



# VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ

BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY

## FAKULTA STAVEBNÍ

FACULTY OF CIVIL ENGINEERING

## ÚSTAV GEOTECHNIKY

INSTITUTE OF GEOTECHNICS

# KORELACE PARAMETRŮ VYBRANÝCH TYPŮ HORNIN NA ZÁKLADĚ LABORATORNÍCH ZKOUŠEK

CORRELATIONS OF PARAMETERS OF SELECTED ROCK TYPES BASED ON LABORATORY TESTS

## DISERTAČNÍ PRÁCE

DOCTORAL THESIS

## AUTOR PRÁCE

AUTHOR

Ing. Martin Závacký

## VEDOUCÍ PRÁCE

SUPERVISOR

doc. Ing. VLADISLAV HORÁK, CSc.

BRNO 2021

## **Abstract**

The dissertation thesis deals with the properties of hard rocks important for designing geotechnical structures, such as strength and deformation characteristics, as well as rock failure criteria. This work examines the possibility of using correlation relations to estimate the strength characteristics of rocks from index tests, which can make the rock testing process more efficient.

The author described selected laboratory tests of rocks and identified several limitations of the tests procedures based on his own practical experience. The correlation analysis of an extensive data set and the derivation of regression relations for selected dependencies were performed. Furthermore, the rock strength estimation quality of the newly derived regressions was compared with the already published regressions.

The analysis shows that the achieved degree of correlation is not sufficient to generalize the examined regressions. A significant reason of the low degree of correlation is the combination of the variability of rock properties and limitations of practical testing procedures. Thus, focus should be paid on calibration of the regression relationships within smaller areas in order to precisely estimate the rock properties as reliable input to the geotechnical design.

## **Keywords**

Rock mechanics, Laboratory tests, Correlation relationships, Regression, Hard rocks, Strength of rock, Index tests, Deformation parameters of rock

## **Abstrakt**

Disertační práce se zabývá vlastnostmi hornin významných z pohledu navrhování geotechnických konstrukcí, jako jsou pevnostní a přetvárné charakteristiky, nebo podmínky porušení horniny. Tato práce dále podrobněji zkoumá možnost využití korelačních vztahů k odhadu pevnostních charakteristik hornin z indexových zkoušek, co může přinést zefektivnění procesu testování hornin.

První část práce pojednává o vybraných laboratorních zkouškách hornin a identifikuje specifika a omezení těchto testů na základě vlastních praktických zkušeností. V druhé části práce je provedena korelační analýza rozsáhlého souboru dat a odvození regresních vztahů pro vybrané závislosti. Dále je srovnávána kvalita odhadu pevnosti hornin pomocí vlastních a již publikovaných regresních vztahů.

Z analýzy vyplývá, že dosažená míra korelace není dostatečná pro zevšeobecnění testovaných regresí. Významnou příčinou je kombinace variability vlastností hornin se specifiky a omezeními praktického provádění zkoušek. Zpřesnění odhadu vlastností hornin pro spolehlivý geotechnický návrh lze dále hledat v kalibraci vztahů na místní poměry určité menší oblasti.

## **Klíčová slova**

Mechanika hornin, Laboratorní zkoušky, Korelace, Regresní vztahy, Skalní horniny, Pevnost hornin, Indexové parametry, Přetvárné charakteristiky

## **Bibliografická citace:**

Ing. Martin Závacký *Korelace parametrů vybraných typů hornin na základě laboratorních zkoušek*. Brno, 2021. 96 s. Disertační práce. Vysoké učení technické v Brně, Fakulta stavební, Ústav geotechniky. Vedoucí práce doc. Ing. Vladislav Horák, CSc.

## **Prohlášení:**

Prohlašuji, že jsem disertační práci s názvem *Korelace parametrů vybraných typů hornin na základě laboratorních zkoušek* zpracoval samostatně a že jsem uvedl všechny použité informační zdroje.

V Brně dne 15.10.2020

---

autor práce  
Ing. Martin Závacký

## **Poděkování:**

Moje poděkování patří doc. Ing. Vladislavovi Horákovi, CSc. za jeho odborné vedení, rady a čas strávený při konzultacích. Dále děkuji vedoucímu Ústavu geotechniky doc. Ing. Lumírovi Mičovi, Ph.D. za příležitosti k rozvoji mechaniky hornin na Ústavu geotechniky. Rovněž děkuji své rodině za podporu, povzbuzení a trpělivost při tvorbě této práce.

# Obsah

1. Úvod.....	1
1.1. Cíle práce.....	2
1.2. Metodika práce.....	3
2. Laboratorní zkoušky.....	4
2.1. Současný stav problematiky laboratorních zkoušek v mechanice hornin.....	4
2.2. Zkoumané vlastnosti hornin.....	7
2.2.1. Objemová hmotnost.....	7
2.2.2. Pevnost v jednoosém tlaku.....	8
2.2.3. Přetvárné charakteristiky v tlaku.....	11
2.2.4. Pevnost v trojosém tlaku a podmínky porušení.....	14
2.2.5. Pevnost v tahu.....	17
2.2.6. Pevnost při bodovém zatížení.....	19
2.2.7. Odrazová tvrdost.....	21
Schmidtova odrazová tvrdost.....	21
Shoreho odrazová tvrdost.....	22
2.3. Realizované laboratorní zkoušky.....	23
2.3.1. Stanovení objemové hmotnosti.....	23
2.3.2. Zkouška pevnosti v jednoosém tlaku.....	24
2.3.3. Stanovení přetvárných charakteristik v tlaku.....	27
2.3.4. Zkouška pevnosti v trojosém tlaku a určení hodnot parametrů podmínky porušení.....	32
2.3.5. Zkouška pevnosti v příčném tahu.....	37
2.3.6. Zkouška pevnosti při bodovém zatížení.....	39
2.3.7. Schmidtova odrazová tvrdost.....	42
2.3.8. Shoreho odrazová tvrdost.....	44
3. Korelační analýza.....	46
3.1. Metodika zpracování dat.....	46
3.2. Dílčí korelační a regresní vztahy.....	50
3.2.1. Objemová hmotnost – Pevnost v jednoosém tlaku.....	50
3.2.2. Pevnost v jednoosém tlaku – Pevnost v příčném tahu.....	54

3.2.3. Index pevnosti při bodovém zatížení (PLT) – Pevnost v jednoosém tlaku .....	57
3.2.4. Index pevnosti při bodovém zatížení (PLT) – Pevnost v příčném tahu.....	61
3.2.5. Schmidtova odrazová tvrdost – Pevnost v jednoosém tlaku.....	65
3.2.6. Shoreho odrazová tvrdost – Pevnost v jednoosém tlaku .....	69
4. Diskuse .....	75
4.1. Laboratorní zkoušky .....	75
4.2. Korelační analýza .....	81
5. Závěr.....	84
Seznam použitých zkratk a symbolů .....	85
Použitá literatura .....	89
Přehled publikovaných prací .....	95

# 1. Úvod

Mechanika hornin (MH) se zabývá především charakteristikou horninového masívu a jeho interakcí s různými typy inženýrských děl. Horninový masív je tvořen dvěma základními prvky, které určují jeho chování. Je to zejména samotná hornina a dále diskontinuity, které rozdělují horninu na jednotlivé bloky a svými vlastnostmi významně ovlivňují charakter masívu, jako celku.

Hodnocení horninového masívu a stanovení jeho vlastností pro inženýrské účely je obvykle založeno na inženýrskogeologickém popisu a laboratorních a polních zkouškách. Laboratorními zkouškami se nejčastěji určují fyzikální a mechanické vlastnosti horninového materiálu, ale lze je využít i pro stanovení některých vlastností masívu a diskontinuit (Muralha et al., 2013). Výsledky laboratorních zkoušek se pak používají v hodnocení kvality horninového masívu (např. klasifikace RMR (Bieniawski, 1989)) a ke stanovení hodnot vstupních parametrů materiálových modelů pro geotechnické výpočty (např. Mohr-Coulomb, Hoek-Brown (Hoek a Brown, 1980)).

Laboratorní zkoušky hornin jsou důležité i pro zjištění vlastností týkajících se rozpojitelnosti, mechanické, či chemické odolnosti hornin a dalších parametrů souvisejících s využitím hornin jako stavebního materiálu (drcený štěrk, stavební kámen,...).

Široké spektrum vlastností vede v praxi k velké početnosti laboratorních metod a postupů. Některé zkoušky stanovují stejný parametr, ale každá jiným způsobem. Tyto rozdíly mohou mít původ i v tradici metody v jisté geografické oblasti, ve snaze zjednodušit testování nebo zkoušku přizpůsobit horninám daného regionu.

Z důvodu technické, časové a finanční náročnosti přímého zjišťování některých parametrů je snaha vyhnout se složitějším zkouškám a hledaný parametr odhadnout. K odhadu se využívají regresní vztahy stanovené na základě korelací mezi parametry hornin. Vhodné jsou k tomu například relativně jednoduše stanovitelné indexové vlastnosti, čímž byl právě podnícen vývoj těchto zkoušek (Franklin et al., 1985). U regresních vztahů je nicméně často potřebná jejich kalibrace na určitý petrografický typ, nebo region, aby byla dosažena vyšší přesnost odhadovaného parametru.



## 1.1. Cíle práce

Jak již bylo zmíněno, mezi jednotlivými parametry hornin existují určité korelace. Právě tyto korelace mají potenciál zefektivnit testování hornin. Pomocí relativně jednoduše stanovitelných parametrů, jako je například objemová hmotnost nebo odrazová tvrdost, lze odhadnout hodnoty pevnostních nebo přetvárných parametrů hornin. Výhodou např. jednodušších indexových zkoušek je možnost jejich poměrně snadného, levného a rychlého provedení i v terénu a na velkém počtu vzorků. Takto lze kontrolovat homogenitu a kvalitu horniny v průběhu výstavby, těžby v kamenolomu, nebo v jiné obdobné situaci. Při identifikaci určité odlišnosti je pak možné efektivněji vybrat vzorky k dalšímu podrobnějšímu testování za účelem přesnější kvantifikace změny vlastností materiálu. Vhodnou optimalizací testování tak lze zvýšit výpovědnou hodnotu pokročilejších laboratorních testů, které jsou finančně, časově i technicky náročnější.

