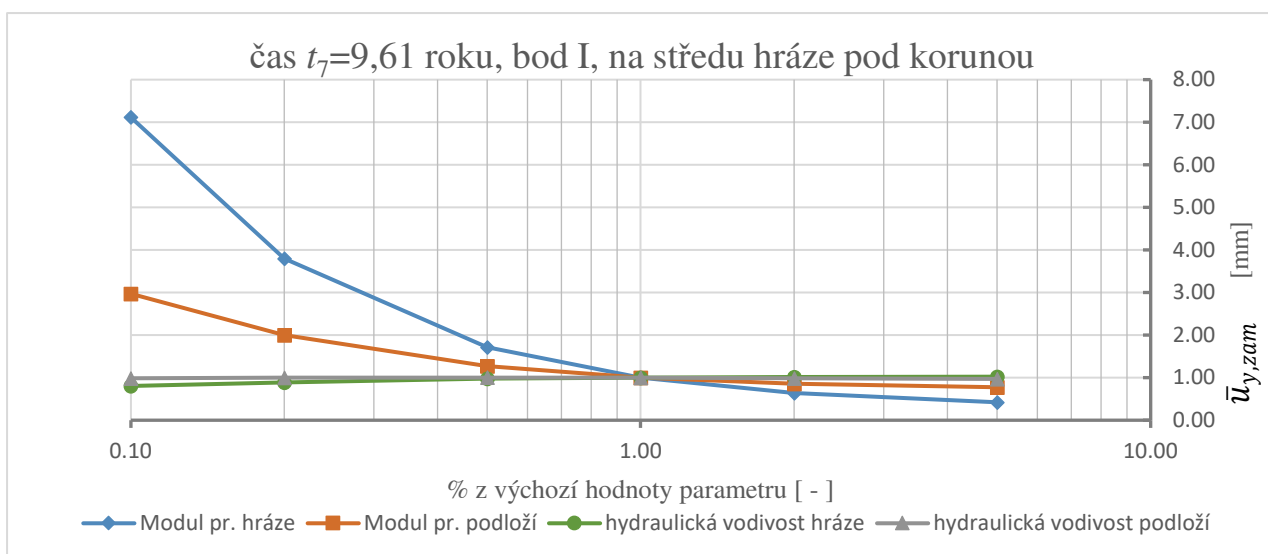
**Obrázek 7.7 Porovnání tří časových kroků – konstantní hladina, vzdušný svah**



**Obrázek 7.8 Porovnání tří časových kroků – polovina plnění nádrže, střed hráze**



**Obrázek 7.9 Porovnání tří časových kroků – plnění nádrže, střed hráze**

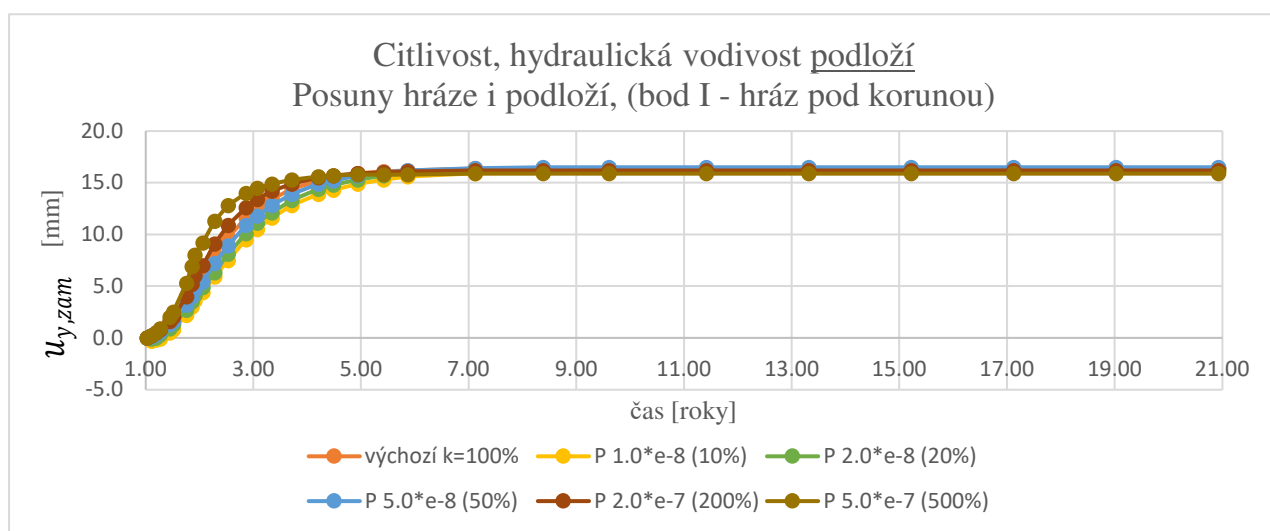


**Obrázek 7.10 Porovnání tří časových kroků – konstantní hladina, střed hráze**

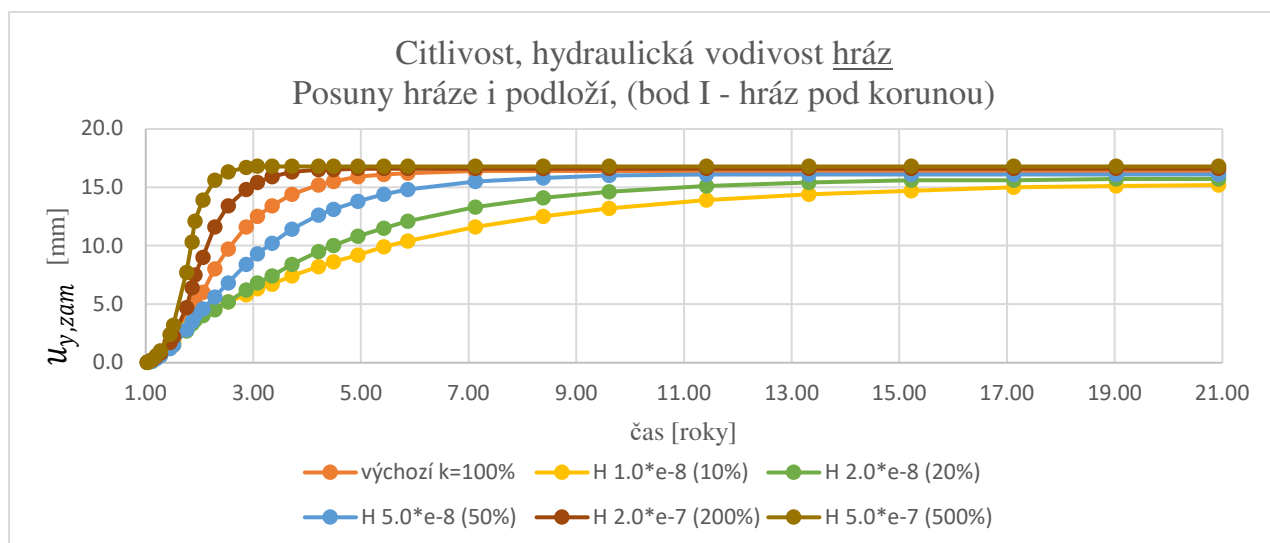


Vliv hydraulické části sdružené hydromechanické úlohy je patrný například v rozdílu obrázků 7.5 a 7.7 pro bod II a obrázků 7.8, 7.9 a 7.10 pro bod I. Střed hráze (bod I) je zpočátku, tak jako vzdušní svah (bod II), více ovlivněn modulem pružnosti podloží. Ke konci plnění a při ustalování volné hladiny je vliv modulu pružnosti daný polohou pozorovaného bodu. Vyšší vliv modulu pružnosti hráze je u bodu I (obrázky 7.9 a 7.10).

Ze sledování vlivu hydraulické vodivosti hráze a podloží odděleně vyplývá odlišný vliv jednotlivých částí náhradní oblasti (částí konstrukce hráze) na výsledné řešení posunů hráze v čase. Relativně je tak nejvíce ovlivněn bod I ve středu hráze (obrázek 7.9) a bod III oproti bodu II na vzdušní straně (obrázek 7.6) či jiným bodům. Dále z obrázků 7.11 a 7.12 je také patrný větší vliv hydraulické vodivosti podloží než hráze na průběh sledovaných posunů.



**Obrázek 7.11 Porovnání citlivosti celkových vertikálních posunů  $u_{y,zam}$  na hydraulickou vodivost podloží v jednotlivých částech.**



**Obrázek 7.12 Porovnání citlivosti celkových vertikálních posunů  $u_{y,zam}$  na hydraulickou vodivost hráze v jednotlivých částech.**

#### 7.4.4 Závěry druhé části analýzy kombinaci parametrů hráze a podloží

Z výsledků první části citlivostní analýzy (kapitola 7.4.1 a 7.4.2) vyplývají kvalitativně odlišné průběhy svislých posunů v čase v závislosti na hydraulické vodivosti. Druhá část citlivostní analýzy potvrzuje tento závěr a konkretizuje vliv jednotlivých částí náhradní oblasti pro konkrétní porovnávané body v celé náhradní oblasti (body na obrázku 7.1).

Ukázalo se, že svislé posuny na vzdušní straně (bod II) jsou více ovlivněny hydraulickou vodivostí podloží. Na návodním svahu (body II a VI) jsou svislé posuny více ovlivněny velikostí hydraulické vodivosti hráze. Porovnávané posuny na bodech ve středu náhradní oblasti (I, IV, VII) ukazují vliv hydraulické vodivosti hráze i podloží přibližně stejnou měrou. Tento závěr koresponduje s polohou volné hladiny v tělese hráze a tím i s pórovými tlaky v hrázi, které jsou vyšší u návodního svahu. Závěr tak potvrzuje důležitost koncepce sdružené hydromechanické úlohy pro výpočet posunů hráze.

Míra vlivu hydraulické vodivosti na návodní straně je dle očekávání významnější při nárůstu hladiny v nádrži. V průběhu jejího ustalování, kdy se nemění okrajová podmínka na návodním svahu hráze, je vliv hydraulické vodivosti v porovnání s modulem pružnosti nižší. U návodního svahu také platí menší vliv modulu pružnosti podloží a větší vliv modulu pružnosti hráze na výsledné posuny, což pro ostatní části hráze není charakteristické. V ostatních částech hráze je vliv modulu pružnosti hráze i podloží buď shodný nebo je mírně větší vliv modulu pružnosti podloží. Tento závěr je platný pro volené kombinace modulu pružnosti hráze a podloží a pro porovnávané body v tělese hráze. Pokud bychom uvažovali stejně tuhý materiál obou částí ( $E_{hráz} = E_{podl}$ ), lze očekávat větší vliv u té části, která bude mít v náhradní oblasti větší mocnost.

Z citlivostní analýzy dále vyplývá, že v místě návodní paty je svislý posun nejvíce proměnlivý v čase, respektive ve vazbě na polohu hladiny, avšak celkové posuny v tomto místě nejsou kvantitativně tak významné. Pro body na a pod základovou spárou závisí vertikální posuny především na modulem pružnosti podloží.

## 8. PŘÍPADOVÁ STUDIE VODNÍHO DÍLA MORÁVKA

### 8.1 Úvod a historie vodního díla

VD Morávka je v severovýchodní části České republiky na vodním toku Morávka a spadá pod správu státního podniku Povodí Odry, s.p. Účel VD dle manipulačního řádu je prioritně vodárenský pro ostravskou aglomeraci. VD dále zajišťuje minimální průtok na řece Morávce a v Ostravici a transformační účinek VD plní ochrannou funkci při příchodu povodňové vlny [Zdráhal, 2006].

Přehrada byla vybudována jako jedna z prvních údolních nádrží s plášťovým těsněním z asfaltového betonu (AB) v České republice. Těleso hráze bylo vrstveno v letech 1960–1964 z homogenních materiálů na celkovou výšku 39 m ode dna po korunu hráze [Zdráhal, 2006]. První zásadní oprava VD Morávka proběhla v zimním období v letech 1965 až 1966. Byla provedena úprava a přisypání vzdušního svahu pod horní lavičkou pro zlepšení odvedení prosakujících vod [Vlček, 1968]. Poté zkušební napuštění v roce 1966 prokázalo nutnost opravy (doplnění) AB těsnicího pláště. Tyto opravy probíhaly do roku 1966 a byly doprovázeny laboratorními zkouškami materiálů hráze (sítový rozbor, měření na propustoměrech). Po opravách těsnění bylo konstatováno, že je těsnost AB pláště dostatečná. Injekční clona byla také přijata jako vyhovující až na drobné výjimky, které neohrožovaly bezporuchovost provozu VD [Vlček, 1968]. Po stabilizaci a dokončení ověřovacího provozu hráze bylo provedeno komplexní posouzení stavu hráze [Stehlík, Leitner, 1969], které obsahovalo výpočet metodou konečných prvků a stanovení stupně bezpečnosti.

Po nadměrných srážkách a zvýšené hladině v nádrži v roce 1996 bylo zjištěno lokální porušení VD. Jednalo se o propad AB těsnicího pláště a lokální porušení tělesa hráze způsobené vyplavením jemnozrné frakce z podkladní vrstvy těsnicího pláště a ze stabilizační části. Změněné průsakové poměry zapříčiněné výstavbou a dodatečným utěšňováním levého zavázání byly patrně hlavní příčinou vyplavení jemnozrné frakce svahovými vodami [Novosad, 1996]. Porucha byla sanována. Po snížení hladiny následovalo v roce 1997 její další zvýšení na kótu maximální hladiny, při kterém došlo k dalšímu podobnému porušení těsnicího pláště. Po těchto dvou extrémních událostech byla provedena rekonstrukce VD spočívající ve třech základních úpravách. AB plášť byl renovován (překryt) těsnicím pláštěm z PVC, byla doplněna nová obtoková štola v pravém zavázání hráze a v levém zavázání hráze byla vybudována drenážní chodba pro odvedení prosakujících svahových vod. Součástí rekonstrukce bylo také doplnění víceřadé injektáže v místech identifikovaných zkušební injektážemi a v místech, kde byl měřen vyšší průsak podloží.

VD Morávka bylo přes svou atypičnost zvoleno pro případovou studii především pro následující 3 skutečnosti. Výskyt lokální poruchy umožňuje srovnání svislých posunů na nivelačních bodech ovlivněných poruchou a bodů na opačné straně hráze, u kterých se nepředpokládá ovlivnění. Při

výstavbě a při následné rekonstrukci byly prováděny laboratorní testy materiálů hráze včetně deformačních charakteristik [Vlček, 1968]. V blízkosti VD byly prováděny polní zkoušky přetvárnosti podloží ve větším oboru napětí [Horák et al., 2005].

## **8.2 Cíle a koncepce řešení numerického modelového výzkumu VD Morávka**

Cílem případové studie je ověření použitelnosti navrženého postupu stanovení mezních hodnot vertikálních posunů na konkrétním VD. Při modelovém výzkumu byla snaha sblížit vypočtené a naměřené svislé posuny, které nebyly ovlivněny vzniklou lokální poruchou. Výběr vhodného modelu konstrukce byl prováděn postupně testováním různých nastavení a předpokladů za postupného sblížování s měřením a pozorováním. Pro svou náročnost byla příprava a kalibrace modelu chování dělena do etap.

### **8.2.1 První etapa**

Cílem první etapy bylo ověření přijaté geometrie tělesa hráze, volba vrstev skalního podloží a kalibrace přetvárných parametrů podloží. Byl vybrán vhodný příčný profil, pro který byl použit 2D lineárně elastický perfektně plastický model sdružené hydromechanické úlohy (kapitola 6). Ve vybraném profilu se nepředpokládá ovlivnění chování hráze poruchami v letech 1996 a 1997.

V rámci této etapy byla provedena základní kalibrace hydraulické vodivosti všech materiálů na základě skutečných průběhů hladin v nádrži a naměřené polohy hladin v hrázi a podloží. Pružně plastický model byl rozšířen o časově závislý model proudění podzemní vody. Poloha hladiny v nádrži byla zadána dle denního měření na VD od roku 1964 do roku 2014. Hydraulická vodivost a modul pružnosti byly následně kalibrovány na vertikální posuny podloží v časovém období od základního zaměření do roku 2014. V průběhu kalibrace byly také upřesněny předběžně zvolené hodnoty pórovitosti, objemové hmotnosti a součinitele zemního tlaku v klidu.

V této fázi byl vliv injekční clony a AB pláštěového těsnění na mechanické chování modelu zjednodušen mechanické vlastnosti těsnění byly nastaveny dle vlastností tělesa hráze.

Záznamy z měření a závěry TBD (zhodnoceny v kapitole 8.3.3) [Vlček, 1968], [Zdráhal, 2006], [Rainer, 2012] uvádějí maximální posuny hráze nad 1% celkové výšky hráze, což potvrzuje přijatý předpoklad velkých přetvoření (*large strain*) uplatněný v rámci vztahů mezi napětím a přetvořením v hydromechanické úloze. Tento předpoklad je spolu s dalšími předpoklady a koncepčním modelem formulován v kapitole 5.

### **8.2.2 Druhá etapa**

Cílem druhé etapy případové studie je kalibrace modelu chování na měřené posuny na povrchu hráze za shody modelovaných posunů podloží s měřením sedání chodby spodních výpustí.

Na základě první etapy byl přijat lineárně elastický perfektně plastický model jako dostatečný pro údolní štěrky a skalní podloží. Pro násyp hráze byl pružně plastický model doplněn tak, aby lépe odpovídal sledovanému chování hráze v čase. Rozšíření modelu o proudění v nenasycené zóně u základové spáry bylo přijato na základě popisu zeminy použité v násypu hráze [Novosad, 1956]. V modelu byla uvažována redukováná hydraulická vodivost pomocí dvou empirických vztahů popsanych v kapitole 5.5.

Hlavní částí druhé etapy bylo modelování časového vývoje posunů vyvolaných creepovým chováním materiálu hráze (sekundární konsolidace). Toto chování bylo simulováno pomocí elasticko vazkoplastického modelu popsaného v kapitole 5.4.

Kalibrace byla provedena pro poruchami neovlivněný příčný profil, ve kterém je kontinuálně prováděno měření od roku 1964 do současnosti. Zásah do chování hráze při rekonstrukci v letech 1996-2000 byl v modelu zahrnut rozdělením výpočtu na dvě na sebe navzájem navazující části. Pro druhou část výpočtu byla snížena hydraulická vodivost pláště a injekční clony. Byl také upraven koeficient zpevnění ovlivňující generování creepových deformací.

### **8.2.3 Třetí etapa při mezním stavu**

Cílem třetí etapy bylo modelování chování hráze pro konkrétní zatěžovací stav tak, aby bylo možné porovnat předpokládané chování hráze a chování hráze při stavu kdy je dosažena mezní hodnota. V této etapě bylo modelováno „ovlivněné“ chování hráze za použití upravených vstupních parametrů. V této etapě už nebyly laděny vstupní předpoklady, výpočet vycházel z nakalibrovaného modelu chování (viz druhá etapa). Výsledkem třetí etapy jsou dva variantní výpočty (bez a s oslabenými parametry) chování hráze VD Morávka, u kterých jsou vyčísleny metodou SSR (metoda redukce parametru smykové pevnosti – kapitola 5.7) faktory *ODF* (faktor definovaný jako číslo, kterým dělíme parametry smykové pevnosti za splnění podmínky rovnováhy a podmínky porušení). Z porovnání průběhů vertikálních posunů ve zvoleném bodě těchto výpočtů je odvozena mezní hodnota vertikálních posunů v tomto bodě.

### **8.3 Podklady pro numerický modelový výzkum chování VD Morávka**

Vstupní data pro numerický modelový výzkum jsou tři druhů. Jde o parametry materiálů zjištěných pomocí geotechnických zkoušek (laboratorních nebo in-situ), parametry použité v předchozích výpočtech stability násypu hráze a podklady získané v rámci měření a provádění TBD.

Geometrické parametry hráze byly použity z nového aktuálního geometrického zaměření dle etapové zprávy TBD [Rainer, 2012] s přihlédnutím k původnímu umístění jednotlivých materiálů hráze. U některých parametrů materiálů náhradní oblasti se nezachovaly kompletní výsledky laboratorních zkoušek z výstavby VD, ale pouze zpráva o zhodnocení výsledků. Jde především o

parametry smykové pevnosti hráze a podloží, na základě kterých byla řešena stabilita VD při návrhu. Pro některé parametry (například pórovitost) byla uvedena pouze hodnota pro těsnicí AB plášť a pro některé, například objemová hmotnost, pouze pro těleso hráze. Na základě popisu jednotlivých materiálů a analogie s VD v okolí (VD Šance) bylo však možné chybějící parametry odvodit.

### 8.3.1 Přehled a zhodnocení informací o vodním díle

#### 8.3.1.1 Základní údaje

Základní parametry hráze jsou uvedeny v tabulce 8.1 dle manipulačního řádu [Zdráhal, 2006] a dle etapových zpráv [Rainer, 2010], [Rainer, 2012]. Parametry uvedené v těchto podkladech jsou ve shodě. Výškový systém v této práci je Balt po vyrovnání.