Cíle této disertační práce jsou formulovány následovně:

- Zhodnocení možností a limitů jednotlivých metod testování hornin, kterými se zjišťují hodnoty parametrů hornin, především těch, které jsou významné z pohledu navrhování a posuzování geotechnických konstrukcí. Tato evaluace zkušebních metod je založená na poznatcích z literární rešerše a především praktických zkušenostech. Data získaná z provedených testů mohou posloužit ke korelační analýze.
- Posouzení korelací, zejména mezi indexovými a pevnostními vlastnostmi hornin a zhodnocení jejich využitelnosti při odhadu hodnoty požadovaného parametru. Dále využití těchto poznatků k sestavení regresních vztahů a ověření přesnosti již publikovaných regresí na horninách z České a Slovenské republiky.
- Doplnkovým cílem je také zapracování moderních postupů laboratorních zkoušek mechaniky hornin na Ústavu geotechniky se zřetelem na dostupné vybavení. To zahrnuje implementaci moderního vybavení instalovaného v roce 2016 v nové geotechnické laboratoři ve výzkumném centru AdMaS (*Advanced Materials and Structures*). Rozšiřuje se tak dosavadní oblast laboratorního výzkumu na Ústavu geotechniky FAST VUT v Brně.

## 1.2. Metodika práce

Pro naplnění definovaných cílů práce byly vytyčeny a následující hlavní body řešení:

- Literární rešerše zaměřená na získání informací o současných trendech v testování hornin a výběr vhodných metodik pro provádění zkoušek s dostupným laboratorním vybavením. Uskutečnění návštěv jiných pracovišť, která disponují zavedenými laboratořemi mechaniky hornin za účelem získání přehledu v dané oblasti.
- Provádění laboratorních zkoušek hornin se zaměřením na získání pevnostních, přetvárných, indexových a základních fyzikálních parametrů hornin. S tím souvisí zavedení nového přístrojového vybavení do provozu a pokrytí celého procesu testování hornin od výroby zkušebních těles, samotného testování až po vyhodnocování výsledků zkoušek.
- Zpracování dat z laboratorních zkoušek a posouzení míry korelace mezi vybranými parametry hornin.
- Návrh regresních vztahů v rámci analyzovaných dat. Vyhledání již zpracovaných a publikovaných regresních vztahů v odborné literatuře týkajících se korelovaných parametrů a ověření jejich platnosti na zkoumaných datech.

## 2. Laboratorní zkoušky

### 2.1. Současný stav problematiky laboratorních zkoušek v mechanice hornin

Laboratorní zkoušky mechaniky hornin pokrývají široké spektrum požadavků na stanovení vlastností hornin. Výsledkem je soubor zkušebních metod, které lze roztrždit podle různých kritérií. Například podle způsobu stanovení, resp. dopadu na vzorek:

- destruktivní
- nedestruktivní

Nebo podle typu zkušebních těles:

- neopracovaná
- poloopracovaná
- opracovaná

Zřejmě nejkomplexnějším přístupem je třídění zkoušek podle zjišťované vlastnosti horniny se seskupením podle fyzikální podstaty daného parametru. V Tab. 2-1 je uveden částečný výčet takového třídění, který se soustředí především na oblast vlastností studovaných v této práci.

V praxi je běžný výskyt vícero variant zkoušky pro stanovení jedné vlastnosti – metodiky pro testování hornin se vyvíjely v jednotlivých zemích dosti odděleně. Srovnání, zejména starších, výsledků zkoušek a na mezinárodní úrovni je proto někdy obtížné.

Pro ilustraci uvedeme ve zkratce vývoj předpisů pro testování hornin pro geotechnické účely v ČR. Základem byly již neplatné oborové normy používané v bývalé ČSR. Navazující „*Metodiky laboratorních zkoušek v mechanice hornin*“ (Zavoral et al., 1987) měly v úmyslu sjednocení zkušebních postupů používaných v rámci Československa. Od roku 2008 platí v ČR pro geotechniku, a tedy i mechaniku hornin, norma *ČSN EN 1997-2 Navrhování geotechnických konstrukcí – Část 2: Průzkum a zkoušení základové půdy*, která se zabývá i laboratorními zkouškami hornin.

Tato norma patří do sady Eurokódů, které nahrazují předešlé národní normy a mají snahu sjednotit postupy navrhování stavebních konstrukcí na mezinárodní úrovni. Současná verze normy se věnuje mechanice hornin relativně málo. Poměrně stručně popisuje pět základních laboratorních zkoušek MH (pevnost v prostém tlaku, index pevnosti v bodovém zatížení, smykovou pevnost na diskontinuitách, brazilskou zkoušku a triaxiální zkoušku) a zmiňuje také bobtnání, které se v tuzemských poměrech týká hornin s obsahem jílových minerálů. V mnohém se tato norma odvolává na metodiky Mezinárodní Společnosti pro Mechaniku Hornin – „*International Society for Rock Mechanics*“ (ISRM) (Ulusay a Hudson, 2007) a americké normy ASTM (*American Society for Testing and Materials*).

Kromě uvedeného Eurokódu *ČSN EN 1997-2* se testování hornin věnuje také soubor norem *ČSN EN Zkušební metody přírodního kamene*, konkrétně například *ČSN EN 1926* pro

stanovení pevnosti v jednoosém tlaku. Tyto normy jsou nicméně orientovány na testování hornin jako stavebního materiálu, nikoliv pro návrh geotechnických konstrukcí.

Tab. 2-1: Rozdělení zkoušek podle zjišťované vlastnosti horniny (převzato a upraveno z: Durmeková et al., 2013).

Skupina vlastností	Podskupina	Vlastnost (charakteristika)	Označení [jednotka]
Základní / Fyzikální	Hmotnostní	Hustota	$\rho_s$ [kg/m <sup>3</sup> , g/cm <sup>3</sup> ]
		Objemová hmotnost / dtto ve vysušeném stavu	$\rho/\rho_d$ [kg/m <sup>3</sup> , g/cm <sup>3</sup> ]
		Pórovitost	n [%]
		Vlhkost	w [%]
	Vlastnosti ve styku s vodou	Nasákavost (vodou)	N(v) [%]
		Propustnost	$k_f$ [m.s <sup>-1</sup> ]
		Bobtnavost	$\sigma_{sw}$ [MPa], [%]
Mechanické	Pevnostní	Pevnost v jednoosém tlaku	$\sigma_c$ [MPa]
		Pevnost v tahu (jednoosém, příčném)	$\sigma_t$ [MPa]
		Pevnost při trojosém zatížení	$\sigma_{1,max}$ [MPa]
		Pevnost v tahu za ohybu	$\sigma_{to}$ [MPa]
	* indexové	Index pevnosti v bodovém zatížení	$I_{s(50)}$ [MPa]
		Odrázová tvrdost (Schmidtova, Shoreho)	R [-]
	Přetvárné	Modul pružnosti statický	E [GPa]
		Modul pružnosti dynamický	$E_{dyn}$ [GPa]
Modul deformační		$E_{def}$ [GPa]	
Poissonovo číslo		$\nu$ [-]	
Technické / Technologické	Vlastnosti požadované při využití skalních hornin jako stavebního materiálu	Mrazuvzdornost	F' [%]
		Odolnost proti rozpadu (Slake Durability Test)	$I_d$ [%]
		Odolnost proti drcení (Los Angeles)	LA [-]
	Vlastnosti uplatňující se stavebních technologických procesech	Rozpojitelnost	
		Vrtatelnost	
		Abrazivnost a Abrazivita	

Lze tak konstatovat, že platné normy v ČR nyní neřeší oblast laboratorních zkoušek v MH jednoznačně, zejména v souvislosti s navrhováním geotechnických konstrukcí. Než bude tato disproporce v rámci ČSN vyřešena, nabízí se možnost postupovat podle metodik ISRM, případně norem ASTM, které jsou nejpodrobnějšími a průběžně aktualizovanými podklady v mechanice hornin a navíc jsou akceptovány i v globálním měřítku.

Odhlédneme-li od normativních úskalí testování hornin, mohou se objevit také technické komplikace v podobě relativně zdlouhavé přípravy zkoušky, výrazné citlivosti výsledků na odchylky od standardně definovaného a korektně provedeného postupu testování nebo například nedostatku materiálu pro testování v adekvátní kvalitě. K tomu je zapotřebí přihlížet i na ekonomickou stránku, protože složitější zkoušky jsou zpravidla i dražší a může být náročnější je prosadit v rámci geotechnického průzkumu.

## 2.2. Zkoumané vlastnosti hornin

Z důvodů přehlednosti se disertační práce soustředí na několik vybraných parametrů hornin a jejich stanovení laboratorními metodami. Kritériem pro tento výběr bylo především získání hodnot vlastností hornin významných z pohledu navrhování geotechnických konstrukcí. Nezanedbatelným hlediskem byla současně dostupnost vybavení potřebného k příslušným laboratorním zkouškám. Souhrn takto vybraných vlastností hornin obsahuje následující položky:

- Objemová hmotnost,
- Pevnost v jednoosém tlaku,
- Přetvárné charakteristiky v tlaku,
- Pevnost v trojosém tlaku a podmínky porušení,
- Pevnost v tahu,
- Pevnost při bodovém zatížení,
- Odrazová tvrdost – Schmidtova a Shoreho.

### 2.2.1. Objemová hmotnost

Objemová hmotnost (*density, bulk density*) je často používanou základní fyzikální charakteristikou popisující konkrétní horninu, která představuje podíl hmotnosti k objemu horniny:

$$\rho = \frac{m}{V} \quad [\text{kg/m}^3; \text{g/cm}^3] \quad (2.1)$$

- $m$  – hmotnost vzorku,
- $V$  – objem vzorku.

Hmotnost lze měřit v přirozeném stavu, pro vysušenou horninu, nebo plně nasycenou. Objem zahrnuje veškeré póry, dutiny a trhliny obsažené ve vzorku. Tato metoda je obzvláště vhodná v případě hornin s velkými dutinami, jako například travertin. Nevýhodou této metody je nutnost opracování vzorku do geometricky pravidelného tvaru. Ovšem při provádění mechanických zkoušek stanovujících pevnost horniny je obvykle nezbytná výroba takovýchto těles. Stanovení objemové hmotnosti je poté jednoduchým procesem.

Pro nepravidelné vzorky uvádějí Pauli a Holoušková (1994) a také Durmeková et al. (2013) metodu stanovení objemové hmotnosti hydrostatickým vážením, a to ve dvou variantách:

$$\rho_d = \frac{m_d}{m_{sat} - m_h} \cdot \rho_w \quad [\text{kg/m}^3; \text{g/cm}^3] \quad (2.2)$$

$$\rho_d = \frac{m_d}{V} \quad V = \frac{m_{sp} - m_{sph}}{\rho_w} - \frac{m_{sp} - m_d}{\rho_{par}} \quad [\text{kg/m}^3; \text{g/cm}^3] \quad (2.3)$$

- $\rho_d$  – objemová hmotnost suché horniny,
- $m_d$  – hmotnost suchého vzorku,
- $m_{sat}$  – hmotnost vodou plně nasyceného vzorku,
- $m_h$  – hmotnost plně nasyceného vzorku pod vodou,
- $m_{sp}$  – hmotnost suchého vzorku obaleného parafinem,
- $m_{sph}$  – hmotnost vzorku obaleného parafinem pod vodou,
- $\rho_w$  – objemová hmotnost vody,
- $\rho_{par}$  – objemová hmotnost parafinu.

První varianta (2.2) je vhodná pro horniny s malou pórovitostí, které jsou především stálé ve vodě. Druhá varianta (2.3) je pracnější, ale umožňuje stanovení objemové hmotnosti také u hornin nestálých ve vodě a velmi nasákavých hornin. Vzorky mohou být vysušeny, nebo s přirozenou vlhkostí.

Objemová hmotnost je pro inženýrskou praxi velmi důležitým údajem, neboť umožňuje vypočítat zatížení skalním masívem působící na geotechnické konstrukce. Dále může být objemová hmotnost dobrým indikátorem kvality horniny, její pevnosti nebo stupně zvětrání (Durmeková et al., 2013).

### 2.2.2. Pevnost v jednoosém tlaku

Pevnost v jednoosém tlaku nebo prostá tlaková pevnost (*Unconfined / Uniaxial / Ultimate Compressive Strength, UCS*) je základní vlastností horniny, kterou se obvykle charakterizuje z hlediska mechaniky hornin. Laboratorní stanovení pevnosti je relativně jednoduché a v základní variantě i nenáročné na vybavení – potřebný je pouze zkušební lis s dostatečným výkonem.

Pevnost v jednoosém tlaku je vyjádřena jako podíl nejvyššího dosaženého zatížení, které je testovaný vzorek horniny schopný přenést, vztažený k počáteční průřezové ploše. Na velikost výsledné hodnoty má vliv vícero faktorů, jako je velikost a tvar zkušební tělesa a proces zatěžování. Komplexní přehled o testování pevnosti hornin v jednoosém tlaku a faktorech ovlivňujících pevnost hornin při testování podávají Hawkes a Mellor (1970). Vzhledem k těmto možnostem ovlivnění výsledku pak na pevnost v tlaku někteří autoři pohlížejí spíše jako na experimentální vlastnost, než materiálovou charakteristiku (Tang a Hudson, 2010). To ale nesnižuje její důležitost v inženýrské praxi, jenom exaktněji konstatuje, co je ve skutečnosti stanovováno a co je zapotřebí respektovat při dalších úvahách.

Hodnota pevnosti v jednoosém tlaku, jak již bylo zmíněno, je ovlivněna rovněž tvarem zkušebního tělesa. Obvykle se testují válce, nebo krychle a hranoly. Požadavky jednotlivých předpisů pro testování se navzájem liší (L – délka vzorku, D – příčný rozměr vzorku):

- ČSN-EN 1926 – krychle a válce poměru L/D 1,0;
- ČSN EN 1997-2 – válce poměru L/D 2,0 až 3,0;
- metodiky ISRM – válce poměru L/D 2,5 až 3,0 (Bieniawski et al., 1979), později upraveno na rozsah L/D 2,0 až 3,0 (Fairhurst a Hudson, 1999);
- ASTM D7012-13 – válce poměru L/D 2,0 až 2,5.

Při srovnávání výsledků stanovených na odlišných typech horninových zkušebních těles je proto nutné tuto skutečnost brát v potaz. Příčinu, proč geometrie zkušebního tělesa ovlivňuje dosaženou pevnost v jednoosém tlaku, lze objasnit třením vznikajícím na kontaktu tělesa a čelistí zkušebního lisu (Thuro et al., 2001). Další studie (Tuncay et al., 2019) poukazuje na existenci minimální hodnoty L/D, která má zajistit homogenní způsob porušení vzorků při zkoušce v jednoosém tlaku. Tato limitní hodnota se ale liší pro jednotlivé typy hornin, čím opět vnáší variabilitu do metodiky testování hornin.

Významná je i velikost zkušebního tělesa, zejména vzhledem k velikosti stavebních částic horninového materiálu. Je tím rozuměna velikost horninotvorných minerálů (u vyvřelin), zrn původního materiálu (v usazených horninách), nebo laminace/vrstevnatost některých usazených a foliace přeměněných hornin. Obecně akceptovaným požadavkem je, aby poměr velikosti základní stavební jednotky horniny k nejmenšímu rozměru zkušebního tělesa byl alespoň 1:10 (Durmeková et al., 2013). Jednotlivé předpisy pro testování hornin proto doporučují základní, resp. minimální (příčné) rozměry zkušebních těles, které pro většinu případů splňují uvedený požadavek, a to:

- ČSN EN 1926 – 50 mm;
- metodiky ISRM – 54 mm (Bieniawski et al., 1979);
- ASTM D7012-13 – 47 mm.

Proces zatěžování vzorku v průběhu zkoušky je možné kontrolovat dvěma základními přístupy: přírůstkem zatížení, nebo přírůstkem deformace. První způsob spočívá v nanášení síly, resp. napětí po zohlednění průřezu tělesa, s konstantní hodnotou za jednotku času – např. v: kN/s; MPa/s. Druhý způsob spočívá taktéž v nanášení konstantního zatížení za jednotku času, ale v tomto případě deformačního – např. v:  $\mu\text{m/s}$ ; mm/min. Rozlišují se tak zkoušky s řízenou silou/napětím a s řízenou deformací.

Testy s řízeným zatížením jsou méně náročné na instrumentaci zkoušky, kde postačuje siloměr osazený v lisu, resp. v zatěžovací sestavě. Naproti tomu zkoušky s řízenou deformací vyžadují osazení dodatečných snímačů deformace, sběr dat a jejich zpracování v reálném čase pro zpětnou vazbu s vysíláním signálu k regulaci aktuálně působící síly za pomoci sofistikovaného softwarového a hardwarového vybavení. Deformace je možné měřit nepřímo, kdy jsou snímače osazený v konstrukci přístroje nebo přímo, kdy jsou snímače umístěny na

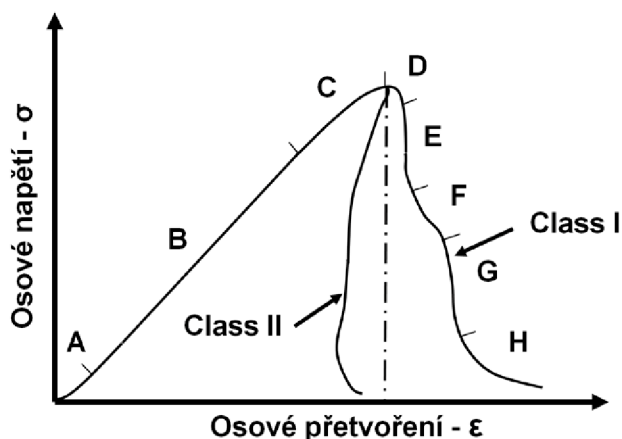


testovaném tělese, což je exaktnější přístup. Podrobněji je tato problematika rozvedena v kapitole 2.2.3 o přetvárných charakteristikách hornin.

Z hlediska typu porušení lze horniny rozdělit do dvou základních skupin (viz Obr. 2-1) (Wawersik a Fairhurst, 1970):

- *Class I* – chování plastického typu
- *Class II* – chování křehkého typu

V případě plastického porušení horniny je po dosažení maximálního zatížení vzorku potřebné dodat další energii pro rozvoj porušování. Naopak, v případě křehkého porušení je energie nashromážděná při maximálním zatížení vzorku větší, než je množství energie potřebné pro destrukci vzorku. Proto se sestupná větev pracovního digramu (Obr. 2-1 – *Class II*) částečně vrací proti směru vodorovné osy, na které je vyneseno axiální přetvoření. Pro získání sestupné větve pracovního diagramu je u plastického typu porušování horniny postačující kontrola axiální deformace. Pro křehký způsob porušení je nevyhnutelné řízení testu radiální deformací.



Obr. 2-1: Ilustrace plastického (*Class I*) a křehkého (*Class II*) chování hornin.

Legenda: A – uzavírání existujících trhlin; B – lineární chování; C – rozvoj trhlin před dosažením vrcholové pevnosti; D – povrchové porušování mikrotrhlinami; E, G – vznik makrotrhlin spojený s náhlým poklesem pevnosti; F – zpomalení rozvoje trhlin; H – závěrečná fáze úplného rozrušení.

Podle (Wawersik a Fairhurst, 1970).

U hornin se často projevuje anizotropie pevnosti při různě orientovaném zatěžování. Souvisí to především s uspořádáním základních stavebních jednotek horniny (zrna, krystaly, vrstvy, foliace...). Jde o vlastnost typickou především pro některé usazené a přeměněné horniny, kdy plochy vrstevnatosti nebo foliace tvoří přirozené oslabení (Goodman, 1989). Pak se může jednat o ortotropní chování, kdy pevnost hornin závisí od orientace zatížení vůči těmto plochám oslabení. Anizotropii pevnosti lze dobře pozorovat například právě změnou pevnosti v jednoosém tlaku.