**Tabulka 8.1 Základní parametry VD Morávka**

Základní informace o hrázi a její výškové uspořádání	
nejnižší kóta koruny hráze	518,40 m n. m.
nejnižší kóta vlnolamu	519,00 m n. m.
dno údolí	480,00 m n. m.
šířka hráze v koruně	5,95 m
délka hráze v koruně	396,0 m
maximální hloubka vody v nádrži při maximální retenční hladině	36,9 m
šířka hráze ve dně údolí	142 m
kóta horní lavičky	508,70 m n. m.
kóta dolní lavičky	499,70 m n. m.
Sklony svahů hráze	
sklon návodního svahu (konstantní)	1 : 1,75
sklon vzdušního svahu od koruny po horní lavičku	1 : 1,50
sklon vzdušního svahu mezi lavičkami	1 : 1,65
sklon vzdušního svahu od paty po dolní lavičku (přísyp po roce 1964)	1 : 1,90
kóta horní lavičky	508,70 m n. m.
kóta dolní lavičky	499,70 m n. m.
Hladiny v nádrži	
hladina stálého nadržení	491,10 m n. m.
hladina zásobního prostoru	506,80 m n. m.
hladina retenčního ovladatelného prostoru	515,22 m n. m.
hladina retenčního neovladatelného prostoru	516,90 m n. m.
Základní hydrologické údaje a údaje o nádrži	
plocha povodí do profilu hráze	64,23 km <sup>2</sup>
dlouhodobý průměrný roční průtok	1,79 m <sup>3</sup> /s
průměrný roční úhrn srážek	1143 mm
délka zátopy	2,3 km
celkový objem nádrže	13 167 000 m <sup>3</sup>

VD je vybavené pevným nehrazeným bezpečnostním přelivem zbudovaným u pravé strany hráze s kapacitou 103 m<sup>3</sup>/s při maximální retenční hladině [Zdráhal, 2006]. V hrázi je umístěna chodba délky 149 m se dvěma spodními výpustěmi s celkovou kapacitou 29,2 m<sup>3</sup>/s. V pravém zavázání byla během rekonstrukce dobudována obtoková štola se dvěma spodními výpustmi o kapacitě 2krát 20,3 m<sup>3</sup>/s.

VD Morávka se nachází v oblasti s vysokým průměrným ročním úhrnem srážek, který činí 1143 mm. Vlivem srážkoodtokových činitelů v povodí VD dochází k významným výkyvům hladiny v nádrži. Z měření hladiny vyplývá, že ve sledovaném období 2010-2012 bylo rozmezí kolísání hladiny v nádrži při běžném provozu 18,19 m. Ve sledovaném období došlo k významné povodňové události v květnu 2010 [Rainer, 2012].

### *8.3.1.2 Zhodnocení zpráv inženýrskogeologických průzkumů přehradního profilu*

Přehradní profil se nachází pod soutokem potoka Slavíč a Morávky u obce Morávka. Údolní niva, pravý pozvolný svah a levý strmý svah jsou pokryty hrubou hlinito-kamenitou sutí. Na levé straně údolního profilu je mocnost těchto štěrkových sutí až 12–15 m, pravá část údolí je pokryta vrstvou 3–5 m [Vlček, 1968], [Bilík, Jahoda, 1969], [Novosad, 1996]. V oblasti obou zavázání byla v této vrstvě sutí vytvořena základová spára hráze [Novosad, 1996].

Údolní sutě a štěrky se tvořily ze skalního podloží, a proto se předpokládá, že hranice přechodu na skalní podloží je v podélném řezu pozvolná. Údolní štěrky v podloží lze charakterizovat na základě zrnitostního rozboru dvěma fázemi, první jemnozrná frakce je tvořena zrny do 1 mm, druhá hrubozrná frakce zrny většími jak 5 mm [Novosad, 1996].

Přechod mezi pokryvnou hlinito-kamenitou sutí (kvartérní sedimenty) a mezi skalním podložím je pozvolný. Směrem k zavázání hráze jsou patrné pískovcové úlomky větší zrnitosti velikosti až 1 m [Bradáč, 1998].

Podloží hráze VD Morávka patří z geologického hlediska do oblasti karpatského flyše. Tato oblast je charakteristická střídáním vrstev jílových břidlic a vrstev pískovců (souhrnně nazývané godulské vrstvy). Podloží je anizotropní (vrstevnaté), ukloněné směrem na jih, jihozápad až jihovýchod a od vodorovné roviny je odchýlené o 5–15° [Bilík, Jahoda, 1969], [Novosad, 1996]. Na základě geologického průzkumu a informací z provádění injektáže se předpokládá, že svrchní část godulské vrstvy skalního podloží je silně rozpukaná. Dutiny v této vrstvě v levém zavázání dosahovaly až několika desítek centimetrů a před injektáží je bylo nutné utěsnit maltou [Vlček, 1968], [Bilík, Jahoda, 1969]. Podle inženýrskogeologického rajónování karpatského flyše Moravy spadá území VD Morávka do subregionu Beskydského masivu a Těšínské pahorkatiny, obdobně

jako VD Šance [Woznica, 1967]. Shodnosti inženýrskogeologických podmínek v těchto lokalitách bylo využito při posouzení VD Šance [Doležalová et al., 2005].

### *8.3.1.3 Zhodnocení průsakového režimu podloží a těsnících prvků hráze*

Průsakový režim VD Morávka je ovlivněný geologickými vlastnostmi a stavem těsnících prvků, které byly postupně zlepšovány. Údolní hlinito-kamenitý materiál pokryvné vrstvy (údolní šterky) je výrazně nehomogenní, jeho propustnost je v rozmezí  $1,0 \cdot 10^{-3}$  m/s až  $1,0 \cdot 10^{-7}$  m/s a je ovlivněna přítomností různých frakcí materiálu [Bilík, Jahoda, 1969]. Ve vztahu k silně rozpukané svrchní vrstvě pískovců vystupuje tato vrstva spíše jako izolátor. Výjimkou může být situace, kdy vlivem proudění puklinami rozrušených pískovců dojde k sufozi jemnozrnného materiálu a tím i ke změně propustnosti hlinito-kamenitého údolního materiálu [Novosad, 1996].

Průsakový režim skalního podloží je ovlivněn mírou zastoupení jílovitých vrstev. Vůči propustnosti pískovců vystupují jílovité vložky jako nedokonalé izolátory, které ovlivňují proudění podzemní vody směrově. Zastoupení jílovitých břidlic ku pískovcům a slepencům je zde uváděno jako 1:10 [Štěpánský, 1967]. V oblasti levého závázání, kde jsou břidličnaté vložky mocnosti několika metrů, je podloží děleno na horní a dolní kolektor oddělený touto nepropustnou vrstvou [Novosad, 1996]. Propustnost skalního podloží hráze závisí především na četnosti, velikosti a výplni trhlin. Orientace trhlin určuje směr anizotropie. Z dokumentace stěn při ražbě drenážní chodby je patrná komplikovanost diskontinuit (trhlin) skalního podloží [Bradáč, 1998], která se předpokládá pro podloží hráze ve všech příčných řezech a pro godulské vrstvy obecně.

Propustnost AB plášt'ového těsnění a injekční clony se od konce výstavby a zkušebnímu napuštění v roce 1965 dvakrát změnila. Podloží bylo utěsněno jednořadou injektáží, levý svah byl v prostoru rozvolněných svahových sutí plošně zatěsněn betonovou membránou tloušťky 2 m a pro zvýšení únosnosti byla ze dna injekční chodby provedena fortifikační injektáž. Po částečném zkušebním napuštění v roce 1965 byla doplněna injekční clona v levém závázání a byla provedena úprava a přisypání vzdušního svahu pro zlepšení odvedení prosakujících vod [Vlček, 1968]. Po ukončení injekčních prací v roce 1967 bylo provedeno měření účinnosti injekční clony a stanovení její hydraulické vodivosti. Byla použita metoda měření koncentrací radioaktivních indikátorů a měření na tlakoměrných sondách. Hydraulická vodivost clony byla stanovena řádově na  $10^{-7}$  až  $10^{-8}$  m/s [Štěpánský, 1967]. Při numerickém modelovém výzkumu z roku 1969 bylo prokázáno, že nedochází k soustředěnému obtoku clony. Jednořadá injekční clona před rekonstrukcí v roce 1996 byla na základě více etážových tlakoměrných sond hodnocena jako řádově méně propustná než svrchní vrstva skalního podloží [Stehlík, Leitner, 1969].



V roce 1998 až 2000 došlo ve třech etapách k lokálnímu dotěsnění injekční clony. Nejprve byla provedena orientační plošná injektáž pro identifikaci míst, která bylo třeba dotěsnit. Následně byl injektován prostor levého svahu a také podloží hráze v místech, kde byl na tlakoměrných sondách od roku 1972 při vysokých hladinách v nádrži měřen vyšší tlak za injekční clonou [Bílek, Dobeš, 1998]. Na základě zhodnocení průsakového režimu podložím se předpokládá, že injekční clona byla provedena až na úroveň neporušeného (nepropustného) skalního podloží a určuje tak hranici mezi rozrušeným a nerozrušeným skalním podložím.

Původní AB plášťové těsnění bylo prováděno v několika vrstvách. První provedení vykazovalo značné průsaky (řádově až 100 l/s) [Vlček, 1968]. V roce 1966 byla provedena sanace těsnění novými vrstvami, za dodržení řádných postupů při provádění. Při druhém zkušebním napuštění klesly měřené průsaky z původních stovek l/s na jednotky l/s [Vlček, 1968]. Průměrná hydraulická vodivost AB těsnicího pláště před rekonstrukcí v roce 2000 byla řádově  $10^{-7}$  m/s a průsak na střední délku pláště byl uváděn  $4,0 \cdot 10^{-3}$  až  $6,0 \cdot 10^{-3}$  l/s na metr [Štěpánský, 1967]. Při maximální hladině je hydraulická vodivost AB těsnění dle bilancí měřených průsaků (tabulka 8.2)  $1,0 \cdot 10^{-7}$  m/s [Stehlík, Leitner, 1969].

**Tabulka 8.2 Bilance měřených průsaků do r. 1968 při maximální hladině**

lokalizace průsaků	průsak [l/s]
pravý svah	0,0–5,0
údolní částí přehrady (i podložím)	4,0–7,0
podloží	4,0–6,0
levý svah	19,0–25,0
betony do injekční chodby	cca 0,8

Po rekonstrukci návodního těsnicího pláště PVC fólií je garantovaná hodnota celkového průsaku do svodného drénu pod pláštěm 0,3 l/s při ustálených podmínkách, provozní hladině a v době bez srážek či tání ledu. Při běžných podmínkách je podíl těchto průsaků na celkovém průsaku do injekční chodby 20 % [Rainer, 2012].

### **8.3.2 Fyzikálně mechanické vlastnosti**

#### **8.3.2.1 Fyzikálně mechanické vlastnosti podloží**

Deformační charakteristiky horninového masivu byly experimentálně stanoveny pouze v místech připravovaného projektu přečerpávací vodní elektrárny (PVE) Slavíč. Zkušební ražba byla provedena ve vzdálenosti několika kilometrů od profilu hráze VD Morávka podél potoka Slavíč. Zatěžovací zkoušky byly provedeny statickou metodu TIWAG při radiálním výrubu štoly (zkušební štola připravované PVE) pomocí radiálního lisu. Tato metoda se provádí při extrémních požadavcích

na mechanické vlastnosti horniny, například pro tlakové přivaděče [Horák et al., 2005]. Postupným zatěžováním byla určena série modulů deformace pro různá napětí, průměrná hodnota pro rostlý masiv byla stanovena na 4780 MPa. Modul pružnosti karpatského flyše je významně ovlivněn přítomností a zastoupením jílovitých břidlic a mírou rozrušení, které se předpokládají u svrchní vrstvy masivu. Vliv má také směr působícího napětí na orientaci, velikost a sklon vrstev masivu. V případě vyplnění diskontinuit masivu vhodnou jemnozrnnou frakcí má vliv proudění vody a konsolidace v čase [Bílík, Jahoda, 1969]. Při výstavbě drenážní chodby v levém závězu hráze byly dokumentovány bloky mezi 1 až 9 metry [Bílek, Dobeš, 1998].

Pro posouzení stability hráze roku z 1969 [Stehlík, Leitner, 1969] byl stanoven deformační modul svrchní vrstvy skalního podloží na 2500 MPa. Neporušený pískovcový masiv byl uvažován s hodnotou modulu deformace 5000 MPa a polohy jílovitých břidlic s hodnotou 1500 MPa.

### *8.3.2.2 Složení a vlastnosti tělesa hráze*

Těleso hráze bylo navrženo jako homogenní z místních údolních štěrků. Byl použit materiál ze tří předem určených a jednoho doplňkového zemníku [Vlček, 1968]. Zpětná dokumentace materiál hráze charakterizuje jako štěrky, až zahliněné štěrky, a uvádí, že pro pravou část hráze byl použit materiál, který obsahuje větší procento jemnozrnné frakce [Vlček, 1968]. Použitý materiál na stabilizační část vykazoval dle provedených zrnitostních rozborů různou nestejnozrnnost, především ten z doplňkového naleziště. Obsah příměsí jemnozrnných částic menších než 0,063 mm byl stanoven v rozmezí 1–11 % a materiál byl zařazen jako štěrk dobře až špatně zrněný, v menším měřítku také štěrk hlinitý a štěrk jílovitý [Bílík, Jahoda, 1969]. Z porovnání zrnitostních křivek 4 nalezišť [Vlček, Skalka, 1965] a z čísla stejnozrnnosti většího jak 50 lze materiál považovat převážně za štěrk dobře zrněný (GW) [ČSN 72 1001].

Rozdílné zrnitostní složení a fyzikálně mechanické vlastnosti, které jsou jím ovlivněné, jsou uvedeny ve zhodnocení propustnosti štěrků [Novosad, 1965]. Podkladem pro zhodnocení byla závislost zrnitosti (20% a 10% propadu) na hydraulické vodivosti pro křivky zrnitosti z odebíraných vzorků při výstavbě přítěžovací lavice na vzdušném svahu. Závislost byla empiricky stanovena na základě měření 9 vzorků v propustoměru. Vzorky měly různé zrnitostní složení. Důvodem tohoto postupu byla absence zkoušek propustnosti při výstavbě [Novosad, 1965]. V závěrech zhodnocení propustnosti se předpokládá, že původní návrhová hodnota hydraulické vodivosti stabilizační části hráze  $1,18 \cdot 10^{-4}$  m/s nebyla dodržena pouze v ojedinělých případech, pravděpodobně v místech, kde by byla jemnozrnná výplň štěrků vytlačena při hutnění [Novosad, 1965].

Sypání hráze bylo prováděno v různých časových obdobích mezi červnem 1961 a květnem 1964. Nejprve byla vrstvena část vzdušného svahu, současně byla provedena injekční chodba u návodní

paty. Poté byl navýšen násyp přibližně na úroveň dolní lavičky a v několika dalších etapách zbývající část hráze. Dále byl v rámci rekonstrukce v roce 1965 až 1966 proveden přísyp vzdušního svahu.

Použitý materiál hráze obsahoval více jemnozrnných částic než údolní šterky předpokládané v návrhu hráze [Novosad, 1965]. Z důvodu větší přítomnosti jemnozrnné frakce byl materiál při hutnění více ovlivněn aktuální vlhkostí. Problémy vznikaly u materiálu, který byl těžen pod hladinou podzemní vody nebo jehož vlhkost byla ovlivněna dešťovými srážkami. Hutnění hráze bylo dle zpětné dokumentace prováděno ve vrstvách tloušťky 30–40 cm pomocí pneumatických válců a nákladních vozidel [Vlček, 1968]. Hutnění materiálu bylo v průběhu výstavby kontrolováno pomocí hutnicích pokusů. Polní hutnicí zkoušky byly prováděny hutnicí deskou 2500 cm<sup>2</sup> v rozsahu napětí 0–400 kPa [Vlček, Skalka, 1965]. Projektem požadovaný modul přetvárnosti 40 MPa byl dodržen u 77 % provedených zkoušek materiálu hráze, z toho u 56 % přesáhl modul přetvárnosti 50 MPa. V celkovém posouzení stability hráze [Stehlík, Leitner, 1969] je uvedeno, že při provádění byl dodržován odlišný požadavek na hutnění pro pravou část hráze po úroveň horní lavičky a pro levou a horní část hráze. Pro levou část byl požadován modul přetvárnosti nad hodnotou 40 MPa a pro pravou část, která je uváděna jako více zahliněná a hůře hutněna nad hodnotou 30 MPa. Nicméně na základě doporučení [Vlček, Skalka, 1965] bylo v posouzení z roku 1969 uvažováno s hodnotami modulu přetvárnosti na základě měřených posunů. Dle empirických vztahů pro výpočet stlačitelnosti a přírůstků napětí byl v posudku stanoven deformační modul hráze na 47 MPa [Stehlík, Leitner, 1969]. Stlačitelnost byla měřena pomocí teleskopických křížů osazených v tělese hráze a nivelačních bodů na koruně hráze.

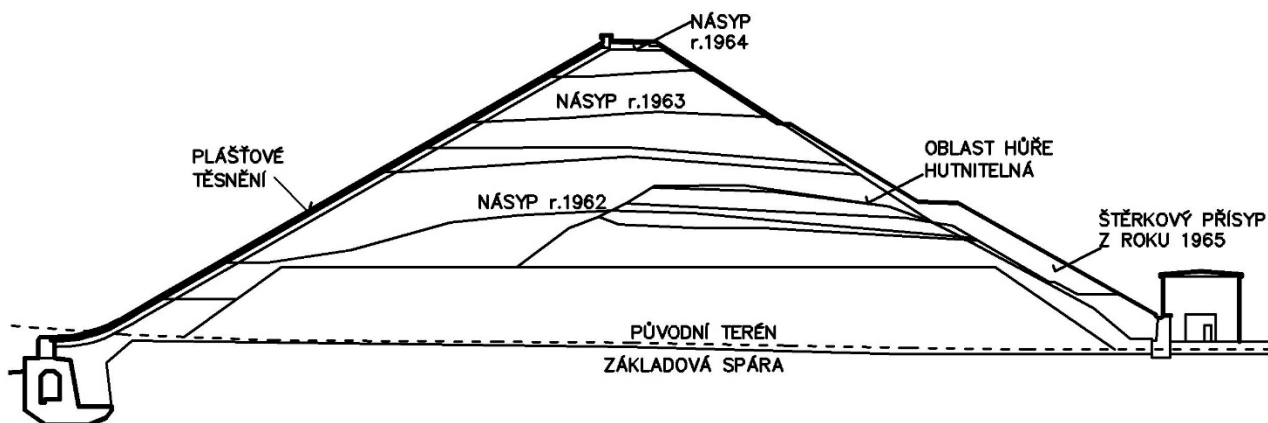
Zpráva z laboratorních zkoušek pevnosti nebyla dohledána. Opis zprávy v projektu přísypání hráze [Vlček, Skalka, 1965] o půdně mechanických vlastnostech stabilizační části hráze popisuje parametry smykové pevnosti, jejich stanovení a dále hodnoty objemové tíhy. Opis uvádí souhrnnou tabulku (tabulka 8.3) s parametry pro zemníky označené I, II a III.

**Tabulka 8.3 Parametry smykové pevnosti pro jednotlivé zemníky**

Zemník	$\varphi$ [°]	$c$ [kp/cm <sup>2</sup> ]	$D_{20}$ [mm]
I	39,5	0,43	0,45
II	42,0	0,12	1,20
III	43,5	0,02	6,00

Na základě příčného profilu s postupem výstavby a popisem ve zpětné dokumentaci [Vlček, Skalka, 1965] bylo stanoveno, které kombinace zemníků byly použity pro kterou část hráze. Materiál tvořený kombinací zemin ze zemníků I a II s větší stanovenou soudržností (tabulka 8.3) byl použit

pro část tělesa hráze u vzdušního svahu přibližně po dolní lavičku. Část hráze nad horní lavičkou a u návodního svahu byla zhotovena ze zeminy ze zemníku III [Novosad, 1965]. Ostatní části hráze byly kombinovány ze zemin ze zemníků, u kterých se informace o smykových parametrech nezachovala nebo nebyla stanovována.



**Obrázek 8.1 Rozdělení tělesa hráze na sypací vrstvy**

Dle [Vlček, Skalka, 1965] není jasné, zda průměr dvacetiprocentního zrna  $D_{20}$  uvedený v tabulce 8.3 je nebo není s vyloučením štěrkové frakce s průměrem zrna nad 70 mm. Dle zprávy lze tedy předpokládat i vyšší úhel vnitřního tření, uvedená soudržnost byla interpretována jako zaklíněnost. V dokumentaci přísypu na vzdušní patě jsou jako návrhové (dříve výpočtové) hodnoty doporučeny úhel vnitřního tření  $\varphi_d \geq 40^\circ$  a soudržnost  $c_d \geq 0$  kPa [Vlček, Skalka, 1965]. Předpokládá se, že v těchto návrhových hodnotách byla uvažována určitá nejistota, není však specifikováno jaká. Soudržnost uvedená v tabulce 8.3 je pravděpodobně v jednotkách  $\text{kp}/\text{cm}^2$  ( $1 \text{ kp}/\text{cm}^2 = 100 \text{ kPa}$ ), ve kterých se dříve výsledky uváděly, ale podklad jednotky neuvádí [Vlček, Skalka, 1965]. Dle informativních hodnot mechanických vlastností ztuhnutých zemin je možné uvažovat pro materiály s obsahem jemnozrnných částic v rozsahu 1–11 % soudržnost v rozsahu 0,0 – 5,0 kPa [ČSN 75 2410].