Pomocí pevnosti v jednoosém tlaku je možné posuzovat odolnost horniny vůči nepříznivým činitelům. Základní hodnoty pevnosti horniny lze srovnávat s hodnotami dosaženými za změněných podmínek a pozorovat tak citlivost horniny na degradaci mechanických vlastností,

v tomto případě konkrétně pevnosti v jednoosém tlaku. Testované horniny mohou být podrobeny například různému stupni nasycení vodou nebo změně teploty s vystavením horniny cyklickému zmrazování a rozmrazování (Durmeková et al., 2013).

### 2.2.3. Přetvárné charakteristiky v tlaku

Pro řešení geotechnických úloh je důležité znát nejenom pevnost hornin a limitní podmínky, kdy dojde k jejich porušení, ale také přetvárné charakteristiky. Ty se uplatní zejména při výpočtu deformací např. pomocí numerického modelování. Existuje celá řada přetvárných charakteristik: statický modul pružnosti, dynamický modul pružnosti, modul deformace, Poissonovo číslo, smykový modul, objemový modul. Lze také rozlišit, jestli se jedná o namáhání v tlaku nebo v tahu. Dále je možné popsat vývoj přetvárnosti hornin v závislosti na čase – tzv. reologické charakteristiky. Pohlédneme-li na problematiku z praktického hlediska, jsou v geotechnice frekventovány zejména statický modul pružnosti, modul deformace a Poissonovo číslo, a to v oboru tlakových napětí.

Durmeková et al. (2013) definují tyto parametry následovně:

- Statický modul pružnosti  $E$  (*modulus of elasticity, Young's modulus*) – poměr mezi tlakovým napětím a odpovídajícím **pružným** přetvořením horniny ve směru působení napětí.
- Modul deformace  $E_{def}$  (*deformation modulus*) – poměr mezi tlakovým napětím a odpovídajícím **celkovým** přetvořením horniny ve směru působení napětí.
- Poissonovo číslo  $\nu$  (*Poisson's ratio*) – poměr mezi příčným a osovým přetvořením zkušební tělesa při stejném rozsahu napětí.

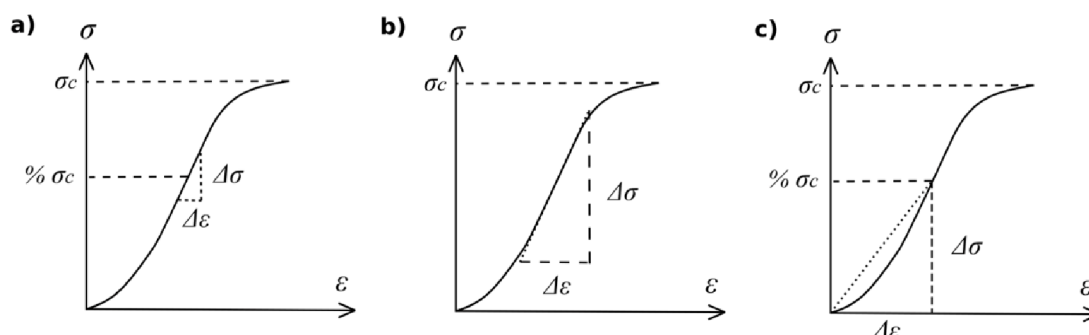
Přetvárné charakteristiky se odvozují z pracovního diagramu, tedy grafu poměrného přetvoření vyneseno na vodorovné ose a osového napětí vyneseno na svislé ose, který se získá při zkoušce v jednoosém tlaku. Zkouška ovšem musí být doplněna o záznam deformace zkušební tělesa, nebo přímo jeho poměrného přetvoření.

Metodika ISRM doporučuje tři postupy stanovení modulů (Obr. 2-2), přičemž ale připouští i uplatnění jiného postupu zaužívaného v inženýrské praxi (Bieniawski et al., 1979). Stejně tak je stanovení modulů doporučeno i v *ASTM D7012-13* a *ČSN EN 1997-2*. V uvedených případech se pracuje s celkovým přetvořením, tedy stanovený modul je deformační, který může být (podle Obr. 2-2):

- a)  $E_t$  – tečný (*tangent modulus*) ve zvoleném procentu tlakové pevnosti horniny,
- b)  $E_{av}$  – průměrný (*average modulus*) v intervalu přibližně lineární části pracovního diagramu,
- c)  $E_{sec}$  – sečný (*secant modulus*) jako spojnice dvou bodů ve zvoleném procentu tlakové pevnosti (jeden z bodů často v počátku pracovního diagramu).

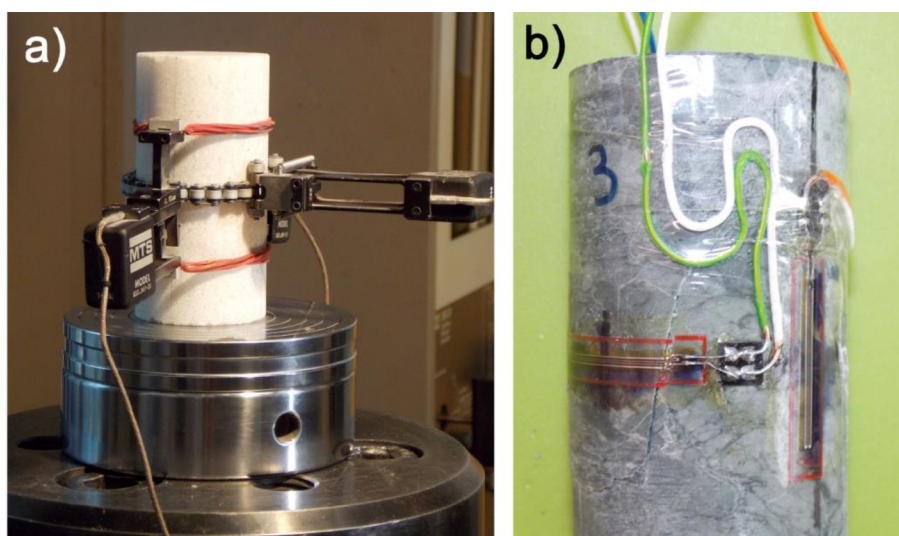
Sečný modul lze stanovit i mezi libovolnými body pracovního diagramu. První bod tedy nemusí nutně být definován v počátku deformační křivky.

Pro stanovení statického modulu pružnosti je potřebné oddělit plastickou část přetvoření, čeho lze docílit jen aplikováním odlehčovacého cyklu v průběhu testu. Tento postup je detailně popsán např. v ČSN EN 14580 - *Zkušební metody přírodního kamene – Stanovení statického modulu pružnosti*.



Obr. 2-2: Možné varianty stanovení (deformačního) modulu definované v metodikách ISRM: a) tečnový modul, b) průměrný modul, c) sečnový modul (Bieniawski et al., 1979).

Hodnoty přetvárných parametrů lze určit na základě měření deformací či poměrného přetvoření měřeného přímo na vzorku. K tomuto účelu se dnes obvykle používají LVDT snímače (*Linear Variable Differential Transformer*) (Obr. 2-3a) nebo elektrické odporové tenzometry (Obr. 2-3b). Durmeková et al. (2013) zmiňují také optoelektronické snímače pracující se světelným paprskem.

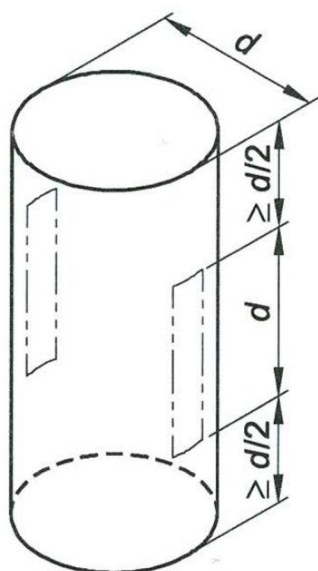


Obr. 2-3: Snímače pro měření deformací přímo na vzorku: a) LVDT snímače (laboratoř FMT Graz); b) fóliové elektrické odporové tenzometry (Centrum AdMaS Brno). Na Obr. 2-3b je viditelné také porušení příčného tenzometru trhlinou vzniklou při zatěžování vzorku.

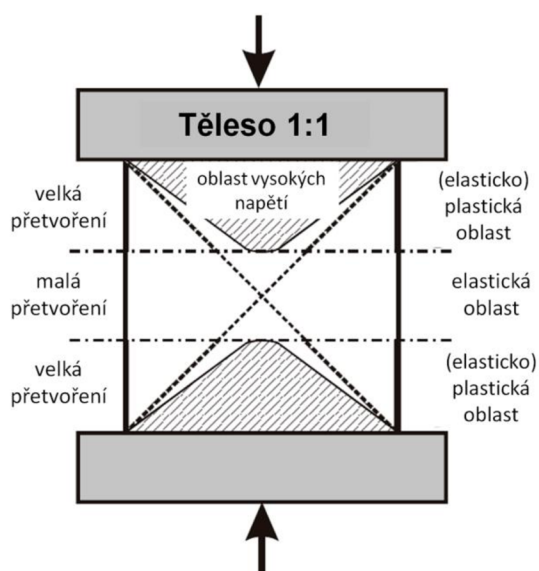
LVDT snímače pracují na principu změny magnetického pole vyvolané mechanickým pohybem součástí čidla v důsledku deformace měřeného objektu (Wikipedia, 2019). Zjištěna je tedy deformace, kterou je dále nutno přepočítat na poměrné přetvoření. Elektrické tenzometry pracují na zjištění změny elektrického odporu tenkého elektrického vodiče. Deformace měřeného objektu vyvolá prodloužení nebo zkrácení elektrického vodiče, čím

dojde ke změně jeho průřezu a tím i změně odporu, který klade procházejícímu elektrickému proudu. Signál z odporového tenzometru po aplikaci korekčních konstant odpovídá přímo poměrnému přetvoření sledovaného objektu (Pauli a Holoušková, 1994).

Pro zjištění modulu pružnosti  $E$ , či modulu deformace  $E_{def}$ , je potřebné osadit minimálně dva podélné snímače (Obr. 2-4) z důvodu eliminace případného nerovnoměrného zatížení vzorku (Pauli a Holoušková, 1994). Snímače je nutno osadit přímo na zkušební těleso. Pokud se měří vzdálenost mezi čelistmi lisu, dochází k zahrnutí dalších činitelů ovlivňujících naměřené hodnoty. Oblasti kontaktu zkušební tělesa a čelistí lisu jsou vystaveny koncentrovanému napětí (Obr. 2-5), čím dochází i k ovlivnění deformací v této části tělesa (Thuro et al., 2001). Zahrnutí těchto zón do stanovení  $E$ , nebo  $E_{def}$  pak vede ke zkreslení jejich hodnot. Proto je také nutné stanovovat moduly na štíhlejších zkušebních tělesech, kdy  $L/D$  je nejméně 2,0, nebo větší, jak požadují např. ISRM metodiky (Bieniawski et al., 1979), nebo ČSN EN 14580.



Obr. 2-4: Umístění snímačů pro měření osového přetvoření na válcovém tělese za účelem stanovení modulu pružnosti (ČSN EN 14580).



Obr. 2-5: Oblasti koncentrovaných napětí při jednoosém tlakovém namáhání. Příklad příliš nízkého tělesa s malou elastickou oblastí pro stanovení modulů (Thuro et al., 2001).

Pro stanovení Poissonova čísla je potřebné opatřit zkušební těleso navíc minimálně jedním snímačem v příčném směru. Na Obr. 2-3a je příklad řetězového obvodového LVDT snímače a na Obr. 2-3b příklad fóliového odporového tenzometru nalepeného kolmo na směr nanášeného zatížení.

V případě, že jsou dostupná data o přetvoření osovém i příčném (radiálním v případě válce), je možné provést podrobnou analýzu deformačního chování testované horniny. Složku objemového přetvoření je možné dopočítat podle vztahu (2.4) (Bieniawski et al., 1979).

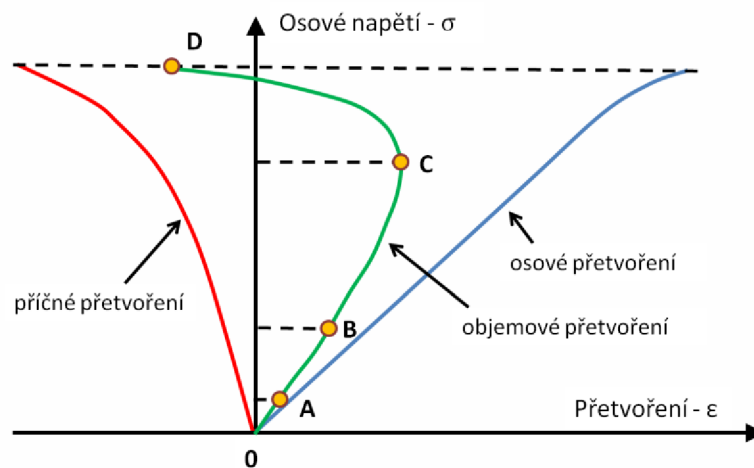
$$\varepsilon_{vol} = \varepsilon_{ax} + 2\varepsilon_{rad} \quad (2.4)$$

- $\varepsilon_{vol}$  – objemové přetvoření,
- $\varepsilon_{ax}$  – osové přetvoření,
- $\varepsilon_{rad}$  – radiální přetvoření válce.

Na Obr. 2-6 je zobrazen příklad deformačního chování horniny s vyznačenými specifickými body (Martin a Chandler, 1994), (Zhao a Cai, 2010):

- 0-A – uzavírání existujících mikrotrhlin a pórů projevující se u některých typů hornin;
- A-B – pružná oblast s lineárním trendem přetvoření;
- B – iniciace vzniku nových trhlin;
- B-C – fáze stabilního rozvoje trhlin;
- C – dosažení minimálního objemu zkušební tělesa při zkoušce;
- C-D – fáze nestabilního rozvoje trhlin;
- D – porušení při dosažení meze pevnosti.

Předpoklady o vlivu vzniku a šíření trhlin ve vzorku byly ověřeny podrobnou studií s využitím akustické emise (Eberhardt et al., 1998). Detailní rozbor jednotlivých složek přetvoření využil například Cieslik (2013) při podrobném popisu deformačního chování a porušování různých typů hornin.



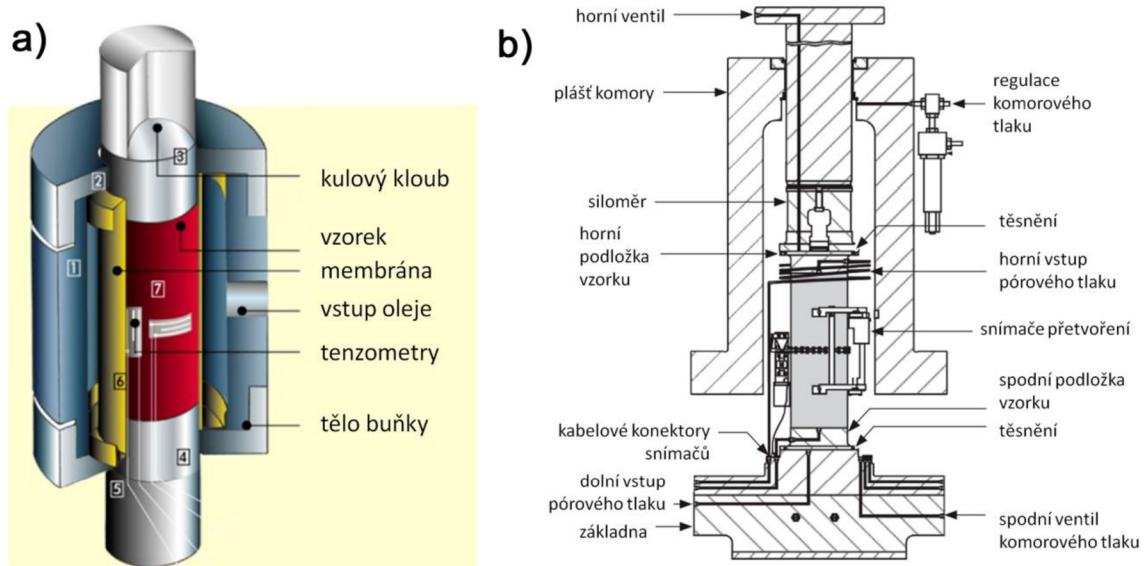
Obr. 2-6: Chování jednotlivých složek přetvoření. Převzato a upraveno z (Martin a Chandler, 1994), (Zhao a Cai, 2010).

#### 2.2.4. Pevnost v trojosém tlaku a podmínky porušení

Skalní horniny jsou v horninovém masívu namáhány obvykle v podmínkách trojosé napjatosti. Takovéto namáhání může po překročení jisté meze vést ke smykovému porušení horniny (*shear failure*), které je proto nejčastějším způsobem porušování hornin. Z toho vyplývá opodstatnění laboratorních zkoušek v trojosé tlakové pevnosti (*triaxial compressive strength*), označovaných také termínem „triaxiální zkoušky“.

Z technického hlediska se používané laboratorní vybavení dělí na tzv. „pravé“ a „nepravé“ triaxiální přístroje. Hlavní rozdíl spočívá v tom, že „pravý triaxiál“ umožňuje nezávislé vnášení napětí ve všech třech hlavních osách, „nepravý triaxiál“ potom používá válcová zkušební tělesa, kde hlavní napětí  $\sigma_2 = \sigma_3$ . Konstrukce „pravého triaxiálu“ je ovšem nesrovnatelně složitější, jak vyplývá např. z publikací Kwasniewskeho (2007) či Li et al. (2016). Výsledky získané z testů v „nepravém triaxiálu“ jsou přitom pro běžné inženýrské aplikace vyhovující. Proto je možné se s jednodušší variantou triaxiálního přístroje setkat v laboratořích mnohem častěji.

Stěžejní částí laboratorního vybavení pro triaxiální zkoušky je triaxiální komora/buňka. Typ tzv. Hoekovy buňky (Hoek a Franklin, 1968), kterým je vybavena i geotechnická laboratoř ve výzkumném centru AdMaS, je relativně jednoduchý na provoz a manipulaci. Schematický řez buňkou i s popisem její částí je uveden na Obr. 2-7a. Nevýhodou je možnost testování těles pouze jednoho průměru. Variabilnější typ triaxiální buňky označované jako „*in-vessel*“ (např. výrobce MTS) umožňuje také relativně jednoduché osazení lokálních LVDT snímačů přímo na zkušební těleso (Obr. 2-7b). Nevýhodou je v tomto případě náročnější manipulace. Značné rozměry a hmotnost komory si totiž vyžadují další mechanizaci pro manipulaci s vybavením.



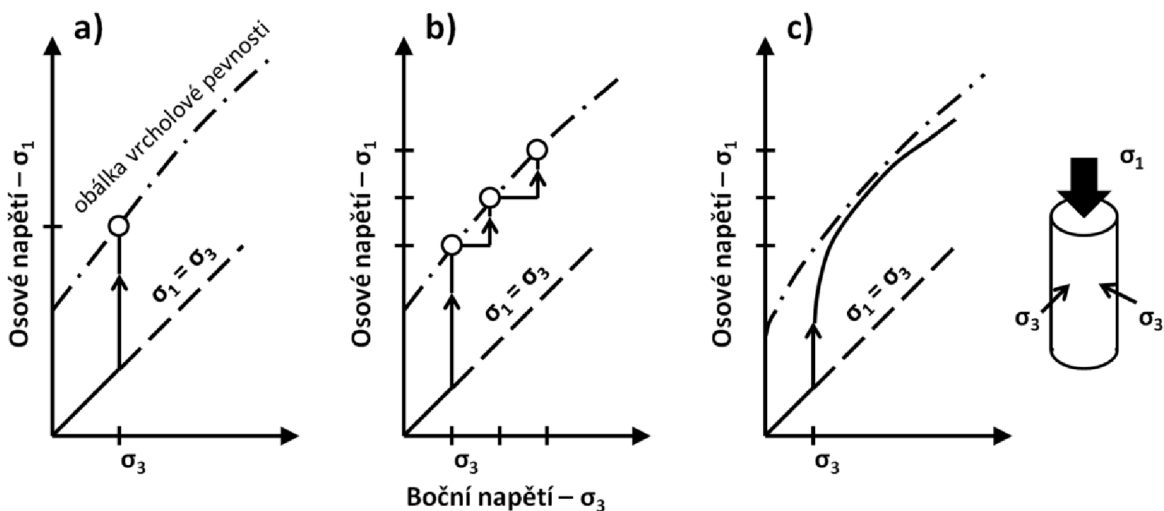
Obr. 2-7: Schéma dvou obvyklých typů tzv. „nepravé“ triaxiální komory s popisem základních částí: a) Hoekova buňka (převzato z: *CONTROLS*, 2018); b) buňka „*in-vessel*“ s umístěním LVDT snímačů deformace přímo uvnitř buňky (převzato z: *MTS Systems Corporation*, 2015).