Objemová tíha, stanovená při návrhu přísypu běžnými metodami, vycházela pro stabilizační část hráze s významným rozptylem. Doporučená hodnota objemové tíhy v přirozeném stavu byla dokumentací stanovena na základě zkušenosti na hodnotu v rozmezí 1840–2190  $\text{kg}/\text{m}^3$  [Vlček, Skalka, 1965]. Tyto hodnoty byly použity také v tehdejší posouzení stability [Stehlík, Leitner, 1969].

### **8.3.3 Zhodnocení zpráv a výsledků měření na VD Morávka**

Technickobezpečnostní dohled byl na VD Morávka prováděn od roku 1961 Ředitelstvím vodohospodářského rozvoje a v rámci inženýrsko-geologických a hydrologických průzkumů.

Během výstavby bylo měřeno sedání tělesa hráze a podloží pomocí teleskopických křížů, které měly při výstavbě být přímou kontrolou postupu hutnění [Štěpánský, 1968]. Byly osazeny ve třech etážích, první etáž monitorovala sedání podloží a druhé dvě monitorovaly těleso hráze. Výsledky měření na teleskopických křížích byly na VD Morávka ovlivněny problémy při nastavování trub navařováním a v důsledku nežádoucího zasypávání při sypání hráze, po ukončení výstavby se od tohoto měření postupně ustupovalo a od roku 1967 už nebylo měření prováděno [Štěpánský, 1968]. Pro tuto práci nebylo měření z teleskopických křížů využíváno, byly pouze zohledněny závěry z tohoto měření [Štěpánský, 1967], [Stehlík, Leitner, 1969].

Pro měření posunů byly dále na VD osazeny pozorovací a nivelační body. Deformace násypu hráze byly v případě vertikálních posunů měřeny nivelací třídy N1 a v případě vodorovných posunů metodou záměrné přímky teodolitem. Původní osazené pozorovací body na koruně hráze byly při úpravách a dosypání hráze znehodnoceny a byly v listopadu 1967 nahrazeny měřicími body na zídce vlnolamu. K původním měřicími bodům na vlnolamu byly v listopadu 1977 přidány nové pozorovací body v koruně hráze. Na těchto bodech probíhá pravidelné měření. Měření je také prováděno na bodech na zídce vlnolamu, kde byly v roce 1999 původní měřicí body vlnolamu doplněny novými.

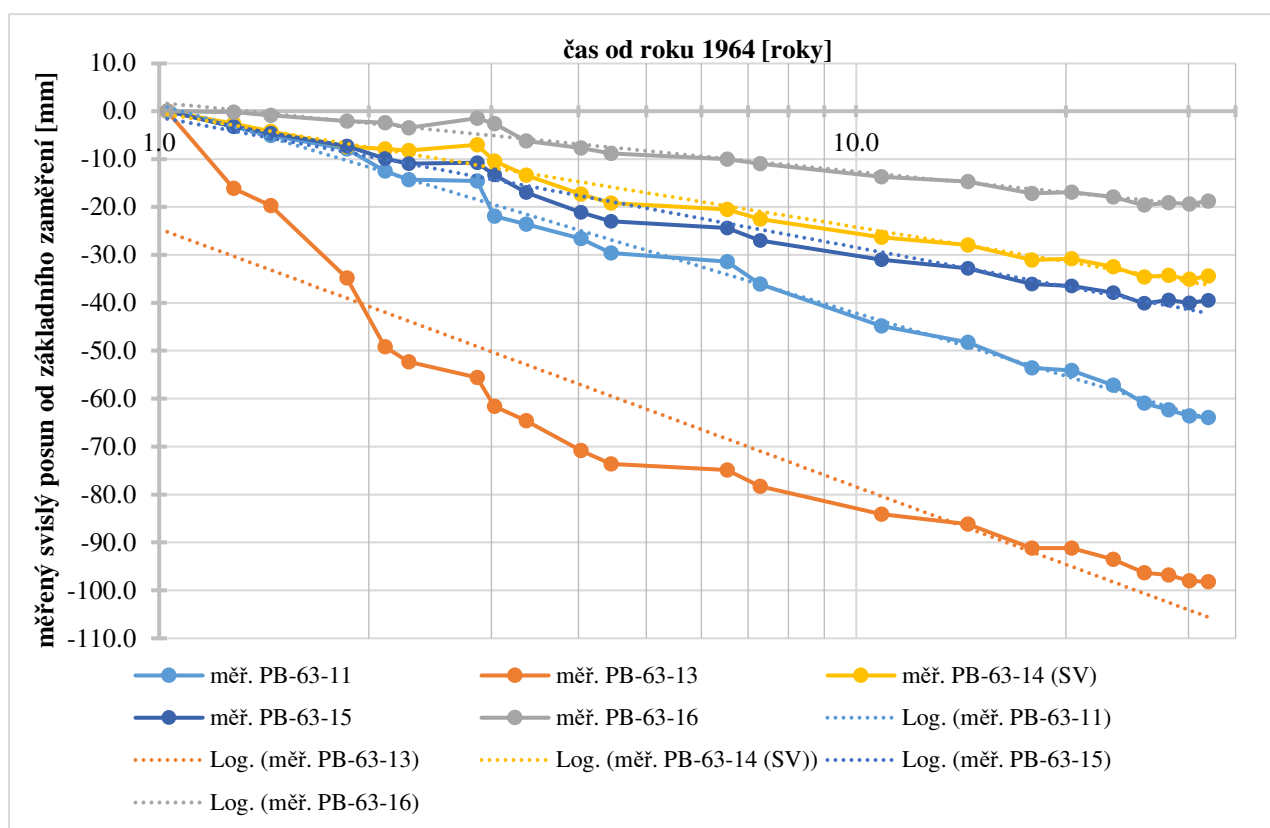
Nejdelší pravidelné nepřerušované měření vertikálních posunů probíhá na horní lavičce na vzdušné straně hráze [Rainer, 2012]. Z bodů na horní lavičce pravidelně měřených od konce roku 1963, respektive 1964, je patrný očekávaný logaritmický průběh vertikálních posunů tělesa hráze. Měření ukazuje významnější posuny do roku 1967 (posuny při výstavbě a primární konsolidaci) a poté menší přírůstky posunů, které mohou být interpretovány jako sekundární konsolidace (creep) tělesa hráze.

Při rekonstrukci po poruchách v roce 1996 a 1997 byly osazeny nové měřicí body, na vlnolamu osm pozorovacích bodů, na dolní lavičce byly doplněny dva a na horní lavičce také dva. Měřicí body na vzdušné straně hráze, včetně těch osazených po a při rekonstrukci VD, stále vykazují postupné přírůstky posunů ve vertikálním směru. V rámci rekonstrukce byly také instalovány pozorovací body monitorující některé konstrukce mimo samotnou hráz (například body na vývaru a u paty svahu hráze), dále dva tyčové extenzometry a tři inklinometrické vrty. V rámci TBD byly geodeticky zaměřeny 3 měrné profily, a to 4a (staničení 0,051 km), 8a (staničení 0,138 km) a 13a (staničení 0,257 km), které jsou přílohami poskytnutých etapových zpráv TBD například [Rainer, 2012].

Největší celkové vertikální posuny násypu hráze jsou dle měření a etapových zpráv TBD [Rainer, 2008], [Rainer, 2010] a [Rainer, 2012] na zídce vlnolamu na měřicím bodu těsně nad místem poruchy z roku 1996 a na pozorovacím bodu PB-63-13 na horní lavičce v místě původního koryta

řeky Morávky (obrázek 8.2). Na měrném bodu na vlnolamu jsou měřené maximální posuny 128,7 mm. Vertikální posun na pozorovacím bodu na horní lavičce v místě původního koryta řeky Morávky činí 109,2 mm. Tyto extrémní posuny vypovídají o propadu AB plášťového těsnění a podkladní vrstvy při poruše a současně o vyplavení jemnozrné frakce v této části hráze. Zídka vlnolamu, kde je měrný bod s maximálním posunem umístěn, je založena na drenážní vrstvě těsnicího pláště a bod v tomto místě byl dotčen při propadu těsnicího pláště více než jiné body na vlnolamu či koruně hráze. Pozorovací bod PB-63-13 se nachází v místě původního koryta toku Morávka, což může být hlavní příčina vyššího sedání v tomto měrném bodě [Rainer, 2012].

Nejvyšší roční přírůstky vertikálních posunů jsou měřeny na spojnici koruny hráze v místě poruchy z roku 1996 a sběrného příkopu u levého zavázání [Rainer, 2008], [Rainer, 2010] a [Rainer, 2012]. Maximální mezeitapový přírůstek vertikálního posunu na měrném bodě nastal při poruše mezi měřeními v květnu a listopadu 1996 na zmíněném měrném bodě na vlnolamu (NI-62-31) a činil 4,6 cm. V oblasti ovlivněné poruchou a vyplavením jemnozrné frakce se meziroční přírůstky pohybují okolo 1 mm a od ukončení rekonstrukce v roce 2000 do roku 2014 hodnoty sedání v této oblasti pohybují mezi 9 – 13 mm [Rainer, 2012].

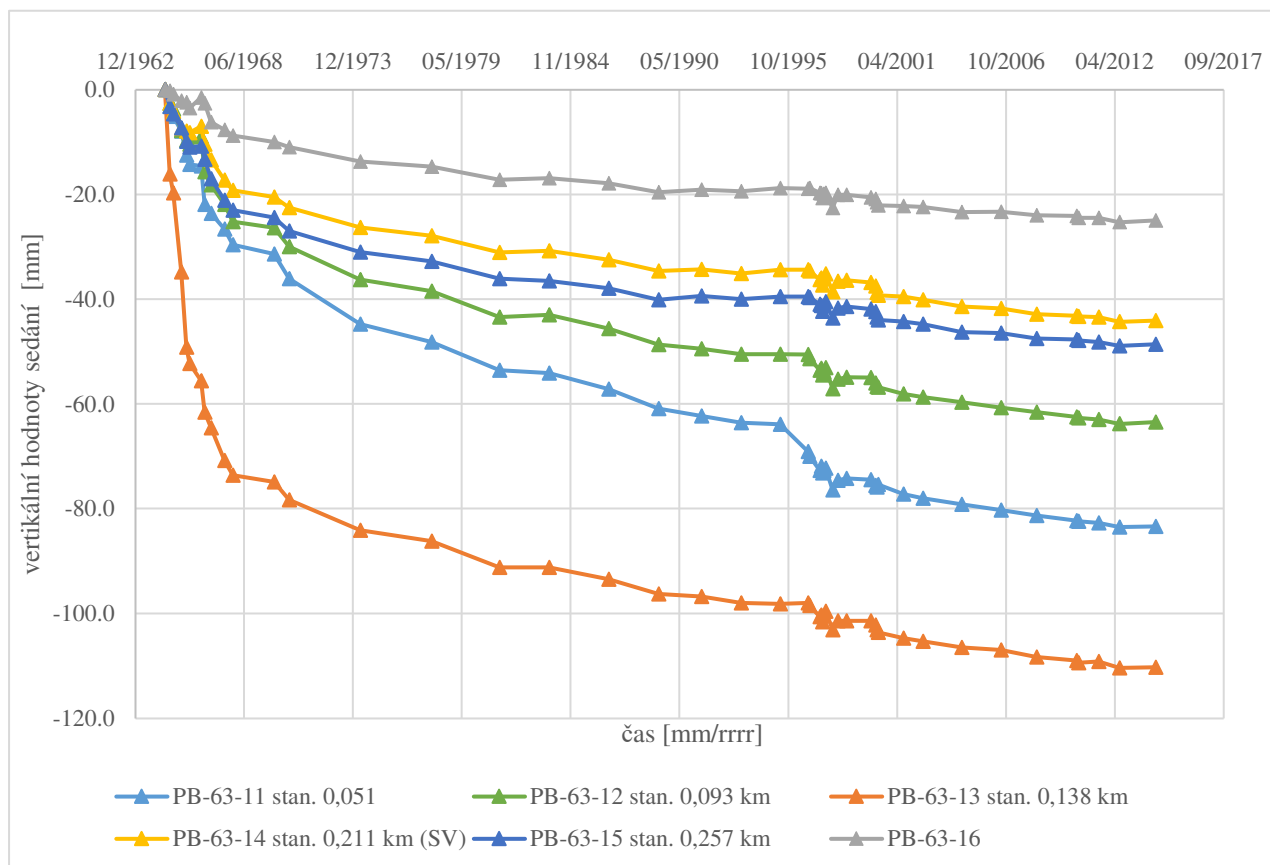


**Obrázek 8.2 Průběh vertikálního sedání - horní lavička sjednoceno od 06/1964**

Odlíšné průběhy posunů v této oblasti jsou patrné i z grafu v semilogaritmickém měřítku vertikálních posunů od června roku 1964 (Obrázek 8.2.). Graf popisuje vývoj posunů na horní

lavičce na kótě přibližně 508,7 m n. m. Závislost posunu bodu v čase je proložena logaritmickou funkcí zobrazenou tečkovanou čarou. Měrné body mimo místo lokální poruchy v letech 1996 a 1997 vykazují posuny, které odpovídají výšce násypu hráze v příčném řezu, ke kterému se vztahují. Jde především o body v pravé části hráze a střední části ve vzdálenosti více jak 150 m od místa poruchy (PB-63-14, PB-63-15, PB-63-16).

Nejméně ovlivněné měřické body, vhodné pro kalibraci modelu chování, jsou body založené v násypu hráze, v profilech v pravé části hráze, konkrétně body na horní lavičce, kde měření probíhá od roku 1963, respektive 1964, a postihuje tak i posuny hráze těsně po výstavbě (obrázek 8.3). Vybraných šest pozorovacích bodů na horní lavičce je rozmístěno v různých příčných řezech po délce hráze. Tyto body byly osazeny v letech 1963 až 1964, pak dále doplněny v roce 1999 o další dva měrné body. Pro jejich vzájemné porovnání jsou měření na těchto bodech sjednocena tak, aby počáteční zaměření s nulovou hodnotou posunů byla 15.6. 1964, při kterém byla instalována druhá trojice těchto bodů (PB-63-11, PB-63-13, PB-63-15) viz obrázek 8.2 a 8.3.



**Obrázek 8.3 Vertikální posuny na povrchu hráze, měření na horní lavičce sjednocené k datu 6/1964**

V obrázku 8.3 je ve dvou obdobích patrný výskyt posunů, které neodpovídají očekávanému trendu a jsou pozorovány na několika měřických bodech. V roce 1966 odpovídá záporná hodnota sedání hráze (nadzvednutí) prvnímu úplnému naplnění nádrže (překročení kóty 510 m n. m.),

současně v období mezi měřeními 09/1965 a 04/1966 byla provedena přítěžovací lavice pod horní lavičkou [Štěpánský, 1968]. Měření proto mohlo být ovlivněno stavebními pracemi. V období do roku 1967 probíhalo měření vertikálních posunů třikrát za rok, tedy i v zimních a letních měsících, nelze tedy vyloučit výkyvy mezi etapovými měřeními vlivem teplotních změn. Měření v současnosti probíhá jednou za dva roky ve stejnou roční dobu. Druhý anomální vývoj posunů byl zaznamenán od podzimu roku 1996 do března 2000. Byl způsoben lokálními poruchami hráze, vypuštěním nádrže a její následnou rekonstrukcí (viz obrázek 8.3).

Chování náspu hráze při výstavbě a zkušebním provozu bylo modelováno v komplexním posouzení stavu hráze [Stehlík, Leitner, 1969]. Je uvedeno, že prostorové deformace návodního AB těsnění byla maximálně 6 cm ve směru sedání sypané hráze. Popsané roční sedání hráze na koruně od roku 1967 do roku 1968 bylo uváděno průměrně 4,4 mm a v úrovni horní lavičky 1,2 až 1,8 mm [Stehlík, Leitner, 1969], což odpovídá hodnotám z dlouhodobého měření (obrázek 8.3) [Rainer, 2012].

Měření posunů na povrchu hráze (na lavičkách, koruně či vlnolamu) neurčí, zda jsou posuny způsobeny v tělese hráze, v podloží nebo v obou a jakou měrou jsou zastoupeny. Informace o posunech podloží může být za určitých předpokladů odvozena z měření vertikálních posunů injekční chodby a chodby spodních výpustí. Silným předpokladem je, že spojení bloků chodby spodních výpustí v tělese hráze nebude významně tužší než materiál podloží, tak aby bránilo propagaci napětí z tělesa hráze do podloží.

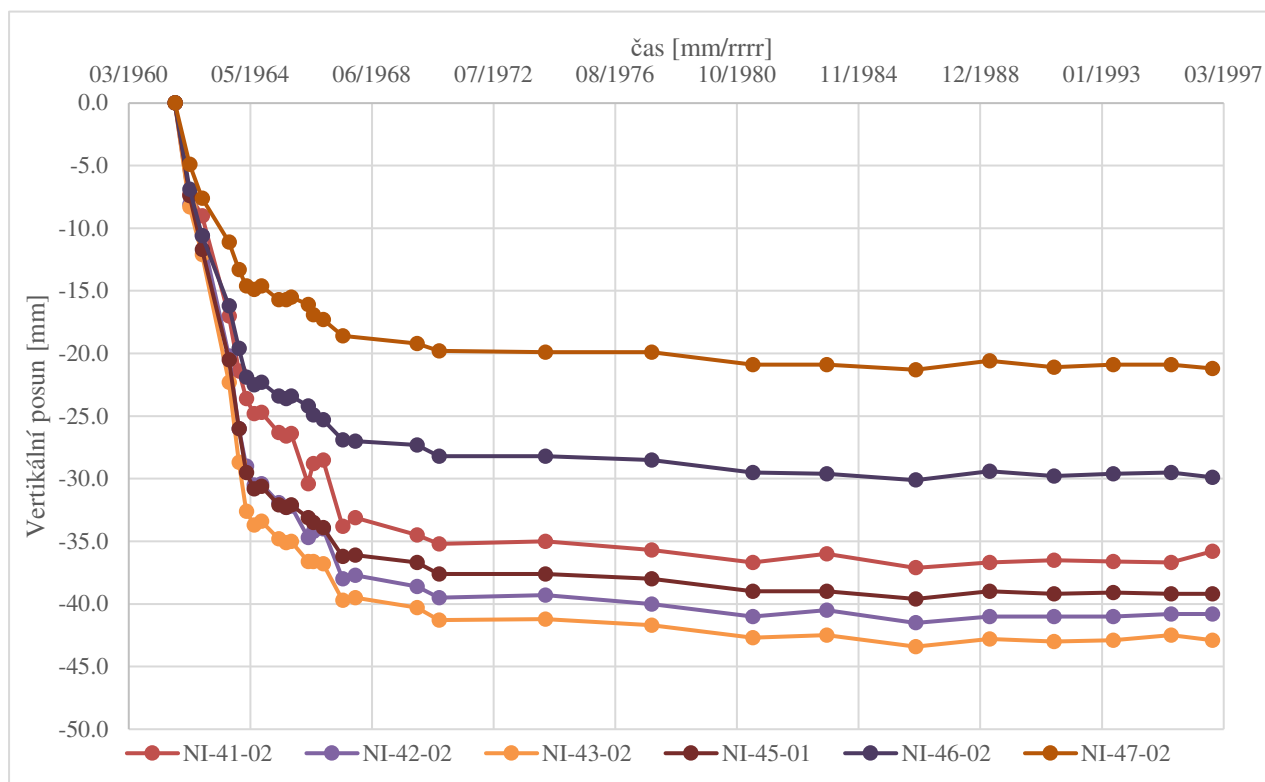
Před a za dilatační spárou chodby spodních výpustí jsou měřeny vertikální posuny pomocí nivelace třídy N1. Z měřených hodnot je patrné celkové sedání jednotlivých bloků chodby. Z dokumentace skutečného provedení injekční chodby na levé straně hráze je z podélného profilu patrné, že část této chodby byla založena na údoľních štěrcích [Vlček, 1968], [Novosad, 1996]. U chodby spodních výpustí se předpokládá obdobný způsob založení.

Obdobně jako chodba spodních výpustí jsou vertikální posuny měřeny také v injekční chodbě. Sedání injekční chodby bylo ovlivněno velkým objemem injekčních prací po zkušebním nadržení v roce 1965 a při rekonstrukci v letech 1998–2000. Maximální prokázaný zdvih injekční chodby byl při první injektáži po výstavbě v bloku číslo 20 až 6 cm, dále lokálně 1,5 až 2 cm [Stehlík, Leitner, 1969]. V chodbě spodních výpustí nebyla injektáž prováděna.

Popsané posuny podloží na základě sedání bloku pod korunou a horní lavičkou jsou od začátku měření do roku 1967 přibližně 4 cm, u ostatních bloků v rozmezí 21 až 40 mm (obrázek 8.4). Měření se shodují s výpočty deformací z roku 1969 [Stehlík, Leitner, 1969]. Shodnost posunů s předpokládaným chováním podloží v tomto období potvrzuje také empirický výpočet posunů pomocí logaritmické závislosti [Štěpánský, 1967]. V rámci článku bylo provedeno srovnání dle



empirického vztahu odvozeného ze stlačování zeminy v edometru. Stlačení závisí na výšce stlačovaného podloží, na výškovém koeficientu stlačitelnosti, na původním napětí a jeho přírůstku [Štěpánský, 1967].



**Obrázek 8.4 Vertikální posuny chodby spodních výpustí do roku 1996**

Obrázek 8.4 zobrazuje posuny chodby spodních výpustí od základního zaměření provedeného po začátku sypání hráze. Číslování nivelačních značek začíná v chodbě na návodní straně (NI-41) a postupně se zvyšuje ke vzdušní straně. Nivelace byla prováděna při výstavbě 2x ročně. Do roku 1963 činí přírůstky mezi měřeními podél celé chodby 5,3 mm a do konce výstavby další 4,1 mm. Největší přírůstky přepočítané na měsíce jsou před koncem roku 1963. Sedání podloží odvozené z nivelace (obrázek 8.4) činí pod korunou od začátku výstavby do jejího konce v 06/1964 až 34 mm. Do roku 1967 se celkové sedání zvýšilo o dalších 6 – 10 mm. Vzájemný posun bloků chodby spodní výpusti a bloků injekční chodby je ověřován také na deformačních základnách.

Posuny podloží hráze lze interpretovat jako primární konsolidaci. Chování podloží přehrad v oblasti karpatského flyše může vykazovat mezi jednotlivými vrstvami pískovců i sekundární konsolidaci (creep) břidlic. Vzhledem k porovnání sedání chodby spodních výpustí a sedání na svahu hráze a s přihlédnutím k malým tloušťkám břidlicových vložek v místě VD je sekundární konsolidace podloží méně významná vůči dotvarování tělesa hráze.

Doplňkové měření posunů tělesa hráze a podloží je prováděno dvěma tyčovými extenzometry v patě hráze, dvěma inklinometry v blízkosti paty hráze a jedním v levém závězu hráze.

Extenzometry měří lineární přírůstek posunů zhlaví na terénu vůči skalnímu podloží. Od začátku měření v roce 2000 vykazovali mírné sedání (zkrácení vzdálenosti), v současné době jsou dominantní krátkodobější několikaměsíční cyklická zkrácení a prodloužení v řádu několika desetin mm [Rainer, 2018]. U dvou inklinometrů u paty je vrt osazen tak, aby měřil podloží v horizontálním směru (odklon a stříh ve vertikální rovině), odpovídá možné smykové ploše v tělese hráze procházející podložím. Třetí inklinometr v levém zavázání hráze může indikovat vytvoření smykové plochy v horninovém masivu v místě ukončení levobřežního návodního těsnění. Dosavadní měření na vrtech v patě hráze nepoukazuje na nežádoucí relativní pohyby podloží, v levém zavázání jsou měřeny nejvyšší rozdíly od základního zaměření, ale i ty se pohybují do 7,0 mm ve směru spádnic svahu a neindikují významné svahové deformace [Rainer, 2018].

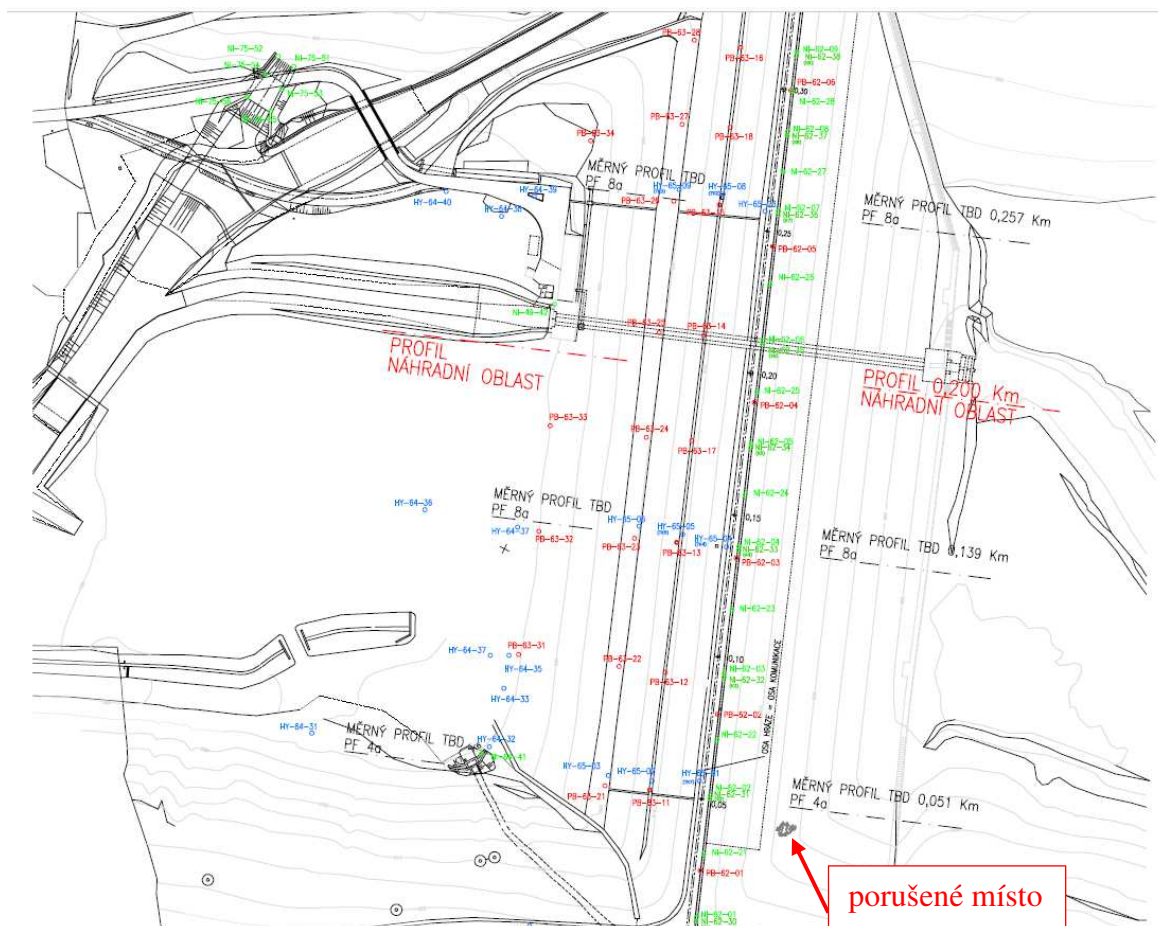
#### **8.4 Nastavení a parametry sblížovacího modelu VD Morávka**

V této kapitole je popsáno nastavení modelu chování pro případovou studii VD Morávka. Proces kalibrace je slovně popsán. Na závěr kapitoly jsou uvedeny parametry modelu po kalibraci (kapitola 8.4.4.2).

##### **8.4.1 Geometrie a volba náhradní oblasti**

Schematicky byl reprezentativní příčný profil umístěn do staničení 0,230 km číslované od levobřežního zavázání (obrázek 8.5). Celková situace je v příloze č. 2.

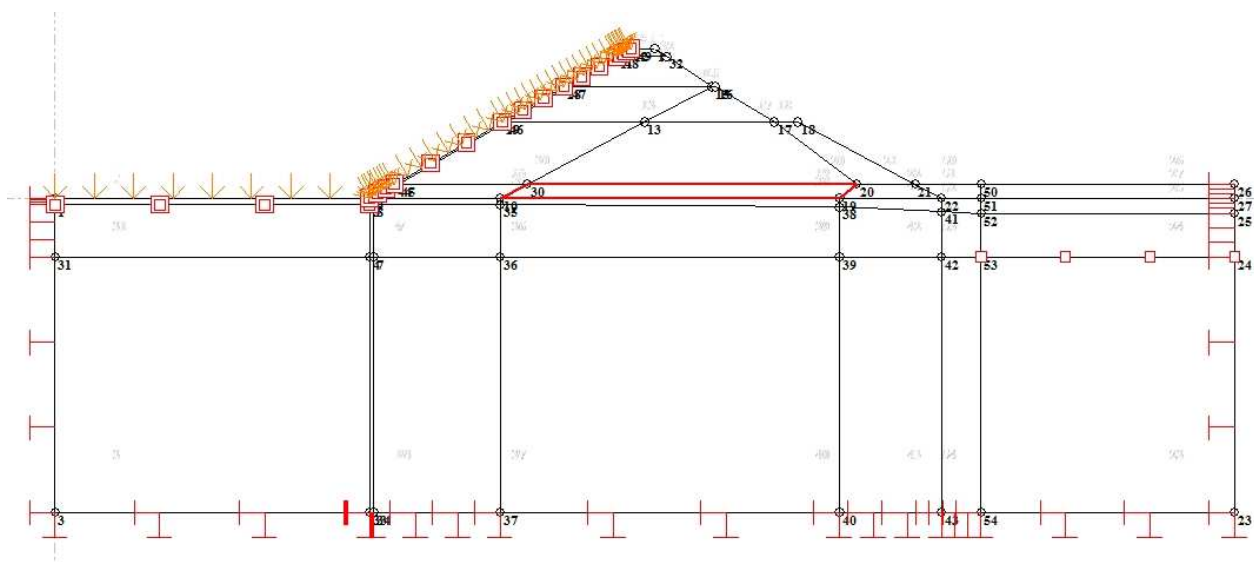
Tento profil sousedí s profilem, ve kterém je situovaná spodní výpust (0,211 km), a s měrným profilem TBD ve staničení 0,257 km (PF 13a). Sklonem svahů a výškovými kótami koruny a laviček vybraný příčný profil odpovídá profilům ve střední části hráze [Vlček, 1968], [Rainer, 2012]. Výška modelu hráze od úrovně terénu na návodní straně je 39,7 m, podloží je uvažováno do hloubky 78 m od úrovně terénu. Mocnost podloží v modelu tak odpovídá dvojnásobku výšky hráze. Předpokládá se, že v této hloubce už není podloží ovlivněno stavbou hráze.



**Obrázek 8.5 Schéma situace hráze VD Morávka [Rainer, 2012]**

Náhradní oblast za vzdušní patou je v mírném sklonu po směru toku. Poloha dna nádrže a injekční chodby byla určena dle středního profilu v místě nejvyšší výšky hráze napravo od spodní výpustě. Podloží náhradní oblasti je tvořeno třemi přibližně horizontálními vrstvami představujícími údolní hlinito-kamenité sutě, rozrušené a nerozrušené skalní podloží. Náhradní oblast násypu hráze je tvořena stabilizační částí (těleso hráze), patním drénem, návodním těsněním a těsnicí clonou v podloží. Částem hráze byly přiřazeny materiálové vlastnosti, byly složeny ze čtyřúhelníků dále dělených na prvky.

Mocnost vrstev podloží byla volena na základě podkladů, dle hloubky prováděné injektáže a dle informací o geologii podloží (kapitola 8.3.1.2). AB těsnicí plášť, injekční chodba a těsnicí clona byly zjednodušeny tak, aby tvořily navazující prvky šířky 1 m. Schéma náhradní oblasti je na obrázku 8.6 a v Příloze 3. Sít' konečných prvků pro tuto náhradní oblast je v Příloze 4.



**Obrázek 8.6** Náhradní oblast, počáteční a okrajové podmínky zadané v programu Lagamin

## 8.4.2 Okrajové a počáteční podmínky

### 8.4.2.1 Počáteční podmínky

Počáteční podmínky modelu chování jsou zadány v čase  $t = 0$ . Jde o pórové tlaky v celé náhradní oblasti zadané ve formě piezometrických výšek dle rovnice (6.30). Počáteční posuny jsou nulové a je předepsána počáteční hodnota horizontálního a vertikálního napětí vypočtená ze vztahů (5.64) a (5.65) v čase  $t = 0$  před zahájením výpočtu.

### 8.4.2.2 Okrajové podmínky

Okrajová podmínka polohy hladiny v nádrži, viz vztah (6.25), byla zadána dle měření vodního stavu na VD. Pro časově závislý model chování od roku 1964 do roku 2014 byla okrajová podmínka pro každý výpočetní krok lineárně interpolována mezi jednotlivými měřenými hodnotami. Pro interpolaci sloužilo 341 zadaných hodnot aproximujících polohu hladiny v nádrži (Příloha 5). Pro některé etapy výpočtu byl průběh okrajové podmínky zjednodušen obdobně jako v případové studii (kapitola 7.). Byl zadán nárůst hladiny na kótu 504.90 m n. m. Tato hladina odpovídá hladině v nádrži na VD v období ukončení zkušební napouštění 06/1965.

Okrajová podmínka nulových posunů byla ve všech výpočtech zadána dle vztahu (6.29). Náhradní oblast s předepsanými okrajovými podmínkami je vyobrazena na obrázku 8.6.

## 8.4.3 Nastavení časového vývoje modelu chování

Soustavné měření svislých posunů hráze probíhá na všech pozorovacích bodech na horní lavičce (PB-63-11 až PB 63-16) od června 1964. Výstavba hráze byla dokončena v květnu 1964, základní zaměření bodů na horní lavičce bylo z části provedeno v prosinci roku 1963 a dokončeno v červnu

1964 [Vlček, 1968], [Štěpánský, 1968]. Měření na ostatních měřických bodech bylo zahájeno až po ukončení ověřovacího provozu v roce 1967.

Modelový čas výstavby byl nastaven od června 1963 do června 1964 tak, aby odpovídal základnímu zaměření bodů na horní lavičce. Pro porovnání výsledků měření a modelu chování bylo uvažováno, že základní zaměření všech těchto pozorovacích bodů na horní lavičce proběhlo v červnu 1964.

#### **8.4.4 Vstupní parametry a jejich kalibrace**

Tato kapitola obsahuje přehled použitých vstupních hodnot modelu. Byly voleny dle podkladů a předchozích výzkumů (kapitola 8.3), některé z nich byly na základě měření, s přihlédnutím k podkladům, kalibrovány.

##### **8.4.4.1 Zadané parametry modelu chování**

Hodnoty objemové hmotnosti modelovaných materiálů byly stanoveny na základě inženýrsko-geologické charakteristiky hráze a podloží [Novosad 1965], [Novosad 1996], dle geologických průzkumů přehrad karpatského flyše [Bilík, Jahoda, 1969] a projektu přísypu hráze [Vlček, Skalka, 1965]. Dále bylo přihlédnuto k závěrům z laboratorních zkoušek zemníků použitých pro rokfilovou hráz VD Šance [Doležalová et al., 2005] nacházející se v podobné lokalitě, a to u materiálů, které byly u obou hrází shodně zatříděny (například údolní stěrky). Pro injekční clonu a patní drén byla objemová hmotnost stanovena obdobně jako objemová hmotnost skalního podloží. Parametry smykové pevnosti a objemová hmotnost AB těsnicího pláště hráze byly převzaty z publikace [Strabag, 1990]. Parametry smykové pevnosti hráze a podloží jsou popsány v kapitole 8.3.2. Úhel vnitřního tření materiálu hráze byl stanovován před výstavbou násypnou zkouškou, poté ověřen laboratorně [Vlček, Skalka, 1965]. Tyto hodnoty byly použity v modelu chování.

Pórovitost nebyla předmětem geologického sledu [Vlček, Skalka, 1965] ani IG průzkumu [Novosad, 1965]. IG průzkum byl zaměřen na závislost hydraulické vodivosti na zrnitosti materiálu hráze. Modelová pórovitost AB byla stanovena z podmínky maximálně 3 % objemové pórovitosti dle postupu provádění dodatečných vrstev pláště v letech 1966 [Vlček, 1968]. Pórovitost pro ostatní materiály náhradní oblasti byla stanovena odborným odhadem ve vazbě na efektivní objemovou hmotnost sypaniny a objemovou hmotnost zrn  $\rho_s$ . Souhrn zadaných parametrů je v tabulce 8.4:

**Tabulka 8.4 Zadané parametry modelu**

Základní parametry	Údolní vrstva (šterk)	Skalní podloží rozrušené	Skalní podloží nerozrušené	Těleso hráze	Patní drén	Injekční clona	AB těsnění jako celek
$\rho_s$ [kg/m <sup>3</sup> ]	2571	2667	2875	2571	2571	2479	2479
$\rho_{ef}$ [kg/m <sup>3</sup> ]	1100	1570	1620	1100	1100	1420	1420
$n$ [-]	0,30	0,20	0,1	0,30	0,30	nezadáno	0,04
$\varphi$ [°]	40	29	29	40	40		40

Efektivní objemová hmotnost  $\rho_{ef}$  je stanovena z objemové hmotnosti zrn, vody a pórovitosti dle vztahu (5.66) v kapitole 5.6 Určení počátečního napětí v podloží.

#### 8.4.4.2 Kalibrované parametry modelu chování

Výchozí fyzikálně mechanické vlastnosti podloží byly odvozeny na základě podkladů a závěrů z práce [Doležalová et al., 2005], kde bylo využito rešerše širších geologických průzkumů shromážděných a zpracovaných pro VD Morávka a při zkušební ražbě štoly v masivu poblíž VD [Horák et al., 2005]. Hodnoty modulu pružnosti a Poissonova součinitele údolního šterku, skalního podloží a rozpukaného skalního podloží byly kalibrovány na základě kontinuálního měření sedání podloží od výstavby v prostoru chodby spodních výpustí (kapitola 8.3.3).

Modul pružnosti těsnicího pláště byl stanoven dle kalibrace modulu pružnosti hráze a podloží s přihlédnutím k předpokladu, že těsnicí plášť a injekční clona by neměli přenášet zatížení a zvyšovat tuhost hráze jako celku.

Výchozí hydraulická vodivost byla volena dle provedených laboratorních zkoušek [Novosad, 1965] a dle předchozích modelových výzkumů [Hálek, Kratochvíl, 1965], [Stehlík, Leitner, 1969] a poté kalibrována dle měření polohy volné hladiny v měrném profilu TBD PF 8a. V tomto příčném řezu jsou umístěny 3 pozorovací vrty, první pod korunou, druhý pod horní lavičkou a třetí pod dolní lavičkou. Na schématické situaci hráze s měřicím zařízením (obrázek 8.5) jsou pozorovací vrty označeny modře.

Z důvodů konvergence výpočtu byla upravována soudržnost v řádu jednotek kPa. Místo původní návrhové hodnoty soudržnosti tělesa hráze 0 kPa [Vlček, Skalka, 1965] byly voleny hodnoty 5 kPa a 8 kPa, které nejsou v rozporu s některými výsledky laboratorních zkoušek (tabulka 8.3). Výsledné parametry modelu chování po kalibraci jsou zapsány v tabulce 8.5. pro 8 různých materiálů.

**Tabulka 8.5 Vstupní parametry modelu po kalibraci**

Základní parametry	Údolní vrstva (štěrk)	Skalní podloží rozrušené	Skalní podloží nerozrušené	Pravá část hráze (víc zahliněná)	Levá a horní část hráze	Patní drén	Injekční clona	AB těsnění jako celek
$c$ [kPa]	5,0	500,0	500,0	8,0	5,0	5,0	nezadáno	200,0
$E$ [kPa]	30 000	70 000	400 000	40 000	40 000	40 000	40 000	40 000
$\nu$ [-]	0,20	0,20	0,20	0,20	0,20	0,20	0,20	0,20
$k$ [m/s]	$1,0 \cdot 10^{-4}$	$5,0 \cdot 10^{-5}$	$1,0 \cdot 10^{-8}$	$1,0 \cdot 10^{-4}$	$2,0 \cdot 10^{-4}$	$1,0 \cdot 10^{-3}$	$1,0 \cdot 10^{-8}$	$8,0 \cdot 10^{-10}$
$k_{po}$ [m/s]	$1,0 \cdot 10^{-4}$	$5,0 \cdot 10^{-5}$	$1,0 \cdot 10^{-8}$	$1,0 \cdot 10^{-4}$	$2,0 \cdot 10^{-4}$	$1,0 \cdot 10^{-3}$	$8,0 \cdot 10^{-9}$	$1,0 \cdot 10^{-10}$

Při ladění různých variant výpočtu byla brána zřetel na polohu maximálních smykových přetvoření. Pokud nekonverguje výpočet a zároveň oblast maximálních smykových přetvoření tvoří kinematically možnou smykovou plochu, lze předpokládat, že došlo k poruše. Pokud je maximum smykových přetvoření pouze v několika bodech sítě konečných prvků a okolní body na něj nenavazují, je vhodné upravit numerické parametry výpočtu. Příkladem upravovaného výpočtu byla situace, kdy rozdíl mezi odporem konstrukce a reakcí na zatížení byl větší než zadané konvergenční kritérium, ale účinky obou sil byly velice malé. Situace nastávala v uzlových bodech či na hranici sítě konečných prvků.