Provádět triaxiální testy je možné třemi základními přístupy (Obr. 2-9) definovanými v metodikách ISRM (Kováři et al., 1983). V principu jde o vyvození izotropního zatížení do požadované hodnoty minimálního hlavního napětí  $\sigma_3$  a následného zvyšování osového napětí  $\sigma_1$ . Specifikace jednotlivých typů triaxiálních testů:

- a) Typ I – Individuální test (*individual test*). Po dosažení vrcholové pevnosti (*peak strength*) je vzorek porušen a získán je pouze jeden bod obálky porušení (*failure envelope*) (Obr. 7-8a).

- b) Typ II – Test s vícenásobným porušením (*multiple failure state test*). Co nejtěsněji před dosažením vrcholového napětí se začne zvyšovat komorové napětí  $\sigma_3$ , aby nedošlo k porušení vzorku. Případně je možné i snížit osově napětí  $\sigma_1$  (Blümel, 2000). Po dosažení další požadované úrovně komorového napětí  $\sigma_3$  opět začne zvyšování  $\sigma_1$  k vrcholovému napětí (Obr. 7-8b). Tento postup lze opakovat vícekrát.
- c) Typ III – Test s kontinuálním porušováním (*continuous failure state test*). Je charakteristický průběžným zvyšováním komorového napětí  $\sigma_3$  tak, aby se plynule kopírovala obálka porušení (Obr. 7-8c).

Test Typu I je nejjednodušší na provedení, zatím co zkoušky Typu II a III si vyžadují daleko sofistikovanější kontrolu. Naopak, výhodou testů Typu II a III je možnost získat z jednoho zkušebního tělesa více bodů na obálce porušení.



Obr. 2-8: Různé typy triaxiálních testů: a) Typ I – individuální test; b) Typ II – test s vícenásobným porušením; c) Typ III – test s kontinuálním porušováním (Kovári et al., 1983).

Vlastní výsledky jednotlivých zkoušek mají pro řešení geotechnických úloh význam jen okrajový. Mnohem důležitější je z tohoto pohledu vyhodnocení výsledků ve smyslu stanovení hodnot parametrů podmínky porušení (*failure criterion*), se kterou lze vstupovat do geotechnických výpočtů. Existuje celá řada definovaných kritérií porušení, ze kterých jsou nejčastěji využívána Mohr-Coulomb (M-C) a Hoek-Brown (H-B). M-C podmínka (2.5) je lineární a je hojně využívána v mechanice zemin, odkud byla převzata i do mechaniky hornin. Naproti tomu H-B podmínka je definována parabolickou křivkou (2.6) a byla formulována na základě výsledků rozsáhlého počtu triaxiálních zkoušek hornin (Hoek a Brown, 1980). Její původ je tedy přímo v oboru mechaniky hornin.

$$\tau = c + \sigma_n \tan \varphi \quad (2.5)$$

- $\tau$  – smykové napětí [MPa, kPa],
- $c$  – soudržnost [MPa, kPa],
- $\sigma_n$  – normálové napětí [MPa, kPa],
- $\varphi$  – úhel vnitřního tření [°].

$$\sigma_1 = \sigma_3 + \sigma_{ci} \left( m_i \frac{\sigma_3}{\sigma_{ci}} + s \right)^a \quad (2.6)$$

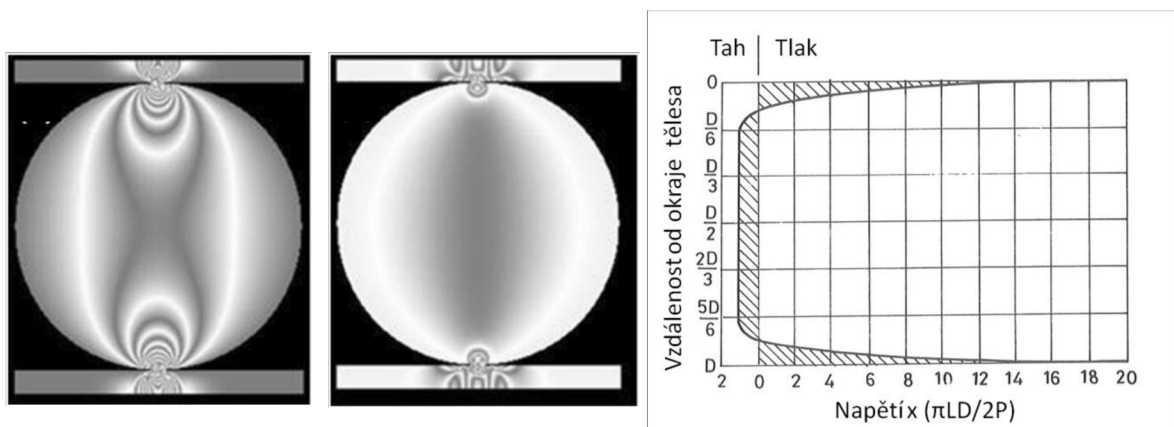
- $\sigma_1, \sigma_3$  – hlavní napětí [MPa],
- $\sigma_{ci}$  – modelová pevnost horniny v jednoosém tlaku [MPa],
- $m_i, s, a$  – empirické materiálové konstanty [-].

Parametry  $s, a$  lze využít k modifikaci podmínky porušení tak, aby charakterizovala celý horninový masív i s vlivem diskontinuit. Pro samotnou neporušenou horninu (*intact rock*) nabývají tyto parametry konstantní hodnotu  $s = 1; a = 0,5$  (Hoek a Brown, 2019).

### 2.2.5. Pevnost v tahu

Tahová pevnost (*tensile strength*) je hodnotou maximálního tahového napětí, které je hornina schopna přenést. Ve srovnání s pevností v jednoosém tlaku jde o hodnotu značně nižší, orientačně 20 až 50krát (Horák, 2006). Uvedený rozdíl pevností je vysvětlován přítomností mikrotrhlin, jejichž konce při tahovém namáhání působí jako koncentrátoři napětí. V důsledku toho dochází k rychlému šíření a propojování trhlin a následnému vyčerpání tahové únosnosti (Costin, 1987). Výskyt mikrotrhlin a mikropórů je přirozenou vlastností hornin a podle uvedeného vysvětlení jsou relativně nízké tahové pevnosti tedy charakteristickým znakem mechanického chování skalních hornin.

Přímé experimentální stanovení pevnosti v jednoosém tahu je relativně náročné ve srovnání se zkouškou pevnosti v jednoosém tlaku. Kromě zkoušky v prostém tahu existují i speciální postupy, jako například tahová zkouška v odstředivce či zkouška pevnosti v tahu v tlakové komoře (Pauli a Holoušková, 1994), které vyžadují speciální vybavení, jímž běžně laboratoře MH nebývají zařízeny. Zkouška v prostém tahu vykazuje velmi vysokou citlivost na jakékoliv excentricity vnášeného namáhání, které mohou skreslovat výsledky zkoušky. Také způsob uchycení vzorku je poměrně složitý.

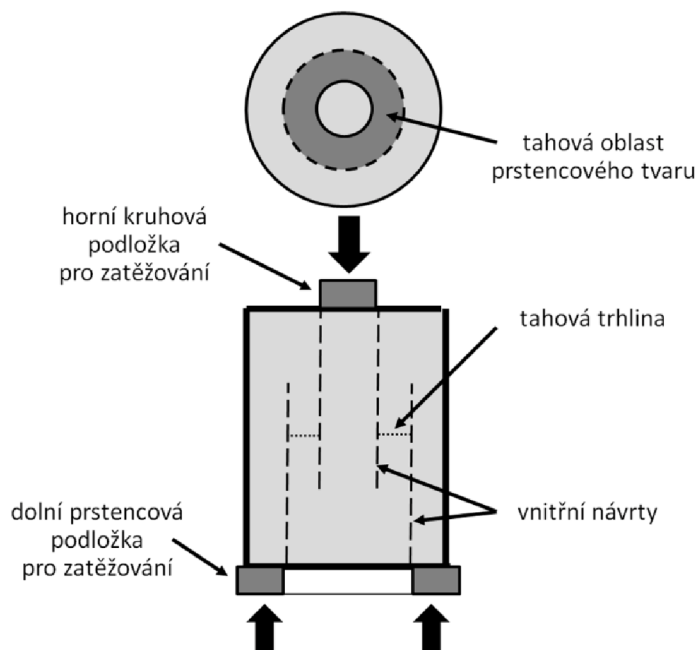


Obr. 2-9: Rozložení hlavních napětí ve zkušebním tělese při zkoušce v příčném tahu; vlevo – maximální hlavní napětí  $\sigma_1$ , uprostřed – minimální hlavní napětí  $\sigma_3$  (Erarslan et al., 2012); vpravo – graf tahového/tlakového napětí podél zatěžované osy (Nagaraj, 1993).