Kalibrace vazkoplastického modelu (kapitola 5.4.3.2) byla provedena dle měřených posunů na vzdušném svahu hráze a dle závěrů z použitých podkladů [Pardoen, 2015] ověřených na základě variantních výpočtů. Výsledné kalibrované parametry jsou uvedené v tabulce 8.6. Parametry vztahené ke koeficientům smykové pevnosti a pevnosti v prostém tlaku, ve vztazích (5.39) a (5.40), nebyly v rámci kalibrace upravovány. Jsou součástí podmínky vazkoplasticity a funkce vazkoplastického potenciálu a byly nastaveny jako výchozí, vztaheny k rozdílu mezi materiálem modelovaným v [Pardoen, 2015] a materiálem hráze VD Morávka. Volba těchto parametrů byla konzultována s autory tohoto materiálového modelu na universitě v Liege.

Z důvodů rekonstrukce hráze v letech 1997 až 2000 byl průběh posunů upravován pomocí parametrů  $\zeta_0$ ,  $B^{vp}$  a  $n^{vp}$  popsanych ve vztazích (5.41), (5.44) a (5.45). Ovlivňují tak vazkoplastické zpevnění a vazkoplastické přetvoření. Sady parametrů vazkoplastického modelu před a po rekonstrukci v letech 1997 až 2000 jsou uvedeny v následující tabulce:

**Tabulka 8.6 Vazkoplastické parametry modelu po kalibraci**

Symbol	Název parametru	EVP model před rekonstrukcí	EVP model po rekonstrukci
$R_c$ [kPa]	Pevnost v prostém tlaku	5000	5000
$A^{vp}$ [-]	Koeficient pro úhel vnitřního tření	2,62	2,62
$C^{vp}$ [-]	Koeficient pro soudržnost	0,02	0,02
$\beta^{vp}$ [-]	Parametr vazkoplastického potenciálu	0,7	0,7
$\zeta_0$ [s <sup>-1</sup> ]	Výchozí koeficient vazkoplastického toku	$5,6 \cdot 10^5$	$5,0 \cdot 10^5$
$\zeta$ [J/mol]	Parametr vlivu teploty	$5,0 \cdot 10^4$	$5,0 \cdot 10^4$
$n^{vp}$ [-]	Parametr průběhu vazkoplastické funkce	5,95	6,00
$B^{vp}$ [-]	Parametr časové závislosti zpevnění	$5,0 \cdot 10^{-2}$	$7,0 \cdot 10^{-2}$
$\alpha_0^{vp}$ [-]	Počáteční hodnota vazkoplastických deformací	0	0

#### 8.4.5 Zjednodušený postup modelování výstavby hráze

Výstavba tělesa hráze byla do modelu chování zařazena zjednodušeně pro vhodnou simulaci napětí v hrázi a podloží. Modelování chování během výstavby bylo realizováno metodou postupného zvyšování zatížení od vlastní tíhy, kdy je vlastní tíha celé hráze násobena součinitelem. Tento součinitel je postupně zvyšován z nulové hodnoty na hodnotu 1,0. Tato hodnota je předepsána v čase dokončení výstavby. Počáteční napětí skalního podloží a údolních štěrků bylo generováno pomocí součinitele zemního tlaku v klidu.

#### 8.5 Popis etap modelového výpočtu

V této kapitole jsou shrnuty stěžejní kroky provedené ve třech etapách numerického modelového výzkumu VD Morávka. Souhrn vychází z kapitoly 8.2, kde jsou popsány cíle jednotlivých etap.

##### První etapa

- Kalibrace hydraulické vodivosti a parametrů podloží,
- použití elasto-plastického modelu pro hráz, podloží a AB těsnicí plášť, elasto-plastický model je popsán v kapitole 6.

##### Druhá etapa

- Použití vazkoplastického modelu pro hráz a těsnicí plášť, model je popsán v kapitole 5.4,
- kalibrace parametrů hráze a vazkoplastického modelu,
- použití metody SSR a výpočet faktoru *ODF*, který vyjadřuje rezervu bezpečnosti konstrukce, metoda je popsána v kapitole 5.7.

##### Třetí etapa

- Iterativní snižování parametrů smykové pevnosti a modulu pružnosti (model s oslabenými parametry smykové pevnosti a přetvárnými parametry),
- výpočet *ODF* pro model se sníženými parametry smykové pevnosti a modulu pružnosti,
- porovnání modelů bez a s oslabenými parametry,
- stanovení mezní hodnoty na základě rozdílu průběhů svislých posunů v čase obou modelů.



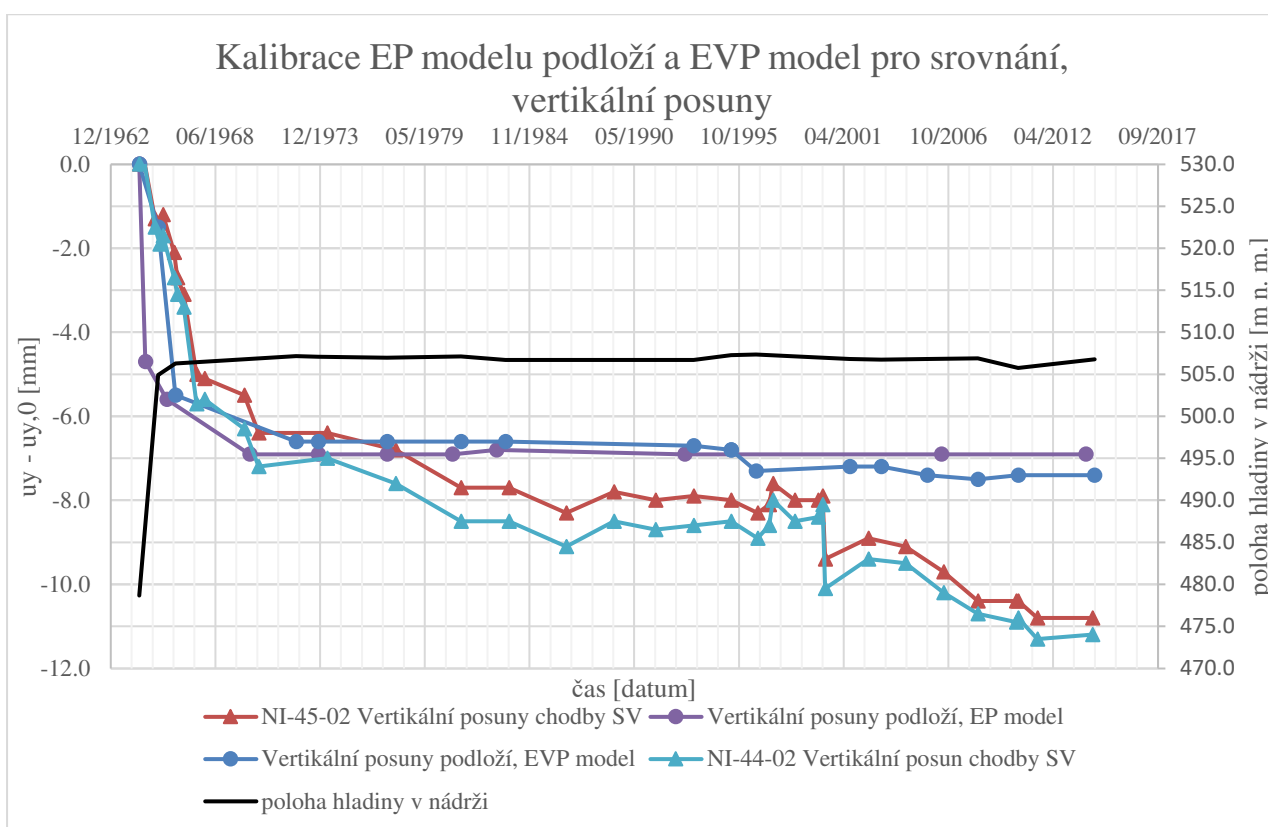
## 8.6 Výstupy z první a druhé etapy numerického modelového výzkumu

### 8.6.1 Výstupy z kalibrace hydraulické vodivosti materiálů hráze a podloží

Porovnání polohy volné hladiny měřené v pozorovacích vrtech a modelované polohy nulového tlaku vody v pórech ( $p_w = 0$ ) po kalibraci hydraulické vodivosti je uvedeno v Příloze 6. Kalibrace je provedena ve dvou variantách, pro AB těsnicí plášť a clonu před rekonstrukcí, a pro AB těsnicí plášť překrytý PVC fólií a doinjektování clony. Při hladině v nádrži přibližně na kótě 507 m n. m. (horní hranice zásobního prostoru) byla modelovaná poloha hladiny před i po rekonstrukci přibližně na úrovni rozhraní mezi tělesem hráze a svrchní vrstvou údolních štěrků. Zvýšená poloha hladiny je patrná pouze ve variantě před rekonstrukcí, a to při poloze hladiny na úrovni koruny bezpečnostního přelivu (515,22 m n. m.) nebo vyšší.

### 8.6.2 Výstupy z kalibrace fyzikálně mechanických parametrů podloží

V první etapě modelování byl potvrzen předpoklad vhodnosti lineárně elastického pružně plastického (elasto-plastického) modelu pro podloží hráze. Pouze pro injekční chodbu a prostor injekční clony byl přijat elastický materiálový model bez plastických přetvoření.



**Obrázek 8.7 Vertikální posuny podloží na základové spáře (480,4 m n. m.)**

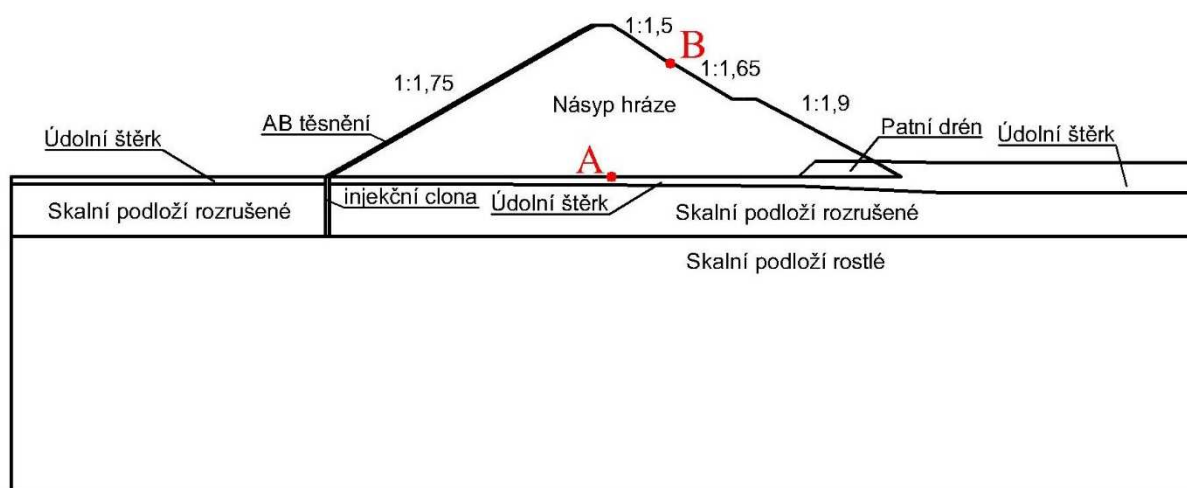
Výstupem kalibrace v první etapě je porovnání svislých posunů základové spáry pod korunou hráze a měření sedání bloků chodby spodních výpustí pod korunou (obrázek 8.7). Kalibrace posunů

podloží se shoduje se závěry z publikací popisujících chování přehrad v oblasti karpatského flyše [Bilík, Jahoda, 1969], [Štěpánský, 1967] a z etapové zprávy TBD VD Morávka [Štěpánský, 1968].

Obrázek 8.7 ukazuje rozdíl mezi vertikálními posuny určenými v první a druhé etapě výpočtu. V první etapě je pro hráz i podloží použit elasto-plastický (EP) model. V druhé etapě je pro hráz použit vazkoplastický (EVP) model a pro podloží ponechán elasto-plastický model.

Rozdílný průběh měřených posunů (červená čára) a modelovaných (modrá a zelená čára) je daný použitím materiálového modelu hráze a podloží. Odezvou elasto-plastického modelu jsou elastické posuny reagující na polohu hladiny v nádrži a zatížení od vlastní tíhy a plastické posuny vytvořené okamžitě po překročení podmínky plasticity. Z daného zatěžovacího stavu vyplývá, že plastická přetvoření začínají vznikat ke konci plnění nádrže (viz obrázek 8.7).

Z měřených hodnot sedání vyplývá, že sekundární konsolidace (creep) probíhá také v podloží. Od roku 1970 do roku 2014 činí svislé posuny podloží cca 5 mm. Vzhledem k celkovým posunům na povrchu hráze a vrstevnatosti podloží byly tyto posuny ve výpočtech zanedbány. Porovnávaný bod na základové spáře je umístěn pod korunu hráze, na obrázku 8.8 je označený písmenem A.

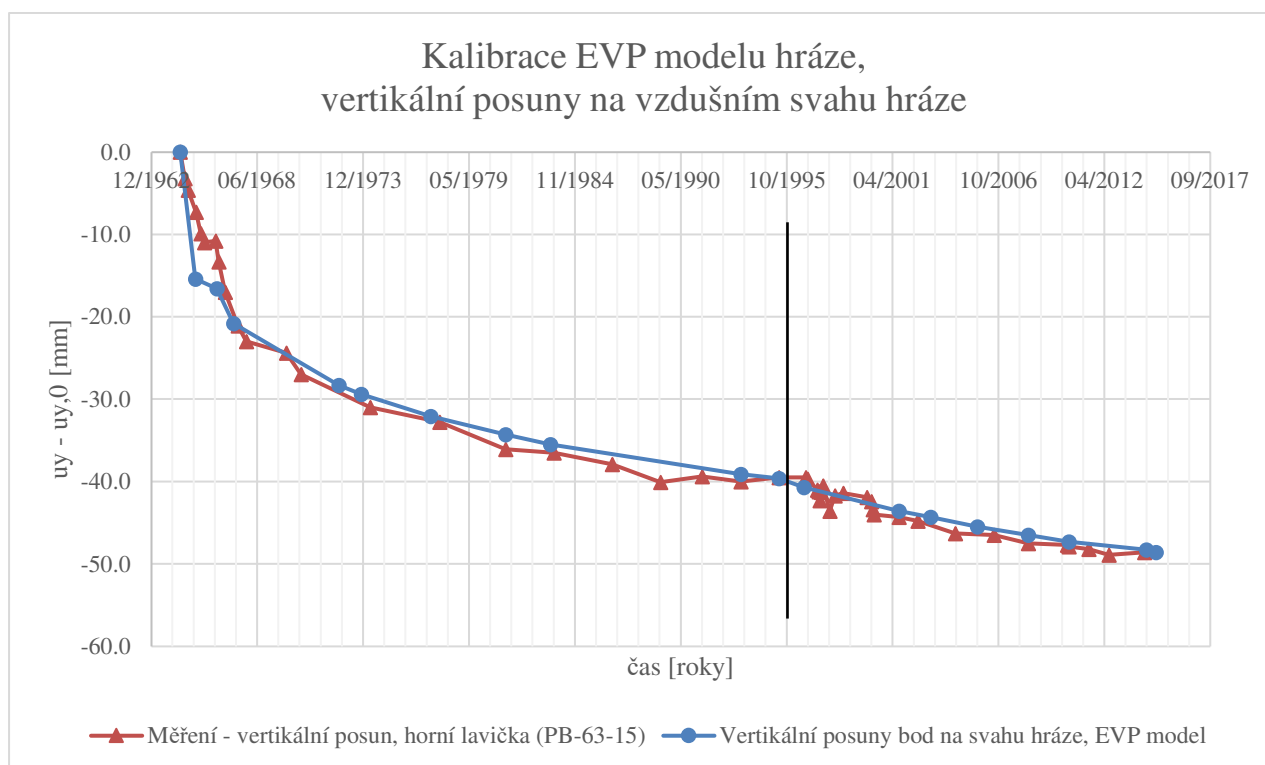


**Obrázek 8.8 Náhradní oblast s vyznačenými body,**

V druhé etapě numerického modelového výzkumu byl elasto-plastický model pro hráz doplněn o vazkoplastické přetvoření a kalibrován na vybraný bod na vzdušném svahu a zároveň na bod na základové spáře jako v první etapě. Kalibrovány byly parametry hráze a doladěny parametry podloží, aby stále odpovídaly měření v chodbě spodních výpustí (viz obrázek 8.7). Prve byly kalibrovány vazkoplastické parametry hráze (tabulka 8.6) tak, aby byl průběh posunů v čase přibližně parabolický. Poté byly laděny parametry podloží, pro které byl ponechán elasto-plastický model. Vliv hydraulické vodivosti při řešení sdružené hydromechanické úlohy je uveden v závěrech z citlivostní analýzy (kapitola 7.4). Především při nižších hodnotách modulu pružnosti hráze i podloží rostl vliv hydraulické vodivosti podloží na výsledné svislé posuny. Pokud docházelo

k průsaku podložím či těsnicím pláštěm, výsledné svislé posuny byly ovlivněny směrem proudění (proudovými silami).

Výsledný průběh vertikálních posunů po kalibraci z druhé etapy v bodě B (viz obrázek 8.8) a měřené posuny (PB-63-15) na povrchu vzdušního svahu na horní lavičce jsou na obrázku 8.9.



**Obrázek 8.9 Vertikální posuny tělesa hráze měřené na horní bermě na vzdušném svahu**

Kalibrovaný model byl pro lepší výstižnost přerušen před vznikem poruchy a před následnou rekonstrukcí probíhající do roku 2000. Vliv vzniku poruchy a rekonstrukce, při které byla mimo jiné výrazně snížena hladina v nádrži, byly na měřených posunech patrné. Modelování těchto vlivů nebylo cílem numerického modelového výzkumu. Byly pouze zohledněny a byly upraveny parametry vazkoplastického modelu tak, aby vystihovaly měřený průběh svislých posunů po rekonstrukci (viz druhý sloupec tabulky 8.6). Aby bylo možné výpočty navázat, byl výpočet modelující chování po rekonstrukci zahájen ještě před vznikem poruchy, tj. na konci roku 1995.

### **8.7 Výstupy třetí etapy a stanovení mezní hodnoty svislého posunu**

V rámci třetí etapy byly modelové výpočty z předcházejících etap doplněny o výpočet *ODF* metodou redukce parametrů smykové pevnosti, dle vztahů (5.69) až (5.71). Při jejich stanovení byla použita metoda mezních stavů. Pro úlohu napětí, přetvoření a posunů byl ukončen výpočet v čase 12/2014 (průběh posunů na obrázku 8.9) a v tomto čase byl takto vypočten  $ODF = 1,23$ . Při výpočtu *ODF* pomocí metody SSR výpočetní algoritmus v softwaru z University v Liege automaticky odvodil konečný počet kroků redukce, časový krok a konvergenční parametry. Odvození bylo

provedeno z vhodně nastavené úlohy napětí přetvoření a posunů. Při hledání optimálního nastavení obou úloh (napětí přetvoření a posunů i výpočtu  $ODF$ ) byly na několika variantních výpočtech omezeny maximální a minimální hodnota časového kroku a porovnáván vliv na výsledný faktor (viz kapitola 5.7). Čím menší časový krok, tím přesněji se shodoval vypočtený  $ODF$  s očekávanou hodnotou [ČSN 75 2310], ale zároveň narůstal násobně i čas výpočtu. Výsledky výpočtu a zobrazené rozmezí jsou uvedeny v příloze č. 7.

Pro odvození mezní hodnoty celkových vertikálních posunů byl využit kalibrovaný vazkoplastický model z druhé etapy numerického modelového výzkumu (kapitola 8.6). Ve třetí etapě byl výpočet zopakován, ale se sníženými (oslabenými) parametry smykové pevnosti. Nastavení tohoto nového variantního výpočtu se shodovalo s druhou etapou a pro oba výpočty byl vypočten  $ODF$  ve vybraných časových krocích. Ve druhém výpočtu se sníženými (oslabenými) parametry smykové pevnosti je předpoklad adekvátně sníženého modulu pružnosti pomocí vztahu (8.1). Pro tento variantní výpočet se předpokládá  $ODF \approx 1,0$ . Pro dosažení tohoto předpokladu byl použit iterační přístup, na základě kterého byl určen snížený úhel vnitřního tření roven  $35,4^\circ$ .

Pro adekvátní snížení modulu pružnosti ke smykovým parametrům byl hledán převodní vztah, který by teoreticky reprezentoval postupné oslabování materiálu. Pro vyjádření oslabení materiálu byl použit empirický korelační vztah dle Duncana a Changa [Kulhawy, Mane, 1990]:

$$E_t = \kappa p_a \left( \frac{\sigma_3}{p_a} \right)^N \left[ 1 - R_f \frac{(1 - \sin \varphi_{t,c})(\sigma_1 - \sigma_3)}{2\sigma_3 \sin \varphi_{t,c}} \right]^2, \quad (8.1)$$

kde  $E_t$  je tečný modul pružnosti pro nesoudržné materiály, který definuje tečnu k průběhu zatěžovacího diagramu. Ve výpočetních úlohách je tečný modul pružnosti dosazen za Youngův modul pružnosti  $E$ . Je odvozen na základě úhlu vnitřního tření získaného z triaxiálního přístroje  $\varphi_{t,c}$  a deviatorického napětí  $(\sigma_1 - \sigma_3)$  a dle dalších parametrů.  $p_a$  je atmosférický tlak,  $\kappa$  je číslo modulu pružnosti,  $N$  je exponent a  $R_f$  číslo porušení (failure ratio). Deviatorické napětí je vyjádřeno jako rozdíl hlavních napětí  $\sigma_1$  a  $\sigma_3$  (maximálního a minimálního), které byly stanoveny z původního kalibrovaného vazkoplastického výpočtu (druhá etapa).

**Tabulka 8.7 Obvyklé hodnoty parametrů modulu pružnosti  $E_t$  [Kulhawy, Mane, 1990]**

Druh zemin (značka)	$\kappa$ [ - ]	$N$ [ - ]	$R_f$ [ - ]
GW	300 až 1200	1/3	0,7
GP	500 až 1800	1/3	0,8
SW	300 až 1200	1/2	0,7
SP	300 až 1200	1/2	0,8

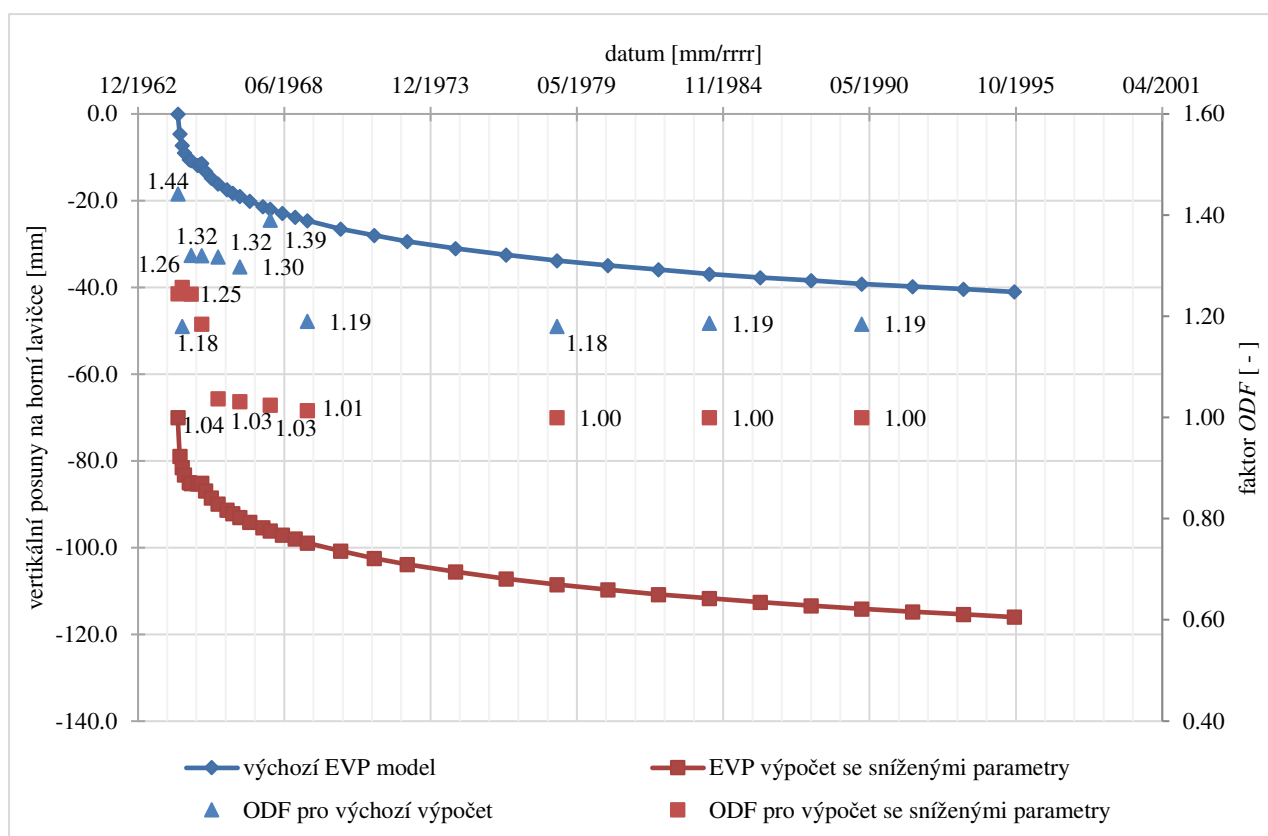
Parametry  $N$ ,  $R_f$  a číslo modulu pružnosti  $\kappa$  vycházely z tabulky 8.7 [Kulhawy, Mane, 1990], a byly kalibrovány tak, aby pro odečtené napětí a úhel vnitřního tření  $40^\circ$  vycházel známý modul pružnosti 40 MPa stanovený na základě hutnicích pokusů [Vlček, 1968] (viz kapitola 8.3.2). Výsledkem kalibrace bylo číslo modulu pružnosti  $\kappa = 778$  a exponent  $N = 0,3$ . Parametr  $R_f$  byl ponechán dle tabulky 8.7 pro materiál zařazený jako štěrk dobře zrněný GW [ČSN 72 1001], který reprezentuje největší procento použitého materiálu hráze VD Morávka.

Korelačním vztahem (8.1) byl z iterovaného úhlu vnitřního tření  $\varphi_{t,c} = 35,4^\circ$  určen modul pružnosti vstupující do výpočtu, a byl tak snížen výchozí modul pružnosti hráze VD Morávka (popsaný v kapitole 8.3.2.2) ze 40 MPa na 28,1 MPa.

**Tabulka 8.8 Tabulka pro snížení modulu pružnosti tělesa hráze VD Morávka**

$\varphi_{t,c} [^\circ]$	$E_t$ [Pa] pro hráz VD Morávka
40,0	$4,00 \cdot 10^7$
39,0	$3,75 \cdot 10^7$
38,0	$3,50 \cdot 10^7$
37,0	$3,23 \cdot 10^7$
36,0	$2,97 \cdot 10^7$
35,4	$2,81 \cdot 10^7$

Souhrnně pro určení mezní hodnoty vertikálního posunu při konstantní hladině v nádrži byly použity dva variantní výpočty (bez a s oslabenými parametry) při stejném zatěžovacím stavu. Jejich výstupy byly porovnány na obrázku 8.10.



**Obrázek 8.10 Vertikální posuny dvou vazkoplastických modelů bez oslabených a s oslabenými parametry smykové pevnosti a přetvářnosti**

Obrázek 8.10 prezentuje čtyři výstupy. Zaprvé ukazuje průběh svislých posunů kalibrovaný dle měření za běžného stavu (modrá datová řada). Za druhé svislé posuny variantního výpočtu s oslabenými parametry, který prezentuje stav, kdy je dosažena mezní hodnota (červená datová řada). Číselně se rozdíl křivek pohybuje v intervalu přibližně 73 až 75 mm. Dále obrázek prezentuje vývoj *ODF* v čase pro oba výpočty (bez a s oslabenými parametry).

### 8.8 Shrnutí případové studie VD Morávka

Byl proveden zpětný modelový výzkum chování hráze VD Morávka. Při modelování bylo postupováno podle složitosti od úlohy proudění podzemní vody po časově závislou sdruženou hydromechanickou úlohu se zohledněním creepového chování viz popsání etapy (kapitoly 8.2 a 8.4.6). Při volbě vhodného materiálového modelu bylo postupováno podle složitosti od lineárně elastického přes elatoplastický až po vazkoplastický model.

Ve všech sdružených úlohách byly vyčísleny neznámé, tj. napětí, přetvoření, posuny a pórový tlak. Byl volen buď časově nezávislý zatěžovací stav po napuštění hladiny v nádrži, nebo závislý na čase, tj. od výstavy do roku 2014, poté prodloužen do roku 2017. Pro časově závislou úlohu byla zadána hladina v nádrži deterministicky dle denního měření prováděného v 7:00.

Při simulování vývoje chování do roku 2037 byla hladiny v nádrži konstantní. Dle numerického modelového výzkumu lze konstatovat, že posuny se v čase postupně snižují, což je ve shodě s měření svislých posunů nivelací třídy přesnosti N1 [Rainer, 2018]. V následujících dvaceti letech model predikuje přírůstek na jednu etapu měření svislých posunů (1x za 2 roky) 0,4 mm, což je na hranici přesnosti nivelace třídy N1. Ve vybraných krocích časově závislého výpočtu bylo na výpočet navázáno metodou redukce parametrů smykové pevnosti (SSR), kterou byl stanoven *ODF* (over-design factor). Samostatně pro etapu měření svislých posunů nivelací v květnu 2014 byl stanoven na  $ODF = 1,23$ . Srovnání průběhu svislých posunů s polohou hladiny je uvedeno v příloze č. 7.

Hodnota *ODF* je závislá na předchozím vývoji neznámých ve výpočtu, na smykové pevnosti, a také na nastavení numerických parametrů výpočtu. Z toho důvodu byl sledován jeho vývoj v čase (obrázek 8.10). Konkrétně byl stanoven pro jedenáct časových kroků, tři při lineárním nárůstu hladiny, jeden při dosažení dané hladiny a zbývající v různých časech po nárůstu hladiny. Závislost výsledného faktoru *ODF* na svislých posunech v tělese hráze v čase není jednoznačná, jelikož v několika prvních krocích se mění poloha volné hladiny v tělese hráze, která faktor také ovlivňuje. Po napuštění hráze a částečném ustálení v roce 1967 jsou i přírůstky posunů nižší a nelze vliv polohy hladiny a vliv přírůstků posunů (závislých na poloze hladiny) jednoznačně odlišit.

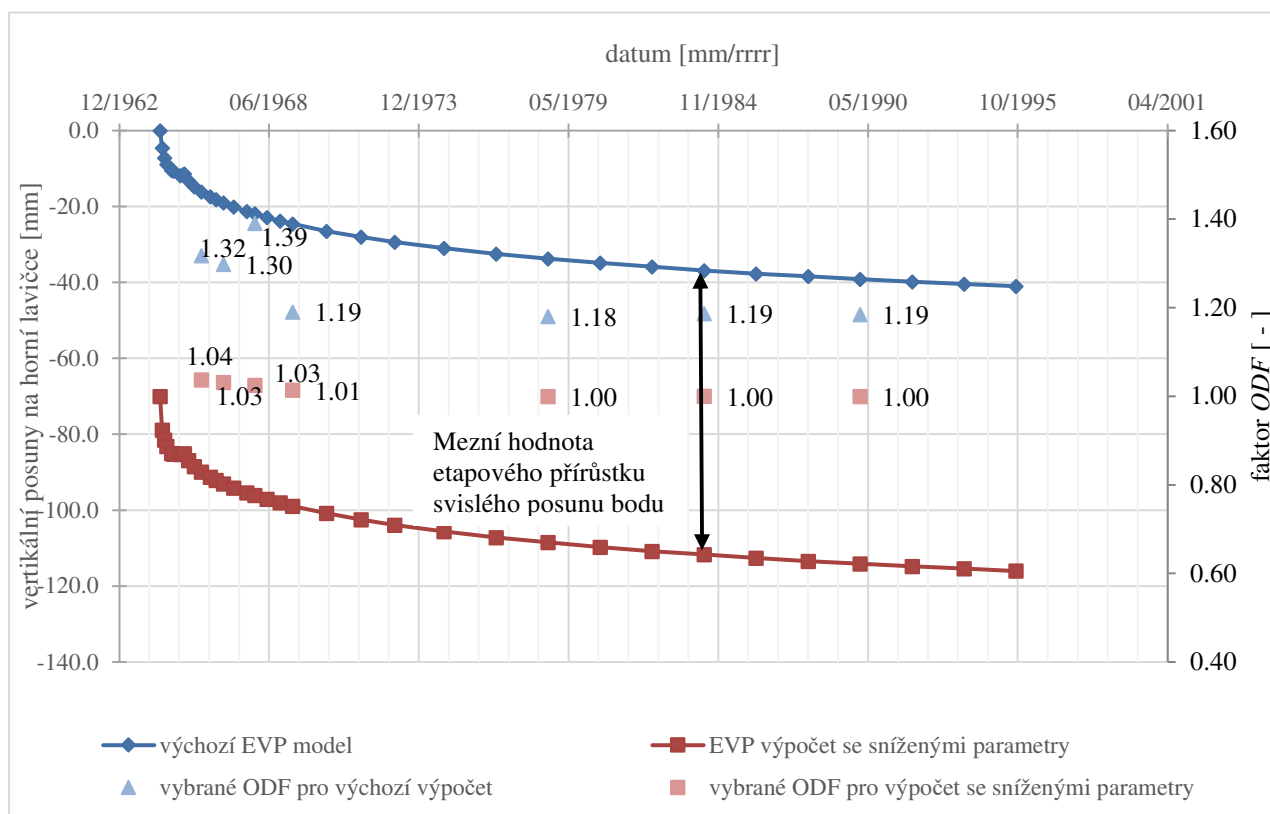
Ve výpočtu *ODF* jsou ve smyslu metody mezních stavů započítány dílčí součinitele dle prvního návrhového přístupu, tj. na stranu nejistoty ve stanovení odolnosti. Dílčí součinitel významu konstrukce  $\gamma_I$  tvoří spolu s teoretickým předdimenzováním návrhu rezervu před dosažením mezní hodnoty. V případě zpětného modelování stávajícího VD navrženého dle jiných přístupů než mezních stavů je možné volit součinitel  $\gamma_I = 1,0$ .

Průběh *ODF* (obrázek 8.10) určuje časové kroky, v nichž je vypočtený svislý posun, daný modelem s oslabenými parametry (červená čára), bodovou mezní hodnotou celkového posunu. Pokud budou při měření veličin v rámci TBD dosaženy posuny dopovídající hodnotám mezi křivkami, je chování hráze přípustné. Jakmile je dosažen či překročen průběh svislých posunů s oslabenými parametry smykové pevnosti a přetvárnými parametry, je dosažena mezní hodnota svislého posunu. Vynášené posuny jsou pro konkrétní pozorovací bod (PB-63-15), pro který bude mezní hodnota stanovena.

Pokud odečteme přírůstek posunů před poruchou VD na konci roku 1996, došlo k ročnímu přírůstku posunů na vlnolamu cca 60 mm a na koruně 30 mm. V programu TBD pro VD Morávka je mezní hodnota pro roční přírůstek svislého sedání bodu na vlnolamu, na horní i dolní bermě, 20 mm [Rainer, 2014]. Tento posun je pro měření na hřbových značkách nivelací třídy přesnosti N1.

Průběh posunů zpětného modelového řešení byl kalibrován dle měření, které probíhá standardně 1x za 2 roky. Pokud by se vývoj svislých posunů mezi etapami odchýlil o rozdíl mezi průběhy

svislých posunů obou výpočtů (bez a s oslabenými parametry), došlo by k dosažení mezní hodnoty mezietapového svislého posunu.



**Obrázek 8.11 Ukázka mezní hodnoty etapového přírůstku svislých posunů bodu PB-63-15**

Navrženým postupem byla stanovena mezní hodnota etapového posunů na 75 mm pro pozorovací bod PB-63-15 na horní laviče v příčném řezu ve střední části hráze ve vzdálenosti více jak 100 m od místa poruchy v roce 1996. Lze ji vztáhnout i na ostatní pozorovací body na horní bermě mimo části ovlivněné lokálními poruchami v letech 1996 a 1997. Stanovená hodnota vychází z výpočtů založených na návrhové hodnotě úhlu vnitřního tření materiálu hráze. Charakteristické hodnoty parametrů smykové pevnosti se z výsledků laboratorních zkoušek nezachovaly.

Pokud zavedeme do modelu chování, a tím i do stanoveného *ODF*, více nejistot snižujících jeho velikost, bude výsledná mezní hodnota svislého posunu nižší.



## 9. ZÁVĚR

Práce předkládá postup stanovení mezních hodnot posunů sledovaných při TBD sypaných hrází. Na případové studii stanovuje mezní hodnotu svislého posunu bodu na vzdušném svahu hráze, na kterém se provádí geodetické měření. Konkrétní provedení jednotlivých kroků navrženého postupu, ukázané na případových studiích, je součástí práce. Mezní hodnota je vztažena ke způsobu porušení vytvořením smykové plochy procházející tělesem hráze a/nebo podložím (usmýknutí). Postup může být s obměnami použit i pro jiné mezní hodnoty, popřípadě může být odvozená mezní hodnota vztažena k jinému typu porušení. Například je-li mezní hodnota vztažena také ke vzniku smykové plochy, může být stanovena mezní hodnota polohy hladiny v tělese hráze, při které dojde k usmýknutí. Mezní hodnota polohy hladiny v tělese hráze může být stanovena také, je-li vztažena ke vzniku poruchy prolomením nadložní vrstvy podloží, nebo ke vzniku filtrační deformace. Popřípadě může být odvozená mezní hodnota pórového tlaku v podloží vztažena ke změně podmínky mezního stavu polohy konstrukce (posunutí, překlopení či otočení).

Tato práce obsahuje dílčí postupy, které byly přizpůsobeny pro stanovení mezní hodnoty svislých posunů bodu na vzdušní lavičce (PB-63-15) VD Morávka. Navržený postup stanovení mezních hodnot posunů je založen na fyzikálních principech, a práce tím rozšiřuje dosavadní přístup k jejich stanovení. Postup využívá numerický modelový výzkum chování sypané hráze. Samotný výzkum je komplexní úkol, který obvykle obsahuje řadu dílčích sblížovacích výpočtů, které se kalibrují dle měření a v ideálním případě se verifikují na jiných odpovídacích měřeních. Formulované úlohy jsou přizpůsobené homogenní sypané hrázi s návodním těsněním. Můžou být použity i pro jiné podobné sypané hráze VD za předpokladu podobných průsakových poměrů a řádově podobných fyzikálně mechanických parametrů hráze a podloží. Postup odvození mezní hodnoty používá řadu zjednodušení vycházejících z empirických vztahů, které je třeba upravit adekvátně pro konkrétní VD s danou skladbou materiálů příslušných vlastností. Pokud bude způsob odvození použit pro jiný typ sypané hráze, je důležité znovu zhodnotit přijaté předpoklady, provést interpretaci podkladů a použít odpovídající měření pro kalibraci modelu chování. Nezbytné je nové provedení zpětného modelového řešení chování hráze.

Významným limitem řešení je úroveň dostupných podkladů o materiálových charakteristikách hráze i podloží a podrobná dokumentace skutečného provedení VD. Postup byl aplikován na stávající sypanou hráz první kategorie z hlediska TBD. Požadované nároky na bezpečnost VD první a druhé kategorie je zpravidla vyšší, jsou kladeny větší nároky na měření a pozorování v rámci TBD a jsou prováděny podrobné expertízy. Existuje u nich zpravidla dostatek podkladů například z laboratorních a polních zkoušek, je dobře zdokumentován použitý materiál a technologie výstavby

a pro stávající VD jsou k dispozici výstupy geodetického sledování tělesa hráze s dostatečnou přesností a četností.

Z pohledu použití modelu chování je odlišné stanovení mezních hodnot posunů pro plánovaná a nově postavená VD. Ve srovnání se stávajícími jsou kalibrační data z měření a pozorování k dispozici až v průběhu ověřovacího provozu. Výhodou nově navrhovaného VD může být více informací o nejistotách ve vstupních parametrech modelu chování, a také možnost potvrzení empirického vztahu mezi parametry smykové pevnosti a přetvárnými charakteristikami pomocí laboratorních zkoušek pro konkrétní materiály hráze. Pro stávající VD je zpravidla obtížné provést dodatečné laboratorní zkoušky (riziko zásahu do fungující konstrukce). Rozdíl mezi nově postavenou a stávající hrází může být i v požadavcích na mezní hodnotu, pokud je VD v etapě výstavby nebo v ověřovacím provozu, může být mezní hodnota pojata konzervativněji než u VD, které je v provozu a bez vzniku významnější poruchy už několik desítek let.

V případové studii (kapitola 8) je odvozena mezní hodnota svislého mezietapového přírůstku posunu a celkový svislý mezní posun. K závěrům studie by se mělo přistupovat s ohledem na cíl – demonstrování stanoveného postupu odvození mezních hodnot. Pro následnou interpretaci stanovené mezní hodnoty je třeba vzít v potaz předpokládaný zatěžovací stav, použité dílčí součinitele bezpečnosti a srovnat je se zkušenostmi z dlouhodobého sledování stavu VD Morávka a s chováním analogických VD. Výsledkem takto navrženého postupu není obecně platná hodnota. Platí pro daný zatěžovací stav a za daných předpokladů, tj. například pro danou část hráze popsanou 2D modelem chování. Postupem stanovená mezní hodnota může být také podkladem pro stanovení dynamické mezní hodnoty v závislosti na vývoji zatěžovacího stavu nebo jako interní informace zpřesňující stav VD při neočekávaném chování.

Při odvození mezních hodnot je dále nad rámec navrženého postupu důležité zapojení osob zodpovědných za TBD (Fyzická osoba vlastníka zodpovědná za TBD a Hlavní pracovník TBD organizace pověřené prováděním TBD). Jde především o jejich interpretaci závěrů z dlouhodobého sledování díla, zkušenosti z provádění TBD ve všech etapách provozu VD a zkušenosti z řešení případných poruch VD. V navrženém postupu je využita metoda dílčích součinitelů, která umožňuje vhodnou interpretaci závěrů a případně další upřesnění vstupních parametrů modelu chování, pokud je vyžadováno.