Uvedené komplikace vedly k hledání alternativních způsobů stanovení tahové pevnosti, z nichž je v praxi nejvíce využívána zkouška v příčném tahu (*Splitting Tensile Test – STT*), často označována také jako „*Brazilská zkouška*“. Jde o nepřímou metodu, kdy je na zkušební těleso aplikováno zatížení ve dvou protilehlých liniích, které vede k rozložení hlavních napětí tak, že mezi působišti zatížení dojde k příčnému tahu a vzniku tahové trhliny (viz Obr. 2-9). Podle ISRM se mají testovat horninová tělesa tvaru disku (průměr NX 54,74 mm) se štíhlostním poměrem 0,5 (Bieniawski a Hawkes, 1978). Další metodiky připouštějí určitou variabilitu štíhlosti (např. *ASTM D 3967-95a*) a někdy i použití jiného tvaru zkušebních těles, jako například krychle (Pauli a Holoušková, 1994). Obecně je akceptována vyhovující shoda tahové pevnosti stanovené zkouškou v příčném tahu a přímou zkouškou, i když někteří autoři uvádějí určité nadhodnocení výsledků touto nepřímou metodou (Nagaraj, 1993), (Molenda et al., 2013).

Ve snaze stanovit přímou tahovou pevnost betonu a skalních hornin a zároveň se vyhnout zmíněným komplikacím, uvedl Luong (1986) tzv. Modifikovanou tahovou zkoušku (*Modified Tension Test – MTT*). Podstatou MTT je úprava geometrického uspořádání testovaného tělesa. Jedná se o válec, který je z obou podstav částečně navrtán různým průměrem jádrového vrtáku (Obr. 2-10). Při tlakovém zatížení podstav pak ve vzniklém prstenci působí tahové napětí. I když existují dohady o skutečném rozložení napětí uvnitř tělesa (Molenda et al., 2013), jedná se o zajímavou zkušební metodu.



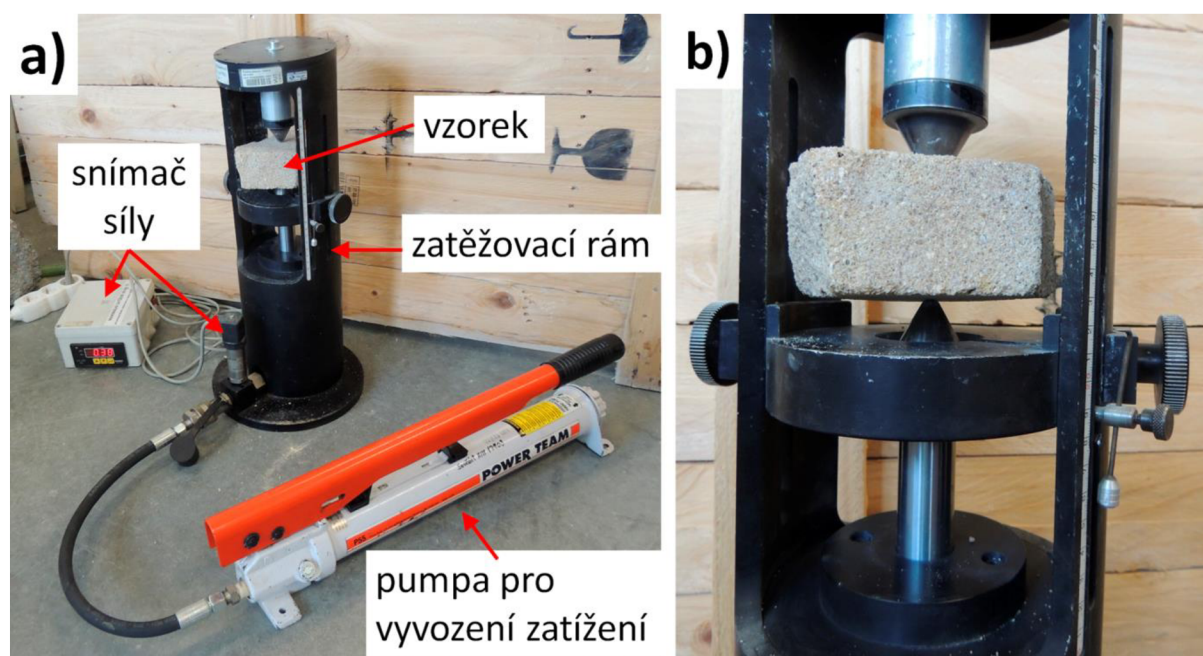
Obr. 2-10: Geometrické uspořádání modifikované tahové zkoušky podle (Blümel, 2000).

Praktické využití parametru tahové pevnosti je například při určování podmínky porušení (viz kap. 2.2.4), kterou lze následně uplatnit v geotechnických výpočtech. Hodnota tahové pevnosti je důležitá také z technologického hlediska při posuzování rozpojitelosti hornin, například mechanizovanou ražbou tunelů pomocí TBM nebo při trhacích pracích.

### 2.2.6. Pevnost při bodovém zatížení

Pevnost při bodovém zatížení (*Point Load Test* – PLT) navržený Brochem a Franklinem (1972) je v zásadě smluvní indexovou zkouškou, při které se měří maximální síla při porušení vzorku horniny zatěžovaného dvojicí koaxiálních ocelových kuželových hrotů. Výsledek je upraven podle plochy porušení na smluvní počáteční vzdálenost hrotů 50 mm (Horák, 2006).

Konstrukce zařízení pro testování sestává ze zatěžovacího rámu, ruční pumpy pro vyvození zatížení a snímače síly. Na Obr. 2-11a je zobrazen přístroj z vybavení Ústavu geotechniky FAST VUT od výrobce Strassentest. Zde je snímač síly elektronický, často se ale používají i analogové snímače. Na Obr. 2-11b je pak detail vzorku horniny upnutého mezi zatěžovací kužely, které mají standardizované rozměry definované v metodikách ISRM (Franklin et al., 1985).



Obr. 2-11: Přístroj pro zkoušení pevnosti při bodovém zatížení, tzv. PLT: a) celá sestava pro měření; b) detail vzorku upnutého mezi zatěžovací hroty.

Testují se obvykle úlomky vrtného jádra, a to kolmo k ose vrtu (tzv. diametrální test) a rovnoběžně s osou vrtu (tzv. axiální test) nebo vzorky nepravidelného tvaru. Samotný test probíhá tak, že se vzorek horniny vloží mezi zatěžovací hroty a zaznamená se jejich počáteční vzdálenost. Následně se plynule zvyšuje zatížení až do porušení a zaznamená se maximální dosažená hodnota. Síla se přepočte na napětí označované  $I_s$  podle vzorce (2.7). Hodnota  $I_s$  se dále koriguje na standardní vzdálenost hrotů 50 mm vztahem (2.8) s označením  $I_{s(50)}$ , aby bylo možné vzájemné srovnávání výsledků.

$$I_s = F/D_e^2 \quad (2.7)$$

- $I_s$  – index pevnosti v tlaku [MPa],
- $F$  – maximální dosažená síla [kN],
- $D_e$  – ekvivalentní průměr vzorku [mm] stanovený podle tvaru plochy porušení a jeho výpočet je definován v metodikách ISRM (Franklin et al., 1985).

$$I_{s(50)} = Q \cdot I_s \quad (2.8)$$

- $I_{s(50)}$  – index pevnosti v tlaku [MPa] standardizovaný na průměr vzorku  $D = 50$  mm,
- $Q$  – korekční součinitel podle vztahu (2.9).

$$Q = (D_e/50)^{0,45} \quad (2.9)$$

- $D_e$  – ekvivalentní průměr vzorku [mm].

Uvedený způsob stanovení hodnoty  $I_{s(50)}$  definovaný podle ISRM (Franklin et al., 1985) je zaužíván v praxi a všeobecně akceptován spolu s popsány detaily provádění PLT zkoušky. Thuro (2010) modifikoval tuto metodiku, kde ve vztahu (2.7) nahradil ekvivalentní průměr  $D_e$  rovinným průmětem skutečné plochy  $A$ , která vznikne po porušení vzorku. Podle tohoto přístupu se pak standardizovaná hodnota indexu  $I_{s(50)}$  vypočte podle vztahu (2.10):

$$I_{s(50)} = (A/2500)^{0,225} \cdot I_s \quad (2.10)$$

- $I_{s(50)}$  – index pevnosti v tlaku [MPa] standardizovaný na průměr vzorku  $D = 50$  mm,
- $A$  – plocha porušení vzorku [mm<sup>2</sup>].

Výhodou zkoušky PLT je její snadné a rychlé provedení. Zařízení pro testování je přenosné, proto ho lze použít jak v laboratoři, tak v terénu v průběhu geologického průzkumu či výstavby. Získaný index pevnosti  $I_{s(50)}$  dobře koreluje s pevností v jednoosém tlaku  $\sigma_c$  (Durmeková et al., 2013). Odhad pevnosti horniny se určí podle rovnice (2.11):

$$\sigma_{c,PLT} = K \cdot I_{s(50)} \quad (2.11)$$

- $K$  je korekční součinitel [-],
- $I_{s(50)}$  je index pevnosti v tlaku [MPa] standardizovaný na průměr vzorku  $D = 50$  mm.

Názory na konkrétní hodnotu součinitele  $K$  se mezi odborníky liší. Durmeková et. al (2013) uvádějí souhrn publikovaných vztahů pro přepočítání  $I_{s(50)}$  na  $\sigma_{c,PLT}$ , kde  $K$  nabývá hodnot 8,5 až 35,7. Obecně lze konstatovat, že v ideálním případě by měl být součinitel  $K$  kalibrován pro jednotlivé typy hornin individuálně. Toto ovšem není vždy možné splnit. V případech, kdy nejsou dostupná data pro stanovení hodnoty  $K$ , lze použít obecnou doporučenou hodnotu  $K=22$ , kterou uvádí norma ČSN EN 1926. V této souvislosti je nutno dodat, že zmíněná hodnota není vhodná pro aplikaci na poloskalní horniny. Například Smith (1997) uvádí hodnotu 14,3 a Durmeková et al. (2013) rozsah hodnot 14 až 20. Zkouška PLT je přitom vhodnou možností pro klasifikaci a srovnávání kvality poloskalních hornin, ze kterých je často problematické vyrobit pravidelná zkušební tělesa pro zkoušky v jednoosém tlaku.

### 2.2.7. Odrazová tvrdost

Odrazová tvrdost (*rebound hardness*) je charakteristika vyjadřující hodnotu odskoku závaží/beranu dopadajícího na měřený povrch horniny za určitých podmínek (nárazová energie, konstrukce přístroje), které jsou jednoznačně definovány tak, aby byla zajištěna opakovatelnost měření. Takto naměřené hodnoty jsou dobře korelovatelné s pevností v jednoosém tlaku (Durmeková et al., 2013) příp. s přetvárností.