Další směr vývoje v této problematice může být zaměřen na modelování vývoje poruch VD, popřípadě na modelování postupného oslabování tělesa hráze do vzniku mezního stavu tak, aby nemuselo být použito empirických vztahů mezi parametry smykové pevnosti a přetvárnými charakteristikami.

## 10. PODKLADY

### 10.1 Literatura

- ADAM, K. - VRUBEL, J., 2015. Classification Of Dam Failures For Adopting Limit States. *In The Water Management and Hydraulic Engineering Proceedings of The 14<sup>th</sup> International Symposium*. Brno, Litera.
- ALONSO, E. E. - JOSA, A. - GENS, A., 1990. A constitutive model for partially saturated soils. *Géotechnique*, 40(3), pp.405–430.
- BARNICHON, J-D., 1998. Finite Element Modelling in Structural and Petroleum Geology. Ph. D. Thesis, Université de Liège Faculté des Sciences Appliquées, Begium.
- BAUER, E., - FU, Z. - LIU, S., 2010. Hypoplastic constitutive modeling of wetting deformation of weathered rockfill materials. *Frontiers of Architecture and Civil Engineering in China*. 4(1), pp. 78–91.
- BEAR, J. - VERRUIJT, A., 1987. Modeling Groundwater Flow and Pollution. 1<sup>st</sup> reprinted with corrections 1994. D. Reidel, Dordrecht.
- BÍLEK, D. - DOBEŠ, L., 1998. Oprava a rekonstrukce vodního díla Morávka 2. stavba, realizační dokumentace, Dotěsnění injekční clony 1. etapa. Aquatis a.s. Brno.
- BILÍK, M. - JAHODA, Č., 1969. Large Dam in the Carpathian Flysch of Moravia. 1<sup>st</sup> ed. Brno: Czechoslovak National Committee.
- BOND, A. - SCHUPPENER, B. - SCARPELLI, G. - ORR, T. - DIMOVA, S. - KAMENAROVA, B. N. - PINTO, V. A., 2013. Eurocode 7: Geotechnical Design. Worked examples EUR–Scientific and Technical Research Reports. Publications Office of the European Union.
- BRADÁČ, V., 1998. VD Morávka drenážní štola inženýrský sled, Závěrečná zpráva o výsledcích inženýrskogeologického sledu ražby levobřežního drenážního systému na VD Morávka. Algoman s.r.o. Opava.
- BRDIČKA, M., 1959. Mechanika kontinua. 1<sup>st</sup> ed. Nakladatelství československé akademie věd, Praha.
- BRINKGREVE, R. B., J. - ENGIN, E. - SWOLFS, W. M., 2014. PLAXIS 2D Anniversary edition, full manual. Available online at: <http://www.plaxis.nl>, [04/2014].
- BROŽA, V. - KRATOCHVÍL, J. - PETER, P. - VOTRUBA, L., 1987. *Přehrady*. SNTL, Praha, 1987.
- CHALMOVSKÝ, J., 2014. Základy matematického modelování v geotechnice s využitím programu Plaxis, OKTAEDR, Vysoké učení technické v Brně, Fakulta stavební, Brno, p. 62.

- CHALMOVSKÝ, J. - MIČA, L. - ŘÍHA, J. - ŠPANO, M., 2017. Determination of limit values for safety assessment of embankment dam, *Proceedings of 85<sup>th</sup> ICOLD ANNUAL MEETING International Symposium "Knowledge based Dam Engineering"*, Český přehradní výbor, z.o., Praha, 2017.
- CHENG, Y. M. - LANSIVAARA, T. - WEI, W. B., 2007. Two-dimensional slope stability analysis by limit equilibrium and strength reduction methods. *Computers and Geotechnics*, 34(3), pp. 137–150.
- ČESKÝ PŘEHRADNÍ VÝBOR, 2011. Přehrady v České republice 2010: rekonstrukce, modernizace, sanace, opravy. Praha, 103 p.
- COSTA, L. M. - ALONSO, E. E., 2009. Predicting the Behavior of an Earth and Rockfill Dam under Construction. *J. of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 135(7), pp 851–862.
- DAWSON, E. M. - ROTH, W. H. - DRESCHER, A., 1999. Slope stability analysis by strength reduction. *Geotechnique*, 49(6), pp. 835–840.
- DOLEŽALOVÁ, M. - HLADÍK, I. - ZEMANOVÁ, V., 2005. VD Šance. Analýza deformačních trendů a stability přehradní hráze, Dolexpert – Geotechnika, Praha.
- DRUCKER, D. C. - PRAGER, W., 1952. Soil mechanics and plastic analysis or limit design. *Quarterly of Applied Mathematics*, 10(2), pp. 157–165.
- DUNCAN, J. M., 1996. State of the Art: Limit Equilibrium and Finite-Element Analysis of Slopes. *Journal of Geotechnical Engineering*, 122(7), pp. 577–596.
- DUNCAN, J. M. - WRIGHT, S. G., 2005. Soil strength and slope stability, John Wiley & Sons, New Jersey, 297 p.
- FATAHI, B. - LE, T. M. - KHABBAZ, H., 2012. Effects of initial stress state on performance of embankments on soft soils. *Australian Geomechanics Journal*. 47(3), pp. 77–88.
- FEDA, J., 1983. Plouživost zemin. Studie ČSAV 26.83. ČSAV, Praha, 151 p.
- FOSTER, M. A. - FELL, R. - SPANNAGLE, M., 2000. The statistics of embankment dam failures and accidents. *Canadian Geotechnical Journal*, 37(5), pp. 1000–1024.
- FRANK, R. - BAUDUIN, C. - DRISCOLL, R. - KAVVADAS, M. - OVESEN, N. K. - ORR, T. - SCHUPPENER, B., 2004. Designers' Guide to EN 1997–1 Eurocode 7: Geotechnical Design - General Rules. Thomas Telford.
- FREDLUND, D. G. - RAHARDJO H., 1993. Soil mechanics for unsaturated soils. 1. vyd. Wiley, c1993, New York, 517 p.
- FRY, J-J. - CHARLES, J. A. - PENMAN, A. D. M., 1996. Unsaturated soils, *Proceedings of the first international conference on unsaturated soils. In: Dams, embankments and slopes*. A. A. Balkema, pp. 1391–1419.

- FRY, J-J. - VOGEL, A. - BLAIS, J-P. - COURIVAUD, J-R., 2004. Dam Accident Data Base DADB - The web based data collection of ICOLD. *In Long-term Benefits and Performance of Dams - Proceedings of the 13<sup>th</sup> Conference of the British Dam Society and the ICOLD European Club Meeting*. pp. 298–304.
- FRY, J-J. - VOGEL, A. - ROYET, P. - COURIVAUD, J-R., 2012. Dam failure by erosion: lessons from ERINOH data bases. 2012, IC SE6 Paris, p. 273–280.
- GALAVI, V., 2010. Groundwater flow, fully coupled flow deformation and undrained analyses in PLAXIS 2D and 3D, Plaxis BV. Available at: <http://kb.plaxis.nl/publications/groundwater-flow-fully-coupled-flow-deformation-and-undrained-analyses-plaxis-2d-and-3d> [Accessed January 10, 2014].
- GALLIPOLI, D. - SHARMA, R. - VAUNAT J. - GENS, A., 2003. An elasto-plastic model for unsaturated soil incorporating the effects of suction and degree of saturation on mechanical behaviour. *Géotechnique*, 53(1), pp.123–135.
- GLAC, F., 2001. Volitelný projekt, Sledování a měření na vodních dílech, zadavatel, Vysoké učení technické v Brně, Fakulta stavební, Ústav vodních staveb. Brno
- GLAC, F., 2014. Problematika mezních hodnot v technickobezpečnostním dohledu. Ostrava.
- HÁLEK, V. - KRATOCHVIL, S., 1965. Posouzení vlivu propustnosti asfaltobetonového těsnění přehrady na Morávce na průsaky hrází, Vysoké učení technické v Brně.
- HAYASHI, M., 1975. Progressive Submerging Settlement during Water Loading to Rock Fill Dam; Initial Strain Analysis, Material Property and Observed Result. *In Criteria and Assumptions for Numerical Analysis of Dams - Proceedings of an International Symposium Held at Swansea, UK, 8-11 September 1975.*, pp. 868–881.
- HODÁK, J. - SEDLÁČEK, M. - RAINER, V. - ADAM, K. - RICHTER, D. - SMRŽ, P. - KREJČÍ, J. - ŠVARC, O. - ŽATECKÝ, S. - ŘÍHA, J. - ŠPANO, M., 2017. Stanovení mezních hodnot veličin sledovaných při technickobezpečnostním dohledu nad určenými vodními díly, VODNÍ DÍLA – TBD, a.s. ve spolupráci s Vysokým učení technickým v Brně, Fakulta stavební, Brno.
- HOLOMEK, S. - RAINER, V., 2000. Vodní dílo Morávka, Souhrnná zpráva o dohledu při opravě a rekonstrukci díla, Vodní díla - TBD a.s., Brno.
- HORÁK, V. - PASEKA, A. - POSPÍŠIL, P., 2005. Polní zkoušky a měření mechaniky hornin, kapitola 11. Vysoké učení technické v Brně. Available online at: <http://geotech.fce.vutbr.cz/text.html>, [8/2016].
- INTERNATIONAL COMMISSION ON LARGE DAMS, 1964. World register of dams. Registre mondial des barrages. Paris. Průběžně aktualizovaný zdroj

- ICOLD Bulletin 99, 1995. Dam failure statistical analysis.
- ICOLD Bulletin 138, 2009. Surveillance: Basic elements in a „dam safety“ proces.
- ICOLD Bulletin 158, 2012. Dam surveillance guide.
- JÁKY, J., 1944. A nyugalmi nyomás tényezője, *A Magyar Mérnök- és ÉpítészEgylet Közlönyének* (Koeficient zemního tlaku v klidu, *Časopis spolku maďarských autorizovaných architektů a inženýrů*) 78 (22), pp. 355–358.
- JANDORA, J. - ŘÍHA, J., 2002. Porušení sypaných hrází v důsledku přelití. Vysoké učení technické v Brně, Vutium, Brno, p. 188.
- KARSTUNEN, M. - YIN, Z. Y., 2010. Modelling time-dependent behaviour of Murro test embankment. *Geotechnique*. 60(10), pp. 735–749.
- KRAHN, J., 2003. The 2001 R.M. Hardy Lecture: The Limits of Limit Equilibrium Analyses, *Canadian Geotechnical Journal* 40 (3), pp. 643–660.
- KRATOCHVÍL, J., 1976. Diskrétní formy plastického potenciálu pro různé materiály. In: *Rozvoj metody konečných prvků a její použití v praxi, sborník materiálů z celostátní konference, Část A*. Dům techniky ČSVTS, Mariánské lázně.
- KRATOCHVÍL, J. - LEITNER, F., 1979. Mathematical simulation of the state of stress in earth-filled dams during their construction. In: *Numerical methods in geomechanics, Aachen, 1979: Proceedings of the third International Conference on Numerical Methods in Geomechanics, Aachen*. A. A. Balkema, Rotterdam, p. 520.
- KRATOCHVIL, S., 1961. Vodní Nádrže a Přehradý. Nakladatelství Československé akademie věd, Praha, p. 946.
- KULHAWY, F. H. - MAYNE, P. W., 1990. Manual on Estimating Soil Properties for Foundation Design. Electric Power Research Institute. Research project 1493-6.
- LABUZ, J. F. - ZANG, A., 2012. Mohr–Coulomb Failure Criterion. *Rock Mechanics and Rock Engineering*. 1. 11., 45(6), pp. 975–979.
- MARQUES, S. P. C. - CREUS, G. J., 2012. Computational Viscoelasticity. Springer Science & Business Media.
- MAŠÍN, D. - HERLE, I., 2005. State boundary surface of a hypoplastic model for clays. *Computers & Geotechnics*. 32(6), pp. 400–410.
- NĚMEC, I. - TRCALA, M. - REK V., 2018. Nelineární mechanika. 1<sup>st</sup> ed. Brno: Vysoké učení technické v Brně, nakladatelství VUTIUM.
- NICHOLSON, D. W., 2003. On stresses conjugate to Eulerian strains. *Acta Mechanica*. 165(1), pp. 87–98.

- NOVOSAD, S., 1965. Zpráva o zhodnocení propustnosti štěrků použitých pro stavbu stabilizační části hráze, Geologický průzkum, 8. dílčí zpráva, n.p. ZSG Brno
- NOVOSAD, S., 1996. Zhodnocení inženýrsko-geologických podmínek v širším prostoru levobřežního zavázání přehrady Morávka na řece Morávka v souvislosti s poruchou AB pláště v září 1996, Novosad IG/EG, Ostrava.
- OKROUHLÍK, M. - HÖSCHL, C. - PLEŠEK, J. - PTÁK, S. - NADRCHAL, J., 1997. Mechanika poddajných těles, numerická matematika a superpočítače. Ústav termomechaniky Akademie věd České republiky, Praha.
- PARDOEN, B., 2015. Hydro-mechanical analysis of the fracturing induced by the excavation of nuclear waste repository galleries using shear banding. Ph. D. Thesis, University of Liège Faculty of Applied Sciences, Belgium.
- PERTL, M. - HOFMANN, M. - HOFSTETTER, G., 2011. Coupled solid-fluid FE-analysis of an embankment dam. *Frontiers of Architecture and Civil Engineering in China* 5(1), pp. 53–62.
- PERZYNA, P., 1966. Fundamental Problems in Viscoplasticity. *In: Advances in Applied Mechanics*, 8<sup>th</sup> ed. Elsevier, pp. 243–377.
- PETTERSON, K. E., 1955. The early history of circular sliding surfaces. *Géotechnique* 5, pp. 275–296.
- RABIE, M., 2014. Comparison study between traditional and finite element methods for slopes under heavy rainfall. *HBRC Journal*, 10(2), pp. 160–168.
- RAINER, V., 2010. Vodní dílo Morávka, 1. Souhrnná etapová zpráva za období 1/2000-2/2009. Vodní díla - TBD a.s., Brno.
- RAINER, V., 2012. Vodní dílo Morávka, 5. etapová zpráva za období 1/2010-2/2012. Vodní díla - TBD a.s., Brno.
- RAINER, V., 2014. I. revize Programu TBD pro trvalý provoz vodního díla - VD Morávka. Vodní díla - TBD a.s., Brno.
- RAINER, V., 2018. Vodní dílo Morávka, 8. etapová zpráva za období 8/2016-7/2017. Vodní díla - TBD a.s., Brno.
- RASHIDI, M. - HEIDARI, M. - AZIZYAN, G., 2018. Numerical analysis and Monitoring of an embankment dam during construction and first impounding case study: Siah Sang Dam. *Scientia Iranica*, 25(2A), pp. 505–516.
- ŘÍHA, J., 2010. Ochranné hráze na vodních tocích. 1<sup>st</sup> ed. Grada, Praha, 223 p.
- ŘÍHA, J. - ŠPANO, M. - ADAM, K. - VRUBEL, J. - HALA, M., 2016. Hodnocení bezpečnosti určených vodních děl metodou mezních stavů, certifikovaná metodika. Vysoké učení technické v Brně, Fakulta stavební, ve spolupráci s VODNÍ DÍLA – TBD, a.s., 154 p.

- ŘÍHA, J. - ŠPANO, M. - DUCHAN, D. - JULÍNEK, T. - HODÁK, J. - CHALMOVSKÝ, J. - ADAM, K. - HALA, M., 2017. Využití metody dílčích součinitelů pro hodnocení bezpečnosti vodních děl a odvození mezních hodnot TBD, spec. Publikace. LITERA Brno.
- SAXENA, K. R. - SHARMA, V. M., 2005. Dams Incidents and Accidents, A. A. Balkema.
- SCHANZ, T. - VERMEER, P. A. - BONNIER, P. G., 1999. The Hardening soil model: formulation and verification, A. A. Balkema, Amsterdam, pp. 281–96.
- SEDLÁČEK, M. - RAINER, V. - HODÁK, J. - RICHTER, D. - SMRŽ P. - KREJČÍ, J. - ŠVARC, O., ŽATECKÝ, S., 2015. Odborná zpráva o postupu prací a dosažených výsledcích za rok 2015. *Projekt Využití spolehlivostních metod při technickobezpečnostním dohledu nad vodními díly s ohledem na jejich bezpečnost v období globálních klimatických změn*. Vysoké učení technické v Brně, ve spolupráci s VODNÍ DÍLA – TBD, a.s.
- SHAO, J. F., ZHU, Q. Z., SU, K., 2003. Modeling of creep in rock materials in terms of material degradation, *Computers and Geotechnics* 30 (7), pp. 549–55.
- SHENG, D. - ZHOU, A. N., 2011. Coupling hydraulic with mechanical models for unsaturated soils. *Canadian Geotechnical Journal*, 48(5), pp.826–840.
- SHIVAKUMAR S. A. - SHIVAMANTH, A. – SOLANKI, C. H. - DAGOUDAR, G. R., 2015. Seepage and Stability Analyses of Earth Dam Using Finite Element Method. *Proc. 4<sup>th</sup>, International Conference On Water Resources, Coastal And Ocean Engineering (ICWRCOE'15)*, pp. 876–883.
- STEHLÍK, V. - LEITNER, F., 1969. Komplexní posouzení stavu hráze podle skutečného provedení, výsledků zkušebního provozu a měření za rok 1965–1968. Hydroprojekt, Brno.
- STRABAG, 1990. Asphaltic Concrete for Hydraulic Structures: Asphaltic Concrete Cores for Earth- and Rockfill Dams. Strabag Bau-Ag, 1990.
- ŠIMEK, J. - EICHLER, J. - JESEŇÁK, J. - VANÍČEK, I., 1990. *Mechanika zemin*. Vyd. 1. Praha: SNTL.
- ŠIMEK, M., 2000. *GAČR: Rizika kritických situací v provozu přehrad*, studie 103/97/0187. VODNÍ DÍLA - TBD, a.s.
- ŠTĚPÁNSKÝ, M., 1967. Poznatky z kontrolních měření a pozorování na moravských přehradách založených v karpatském flyši. *Vodní hospodářství*, 17(8), pp. 364–368.
- ŠTĚPÁNSKÝ, M., 1968. Vodní dílo Morávka, Souhrnná zpráva o měření a pozorování. Ředitelství vodních toků, oddělení technickobezpečnostního dohledu, Brno.
- TERZAGHI, K. - PECK, R. B. - MESRI, G., 1996. *Soil mechanics in engineering practice* 3<sup>rd</sup> ed., New York ; Chichester: John Wiley & Sons.



- VAN EEKELLEN, H. A. M., 1980. Isotropic yield surfaces in three dimensions for use in soil mechanics. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics* 1(4), pp. 89–101.
- VAN GENUCHTEN, M. Th., 1980. Closed-Form Equation For Predicting The Hydraulic Conductivity Of Unsaturated Soils, *Soil Science Society of America J.* 44 (5), 892–98.
- VAUNAT, J., 2000. An elastoplastic hydromechanical model for unsaturated soils. In: *Experimental evidence and theoretical approaches in unsaturated soils*. Balkema, pp. 121–138.
- VLČEK, V. - SKALKA, M., 1965. Přehrada na Morávce v Morávce, Přisypání hráze Alternativa I., Hydroprojekt, Brno.
- VLČEK, V., 1968. Průvodní zpráva zpětné dokumentace, VD Morávka, Hydroprojekt, Brno.
- VOTRUBA, L. - HEŘMAN, J., 1993. Spolehlivost vodohospodářských děl. 1<sup>st</sup> ed. Praha: Česká matice technická.
- VRUBEL, J. - ŘÍHA, J., 2017. Discussion on the Safety Factors of Slopes Recommended for Small Dams. *Acta Universitatis Agriculturae et Silviculturae Mendelianae Brunensis*, 65 (2), pp. 569–76.
- WHEELER, S. J., 1996. Inclusion of specific water volume within an elasto-plastic model for unsaturated soil. *Canadian Geotechnical Journal*, 33(1), pp.42–57.
- WHEELER, S. J. - BUISSON, M. S. R. - SHARMA, R. S., 2003. Coupling of hydraulic hysteresis and stress-strain behaviour in unsaturated soils. *Géotechnique*, 53(1), pp.41–54.
- WOZNICA, L. 1967. Inženýrskogeologické rajónování karpatského flyše Moravy z hlediska výstavby přehrad. *Vodní Hospodářství*, 17 (8), pp. 360–63.
- ZDRÁHAL, V., 2006. Manipulační řád pro vodní dílo Morávka na řece Morávka v ř. km 18,820. Povodí Odry, státní podnik, Vodohospodářský dispečink, Ostrava.
- ZIENKIEWICZ, O. C. - GODBOLE, P. N., 1974. Flow of plastic and visco-plastic solids with special reference to extrusion and forming processes. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 8(1), pp.1–16.
- ZHOU, H. - JIA, Y. - SHAO, J. F., 2008. A unified elastic-plastic and viscoplastic damage model for quasi-brittle rocks. *International Journal. of Rock Mechanics and Mining Sciences* 45(8), pp. 1237–1251.

## **10.2 Publikace autora**

- ADAM, K. - VRUBEL, J., 2015. Classification Of Dam Failures For Adopting Limit States. In *The Water Management and Hydraulic Engineering Proceedings of The 14<sup>th</sup> International Symposium*. Brno, Litera.

- ŘÍHA, J. - ŠPANO, M. - ADAM, K. - VRUBEL, J. - HALA, M., 2016. Hodnocení bezpečnosti určených vodních děl metodou mezních stavů, certifikovaná metodika. Vysoké učení technické v Brně, Fakulta stavební, ve spolupráci s VODNÍ DÍLA – TBD, a.s., 154 p.
- VRUBEL, J.; ŘÍHA, J., 2014. Koncepce modelu vrstvení sypané přehradní hráze v prostředí programu PLAXIS 2D, XXXIV. *PRIEHRADNÉ DNI 2014*, Slovenský vodohospodársky podnik š.p., Košice, SR, 2014
- VRUBEL, J. - ŘÍHA, J., 2015. Hodnocení stability svahů hrází malých vodních nádrží ve vazbě na požadavky ČSN 75 2410. *Geotechnika* 1(2), pp. 17-23.
- VRUBEL, J. - ŘÍHA, J., 2015. Evaluation of the Stability of Slopes of Dams of Small Water Reservoirs in Relation to the Requirements of CSN 75 2410, *Proceedings of XVI International Technical Conference on Dam Monitoring – TKZ 2015*
- VRUBEL, J. - ŘÍHA, J., 2017. Discussion on the Safety Factors of Slopes Recommended for Small Dams. *Acta Universitatis Agriculturae et Silviculturae Mendelianae Brunensis*, 65 (2), pp. 569–76.

### **10.3 Technické normy**

- ČSN EN 1990 (73 0002):2004, Eurokód 0: Zásady navrhování konstrukcí, 2004.
- ČSN EN 1997–1 (731000):2006, Eurokód 7: Navrhování geotechnických konstrukcí – Část 1: Obecná pravidla, 2006.
- ČSN EN ISO 14688-2 (73 1003):2005, Geotechnický průzkum a zkoušení - Pojmenování a zařídování zemin - Část 2: Zásady pro zařídování, 2005.
- ČSN 72 1001:1990, Pomenovanie a opis hornín v inžinierskej geológii. (neplatná)
- ČSN 72 1006:2015, Kontrola zhutnění zemin a sypanin.
- ČSN 73 0405, Měření posunů stavebních objektů, 1998.
- ČSN 73 1208:2010, Navrhování betonových konstrukcí vodohospodářských objektů, 2010.
- ČSN 73 6814:1973 Navrhování přehrad. (neplatná)
- ČSN 73 6850:1968, Sypané přehradní hráze. (neplatná)
- ČSN 73 6850:1975 Sypané přehradní hráze. (neplatná)
- ČSN 75 2310:2006, Sypané hráze, 2006.
- ČSN 75 2340:2017, Navrhování přehrad - Hlavní parametry a vybavení, 2017.

### **10.4 Zákony, vyhlášky, nařízení vlády**

- Vyhláška č. 62/1975 Sb. Vyhláška ministerstva lesního a vodního hospodářství České socialistické republiky o odborném technickobezpečnostním dohledu na některých vodohospodářských dílech a o technickobezpečnostním dozoru národních výborů nad nimi.

Zákon č. 138/1973 Sb. o vodách, platný do roku 2002.

Zákon č. 130/1974 Sb. o státní správě ve vodním hospodářství, platný do roku 2002.

Zákon č. 240/2000 Sb. o krizovém řízení a o změně některých zákonů (krizový zákon) v platném znění.

Zákon č. 254/2001 Sb., o vodách a o změně některých zákonů (vodní zákon) v platném znění.

Vyhláška č. 471/2001 Sb. o technickobezpečnostním dohledu nad vodními díly, ve znění vyhlášky č. 255/2010 Sb.

### **10.5 Ostatní předpisy**

Metodický pokyn MZE 67207/2012-MZE-15100 k postupu a podmínkám udělování pověření Ministerstva zemědělství pro provádění technickobezpečnostního dohledu nad vodními díly a zpracování posudků pro zařazení vodních děl do kategorie z hlediska technickobezpečnostního dohledu. 2012.

Metodický pokyn MZE č. 1/2010 č.j. 37380/2010–15000 Novela metodických pokynů o technickobezpečnostním dohledu nad vodními díly ve vazbě na velkou novelu VZ a novelu vyhlášky č. 471/2001 Sb., o TBD nad VD, ve znění vyhlášky č. 255/2010 Sb.

### **10.6 Webové stránky**

GEOLOGICKÁ., 2007. Geologická encyklopedie České geologické služby. Dostupná on-line [10/2016], <http://www.geology.cz/aplikace/encyklopedie/term.pl>

### **10.7 Použité zkratky**

AB	Asfaltobeton
GEO	Mezní stav vzniku poruchy či nadměrné deformace geotechnický konstrukcí.
ICOLD	Mezinárodní přehradní komise.
MBH	Maximální bezpečná hladina.
MZE	Ministerstvo zemědělství.
ODF	Součinitel předdimenzování návrhu.
SLS	Mezní stav použitelnosti (obecně).
SSR	Redukce parametrů smykové pevnosti.
TBD	Technickobezpečnostní dohled.
ULS	Mezní stav stability (obecně).
UPL	Mezní stav ztráta rovnováhy konstrukce nebo základové půdy v důsledku vztlaku.
VD	Vodní dílo.

## 11. PŘÍLOHY PŘÍPADOVÉ STUDIE VD MORÁVKA

1. Přehledná situace hráze VD Morávka, M 1:150 000,
2. Situace zařízení pro technickobezpečnostní dohled, M 1:1000
3. Náhradní oblast modelu.
4. Síť konečných prvků.
5. Vývoj polohy hladiny v nádrži
6. Porovnání hladin v pozorovacích vrtech měřených v rámci TBD a vypočtených kalibrovaným modelem.
7. Srovnání vývoje svislých posunů na bodě PB-63-15, vývoje polohy hladiny a faktoru *ODF* v čase.

## 12. VELIČINY A JEDNOTKY

$A^{vp}$	koeficient pro úhel vnitřního tření v podmínce vazkoplasticity	[-]
$\mathbf{a}$	vektor povrchových sil	
$\mathbf{B}$	operátorová matice	
$B^{vp}$	parametr časové závislosti zpevnění	[-]
$\mathbf{b} = [b_x, b_y]^T$	vektor objemového zatížení	[Nm, Pa]
$\mathbf{C}, (C_{ijkl})$	obecná matice tuhosti látky	[-]
$\mathbf{C}^e$	pružná matice tuhosti látky	[-]
$c$	soudržnost	[Pa]
$c'$	efektivní soudržnost	[Pa]
$c_H$	individuálně stanovená bezpečnostní rezerva	[m]
$c'_{red}$	redukováná hodnota efektivní soudržnosti	[Pa]
$c'_{rov}$	efektivní soudržnost při mezní rovnováze	[Pa]
$c^{vp}$	koeficient pro soudržnost v podmínce vazkoplasticity	[-]
$\mathbf{D}, (D_{ij})$	rychlost přetvoření (výsledek dekompozice rychlosti deformace)	[-]
$D_{20}$	průměr dvacetiprocentního zrna z křivky zrnitosti	[mm]
$\mathbf{d}'\mathbf{x}$	změna vektoru souřadnic aktuální polohy bodu	[-]
$\mathbf{d}^0\mathbf{x}$	změna počáteční polohy bodu	[-]
$E$	Youngův modul pružnosti	[Pa]
$E_d$	návrhová hodnota účinků zatížení	[Nm, Pa]
$E_t$	tečný modul pružnosti	[Pa]
$\mathbf{F}, (F_{ij})$	deformační gradient (tato veličina vyjadřuje matematicky také transformační matici mezi ${}^t\mathbf{x}$ a ${}^0\mathbf{x}$ )	
$F^p$	podmínka plasticity	[-]
$F_{red}$	faktor redukce počítaný při metodě SSR	[-]
$F^{vp}$	podmínka vazkoplasticity	[-]
$g$	normální tíhové zrychlení ( $g \approx 10,0 \text{ m/s}^2$ )	[m/s <sup>2</sup> ]
$g_a$	parametr stupně nasycení v nenasycené zóně	[kPa]
$g_n$	parametr stupně nasycení a hydraulické vodivosti v nenasycené zóně	[-]
$g_m$	parametr hydraulické vodivosti v nenasycené zóně (Lagamin)	[-]
$g_1$	parametr hydraulické vodivosti v nenasycené zóně (PLAXIS)	[-]
$h$	piezometrická výška	[m]
$I_\sigma$	první invariant tenzoru napětí	[-]
$II_\sigma$	druhý invariant smykové části tenzoru napětí	[-]
$K_0$	součinitel bočního (zemního) tlaku v klidu	[-]
$k$	koeficient hydraulické vodivosti	[m/s]
$\mathbf{k}$	matice hydraulické vodivosti	[m/s]
$\mathbf{k}_{sat}$	matice hydraulické vodivosti v nasycené zóně	[m/s]
$\mathbf{k}_{uns}$	matice hydraulické vodivosti v nenasycené zóně	[m/s]
$k_r$	relativní koeficient hydraulické vodivosti v nenasycené zóně	[-]
$\mathbf{L}$	rychlost deformace (míra rychlosti, se kterou se materiál deformuje)	[-]
$\dot{m}_s$	časové derivace hmotnosti pevných částic	[kg]
$m$	parametr podmínky plasticity	[-]
$n$	pórovitost	[-]

$n_x, n_y$	složky normálového vektoru	[-]
$n^{vp}$	parametr tvaru křivky sekundárního sedání	[-]
$N$	exponent v korelačním vztahu pro tečný modul pružnosti	[-]
$ODF$	faktor předimenzování návrhu	[-]
$p_w$	tlak vody v pórech (pórový tlak)	[Pa]
$p_a$	tlak vzduchu v pórech	[Pa]
$Q^p$	podmínka plastického potenciálu	[-]
$Q^{vp}$	podmínka vazkoplastického potenciálu	[-]
$\mathbf{q}$	specifický tok	[m/s]
$\mathbf{q}_v$	specifický průtok na hranici	[m/s]
$R_c$	jednoosá pevnost při stlačení	[Pa]
$R_d$	návrhová hodnota odolnosti konstrukce	[Nm, Pa]
$R_f$	číslo porušení	[-]
$R_m$	molární plynová konstanta	[J . K <sup>-1</sup> . mol <sup>-1</sup> ]
$SF$	stupeň bezpečnosti	[-]
$S_r$	stupeň nasycení	[-]
$S_{max}$	maximální stupeň nasycení	[-]
$S_{rezid}$	minimální reziduální stupeň nasycení	[-]
$s$	sací tlak	[kPa]
$T$	teplota	[K]
$t$	čas	[s]
$\mathbf{u}, (u_i)$	vektor posunutí	[m]
$\mathbf{v}_s$	vektor rychlosti pohybu pevné fáze zeminy	[m/s]
$\mathbf{v}_k$	vektor rychlosti pohybu vody v pórech	[m/s]
$V$	celkový objem elementu tělesa sypané hráze	[m <sup>3</sup> ]
$V_p$	objem pórů v elementu tělesa sypané hráze	[m <sup>3</sup> ]
${}^t x, {}^t y, {}^t z$	Eulerovské (globální ev. prostorové) souřadnice bodu	
${}^0 x, {}^0 y, {}^0 z$	Lagrangeovské (lokální, ev. počáteční) souřadnice bodu	[-]
${}^t \mathbf{x} ({}^t x_i)$	vektor souřadnic aktuální polohy bodu	[-]
${}^0 \mathbf{x} ({}^0 x_i)$	vektor souřadnic počáteční polohy bodu	[-]
$y$	vertikální souřadnice (geodetická výška) od zadané srovnávací roviny	[m]
$Y$	mocnost vrstvy zeminy pro výpočet geostatické napjatosti	[m]
$\alpha$	parametr podmínky plasticity zohledňující zpevnění	[-]
$\alpha^{vp}$	parametr zpevnění podmínky vazkoplasticity	
$\beta$	Lodeho parametr (Lodeho úhel)	[°]
$\beta^{vp}$	parametr vazkoplastického potenciálu	[-]
$\gamma_1$	dílčí součinitel významu konstrukce	[-]
$\gamma_{dst}$	dílčí součinitel destabilizujících zatížení, modelu zatížení a geometrie	[-]
$\gamma_R$	součinitel modelu odolnosti konstrukce	
$\gamma_{stb}$	dílčí součinitel stabilizujících zatížení a geometrie	[-]
$\delta_{ij}$	Kroneckerovo delta	[-]
$\boldsymbol{\varepsilon}, (\varepsilon_{ij})$	tenzor přetvoření	[-]
$\boldsymbol{\varepsilon}^e$	elastická přetvoření	[-]
$\boldsymbol{\varepsilon}^p$	plastická přetvoření	[-]
$\boldsymbol{\varepsilon}^{vp}$	vazkoplastická přetvoření	[-]

$\varepsilon_{eq}^{vp}$	ekvivalentní vazkoplastická přetvoření	[-]
$\varepsilon_v$	objemové přetvoření	[-]
$\dot{\varepsilon}$	časová derivace tenzoru přetvoření (rychlost přetvoření)	[-]
$\dot{\varepsilon}_{ij}^{vp}$	relativní rychlosti vazkoplastického smykového přetvoření	[-]
$\dot{\varepsilon}_{ii}^{vp}$	rychlost vazkoplastických objemových přetvoření	[-]
$\zeta$	parametr určující vliv teploty na tečení materiálu	[J/mol]
$\kappa$	číslo modulu pružnosti	[-]
$\lambda$	plastický multiplikátor	[-]
$\Lambda_{ij}$	gradient rychlosti pohybu pevných částic	[-]
$\nu$	Poissonův součinitel	[-]
$\zeta$	koeficient vazkoplastického toku	[s <sup>-1</sup> ]
$\zeta_0$	výchozí koeficient vazkoplastického toku při referenční teplotě	[s <sup>-1</sup> ]
$\rho_a$	objemová hmotnost plynné fáze (vzduchu)	[kg/m <sup>3</sup> ]
$\rho_s$	objemová hmotnost zrn (pevné fáze)	[kg/m <sup>3</sup> ]
$\rho_{ef}$	efektivní objemová hmotnost zeminy	[kg/m <sup>3</sup> ]
$\rho_w$	objemová hmotnost kapalné fáze (vody)	[kg/m <sup>3</sup> ]
$\sigma, \sigma_{ij}$	tenzor napětí (Cauchyho tenzor napětí)	[Pa]
$\sigma'_{ij}$	smyková část tenzoru napětí (deviátor ev. deviátorová část tenzoru napětí)	[Pa]
$\dot{\sigma}'$	rychlost tenzoru efektivních napětí (časová derivace tenzoru ef. napětí)	[Pa]
$\ddot{\sigma}'$	Jaummanova objektivní rychlost efektivních napětí	[Pa]
$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$	hlavních napětí při prostorové napjatosti zemního tělesa	[Pa]
$\sigma_1^*, \sigma_2^*, \sigma_3^*$	projekce hlavních napětí do roviny smykových (oktaedrických) napětí	[Pa]
$\sigma'_N$	normálové efektivní napětí v rovině	[Pa]
$ \sigma $	absolutní hodnota napětí v 1D úloze	[Pa]
$\sigma_Y$	mezní hodnota lineárně elasto-plastického modelu v 1D	[Pa]
$\tau$	smykové napětí v rovině	[Pa]
$\mathbf{v}$	normálový jednotkový vektor	[-]
$\varphi$	úhel vnitřního tření	[°]
$\varphi'$	efektivní úhel vnitřního tření	[°]
$\varphi_c$	úhel vnitřního tření při stlačení (kompresi)	[°]
$\varphi'_{red}$	redukováná hodnota efektivního úhlu vnitřního tření	[°]
$\varphi'_{rov}$	efektivní úhel vnitřního tření při mezní rovnováze	[°]
$\psi_i$	součinitele kombinace zatížení (pro $i = 0, 1$ a $2$ )	[-]
$\Psi^p$	plastický potenciál	[-]
$\Psi^{vp}$	vazkoplastický potenciál	[-]
$\Gamma$	hranice náhradní oblasti	
$\dot{\omega}_{ij}$	časová derivace tenzoru rotace	[-]
$\Omega$	náhradní oblast	
$\nabla$	operátorová matice (nabla operátor, $\approx \text{div}$ )	

### 13. SEZNAM OBRÁZKŮ A TABULEK

Obrázek 4.1 Výčet zatížení pro sypané hráze při trvalé návrhové situaci .....	28
Obrázek 5.1 Zavedení systému souřadných os .....	33
Obrázek 5.2 Matematický zápis posunutí .....	34
Obrázek 5.3 Lineárně elastický pružně plastický model znázorněný v 1D .....	41
Obrázek 5.4 Elasticko vazkoplastický reologický model v 1D .....	42
Obrázek 5.5 Zobrazení použitých funkcí plastické a vazkoplastické podmínky se zohledněným vazkoplastickým zpevněním .....	47
Obrázek 5.6 Zobrazení základních podmínek plasticity .....	49
Obrázek 6.1 Příklad okrajových podmínek sdružené úlohy .....	60
obrázek 7.1 Náhradní oblast a vybrané body pro porovnání .....	65
Obrázek 7.2 Vliv parametrů cca 2 roky po napuštění.....	67
Obrázek 7.3 Vliv parametrů v čase ukončení prvního napouštění nádrže.....	68
Obrázek 7.4 Časový vývoj vertikálních posunů v závislosti na hydr. vodivosti hráze i podloží ....	68
Obrázek 7.5 Porovnání tří časových kroků – polovina plnění nádrže, vzdušní svah .....	71
Obrázek 7.6 Porovnání tří časových kroků – plnění nádrže, vzdušní svah .....	71
Obrázek 7.7 Porovnání tří časových kroků – konstantní hladina, vzdušní svah.....	71
Obrázek 7.8 Porovnání tří časových kroků – polovina plnění nádrže, střed hráze .....	72
Obrázek 7.9 Porovnání tří časových kroků – plnění nádrže, střed hráze .....	72
Obrázek 7.10 Porovnání tří časových kroků – konstantní hladina, střed hráze .....	72
Obrázek 7.11 Porovnání citlivosti celkových vertikálních posunů $u_{y,zam}$ na hydraulickou vodivost podloží v jednotlivých částech.....	73
Obrázek 7.12 Porovnání citlivosti celkových vertikálních posunů $u_{y,zam}$ na hydraulickou vodivost hráze v jednotlivých částech. ....	73
Obrázek 8.1 Rozdělení tělesa hráze na sypací vrstvy .....	84
Obrázek 8.2 Průběh vertikálního sedání - horní lavička sjednoceno od 06/1964.....	86
Obrázek 8.3 Vertikální posuny na povrchu hráze, měření na horní lavičce sjednocené k datu 6/1964 .....	87
Obrázek 8.4 Vertikální posuny chodby spodních výpustí do roku 1996.....	89
Obrázek 8.5 Schéma situace hráze VD Morávka [Rainer, 2012] .....	91
Obrázek 8.6 Náhradní oblast, počáteční a okrajové podmínky zadané v programu Lagamin.....	92
Obrázek 8.7 Vertikální posuny podloží na základové spáře (480,4 m n. m.) .....	97
Obrázek 8.8 Náhradní oblast s vyznačenými body,.....	98



Obrázek 8.9 Vertikální posuny tělesa hráze měřené na horní bermě na vzdušném svahu .....	99
Obrázek 8.10 Vertikální posuny dvou vazkoplastických modelů bez oslabených a s oslabenými parametry smykové pevnosti a přetvářnosti.....	102
Obrázek 8.11 Ukázka mezní hodnoty etapového přírůstku svislých posunů bodu PB-63-15 .....	104
Tabulka 4.1 Formalizovaný seznam poruch sypaných hrází .....	23
Tabulka 7.1 Výchozí sada vstupních parametrů citlivostní analýzy .....	63
Tabulka 7.2 Kombinace hydraulické vodivosti hráze a podloží .....	64
Tabulka 7.3 Kombinace modulu pružnosti hráze a podloží.....	64
Tabulka 8.1 Základní parametry VD Morávka .....	78
Tabulka 8.2 Bilance měřených průsaků do r. 1968 při maximální hladině .....	81
Tabulka 8.3 Parametry smykové pevnosti pro jednotlivé zemníky .....	83
Tabulka 8.4 Zadané parametry modelu.....	94
Tabulka 8.5 Vstupní parametry modelu po kalibraci.....	95
Tabulka 8.6 Vazkoplastické parametry modelu po kalibraci.....	96
Tabulka 8.7 Obvyklé hodnoty parametrů modulu pružnosti $E_t$ [Kulhawý, Mane, 1990].....	100
Tabulka 8.8 Tabulka pro snížení modulu pružnosti tělesa hráze VD Morávka.....	101