Obr. 2-12: Schmidtovo kladívko typu L s brusním kamenem pro úpravu testovaného povrchu.



Obr. 2-13: Shoreho přístroj – typ D.

#### Schmidtova odrazová tvrdost

Jde o jednoduchou indexovou zkoušku, kterou lze provádět na opracovaných i neopracovaných zkušebních tělesech, jak v laboratoři, tak i v poli. Schmidtovo kladivo (Obr. 2-12) bylo původně vyvinuto pro testování betonu a dalších umělých stavebních materiálů, ale pro svoji praktičnost se rychle rozšířilo i do oblasti mechaniky hornin, například jako pomůcka pro popis kvality horninového masívu v metodikách ISRM (Barton et al. 1978).

Schmidtovo kladivo pracuje na principu vymrštění beranu kolmo k povrchu testovaného materiálu definovanou energií a měří se odraz od povrchu, který je kvantifikován bezrozměrnou indexovou hodnotou  $R$ , v této práci označ.  $R_{sch}$ . Základní typ kladiva s označením N (*normal*) a nárazovou energií 2,207 J je doporučován pro polní měření, zatímco typ L (*light*) s nižší nárazovou energií 0,735 J je vhodnější pro měření v laboratoři (Aydin, 2009). Použití kladiva typu L s nižší energií při testování úlomků vrtného jádra a opracovaných zkušebních těles snižuje i riziko destrukce těchto vzorků.

Schmidtova odrazová tvrdost se v mechanice hornin často používá jako indexová hodnota pro odhad pevnosti horniny v jednoosém tlaku nebo také modulu pružnosti (Deere a Miller, 1966). Existuje velké množství publikovaných regresních vztahů, které jsou shrnuty např. v: (Yasar a Erdogan, 2004), (Wang et al., 2017). Početnost a různorodost těchto vztahů může ve výsledku působit nepřehledně. O jisté sjednocení a zobecnění přístupu v této oblasti se snaží metodika ISRM, která doporučuje způsob, jak postupovat při stanovování regresních vztahů a co zohlednit (např. detaily provedení testu, rozsah a způsob sběru dat, porušení horniny – mikrotrhliny, zvětrání,...) při použití již existujících vztahů, kromě na první pohled jednoznačné hodnoty koeficientu determinace  $R^2$  (Aydin, 2009). Velmi vhodná je kalibrace vztahů pro odhad pevnosti v jednoosém tlaku ze Schmidtovy odrazové tvrdosti pro konkrétní lokalitu. Tento proces je ovšem časově a finančně náročnější, proto se u průzkumů menšího rozsahu zpravidla neuplatňuje.

### **Shoreho odrazová tvrdost**

Jedná se o principiálně podobně stanovenou vlastnost, jakou je Schmidtova odrazová tvrdost popsána výše. Ovšem, nárazová energie Shoreho přístroje (skleroskopu) je výrazně nižší. Přístroj byl původně navržen pro testování kovů a dalších umělých materiálů jako plasty, guma atd. Podle tvrdosti testovaného materiálu existuje několik variant Shoreho skleroskopu (A, B, C, D), které se liší rozsahem stupnice měřené tvrdosti. Pro jednoduchost a nízké náklady na testování vzbudila tato zkouška zájem i v mechanice hornin (Deere a Miller, 1966), (Hólmgeirsdóttir a Thomas, 1998), (Altindag a Güney, 2006), kde se nejvíce využívají přístroje typu C a D.

Z konstrukčního pohledu je Shoreho přístroj uspořádán tak, že závaží s dopadovou plochou opatřenou diamantovým hrotem, je volným pádem spuštěno svisle dolů, kolmo na povrch testovaného materiálu. Část dopadové energie se přemění na odraz, kterého hodnota se zaznamená na mechanickém, či elektronickém ukazateli. Stupnice je konstruovaná empiricky, udávající bezrozměrnou hodnotu  $R_{sh}$  (označení v této práci). V případě Shoreho přístroje typu D je rozsah hodnot 0 až 140 (Obr. 2-13).

Značnou výhodou této zkoušky je, že používá velmi nízkou nárazovou energii (hmotnost závaží 36,2 g u přístroje typu D), která prakticky úplně eliminuje možnost znehodnocení již hotového zkušební tělesa a lze ji použít i pro malé vzorky s nedostatečnou velikostí pro jiné testy (Hólmgeirsdóttir a Thomas, 1998). Touto nedestruktivní metodou je možné stanovit hodnotu odrazové tvrdosti  $R_{sh}$  přímo na tělese, které je pak podrobena například zkoušce pevnosti v jednoosém tlaku. Můžeme tak získat přímé porovnání dvojice studovaných vlastností. Byla snaha odvodit regresní vztahy mezi výsledky Shoreho zkoušky a mechanickými vlastnostmi hornin, např. (Deere a Miller, 1966), (Altindag a Güney, 2010) a tento zájem se orientoval také na technické vlastnosti, například při rozpojitelosti hornin (Tumac et al., 2007).

## 2.3. Realizované laboratorní zkoušky

### 2.3.1. Stanovení objemové hmotnosti

Objemová hmotnost, jako jedna ze základních fyzikálních vlastností hornin, byla zjišťována u všech studovaných hornin. Ve všech případech byl použit relativně jednoduchý způsob, a to stanovení objemu změřením tělesa s přesným geometrickým tvarem a jeho zvážení. Pak následoval výpočet podle vzorce (2.1). Jednalo se o válcová tělesa připravená pro zkoušky pevnosti, ze kterých byl takto získán další údaj o hornině. Hmotnost byla stanovena pro suchá tělesa (vysušená v prostředí vzdušné vlhkosti laboratoře). Zjištěné průměrné hodnoty objemové hmotnosti jsou sumarizovány v Tab. 2-2.

Tab. 2-2: Souhrn objemové hmotnosti suchých hornin  $\rho_d$ .

Hornina a lokalita	Geneze horniny	$\rho_d$ [kg/m <sup>3</sup> ]	Std [kg/m <sup>3</sup> ]	Var [%]	N
Granodiorit – Dolní Kounice	vyvřelá	<b>2618</b>	± 12	0,5	5
Trachyt – Ústí nad Labem	vyvřelá	<b>2423</b>	± 24	1,0	5
Syenit – Kamenná	vyvřelá	<b>2682</b>	± 5	0,2	9
Syenit – Královec	vyvřelá	<b>2778</b>	± 14	0,5	7
Enklávy v syenitu – Královec	vyvřelá	<b>2808</b>	± 19	0,7	7
Slínovec písčité – V. Opatovice	usazená	<b>2152</b>	± 74	3,5	5
Vápenec mikritický – Čs. Kras	usazená	<b>2669</b>	± 3	0,1	5
Pískovec křemenný – Děčínsko	usazená	<b>2016</b>	± 56	2,8	8
Tufit – Vrané nad Vltavou	usazená	<b>2627</b>	± 13	0,5	5
Břidlice – Štěchovice	usazená	<b>2690</b>	± 16	0,6	5
Opuka 1 – Česká Skalice	usazená	<b>2566</b>	± 9	0,4	7
Opuka 2 – Česká Skalice	usazená	<b>2479</b>	± 64	2,6	7
Brekcie – Moravská Třebová	usazená	<b>2408</b>	± 15	0,6	7
Droba 1 jemnozrnná – Koberžice	usazená	<b>2663</b>	± 6	0,2	19
Droba 2 hrubozrnná – Koberžice	usazená	<b>2658</b>	± 9	0,3	23
Pískovec – Žlutava	usazená	<b>2229</b>	± 58	2,6	10
Fylit – Železný Brod	přeměněná	<b>2535</b>	-	-	1
Fylit až kvarcit – Vilémov	přeměněná	<b>2628</b>	± 10	0,4	7
Pararula 1 – Hrob	přeměněná	<b>2519</b>	-	-	2
Pararula 2 – Pec pod Sněžkou	přeměněná	<b>2641</b>	± 7	0,2	7
Ortorula – Vlastějovice	přeměněná	<b>2579</b>	± 16	0,6	4
Amfibolit – Hanušovice	přeměněná	<b>2869</b>	± 69	2,4	5
Granulit II – Horní Bory	přeměněná	<b>2635</b>	± 8	0,3	4

Pozn.: Std - směrodatná odchylka; Var – variační součinitel ( $Std/\rho_d$ ); N – počet měření.

Objemová hmotnost se podle dat v Tab. 2-2 pohybuje v rozmezí 2016 kg/m<sup>3</sup> (pískovec z Děčínska) až do 2869 kg/m<sup>3</sup> (Amfibolit z Hanušovic) a u jednotlivých typů hornin dosahuje relativně nízkou variabilitu. Nejproměnlivější byly některé typy usazených hornin (slínovec, pískovec), kde byla objemová hmotnost ovlivněna zřejmě pórovitostí. V případě opuky z České Skalice byla lokalita č. 1 velmi homogenní, zatím co lokalita č. 2 naopak, velmi

proměnlivá. Zde bylo hlavním faktorem zvětrání horniny rozpoznatelné i změnou barvy horniny. Amfibolit ze skupiny přeměněných hornin také projevil relativně vysokou variabilitu. Zde byla objemová hmotnost jednotlivých zkušebních těles ovlivněna nerovnoměrnou přítomností křemenných žil.

### 2.3.2. Zkouška pevnosti v jednoosém tlaku

V průběhu doktorského studia autor práce provedl poměrně rozsáhlý soubor zkoušek pevnosti v jednoosém tlaku na různých typech hornin. Naměřená data jsou sumarizována v Tab. 2-3. Kromě průměrných pevností jednotlivých hornin jsou uvedeny i základní statistické údaje jednotlivých sad měření (směrodatná odchylka, variační součinitel, počet měření). Horniny pocházejí z území České republiky a jsou rozříděny podle tří základních genetických typů: vyvřelé, usazené a přeměněné.

Tab. 2-3: Souhrn testů pevnosti hornin v jednoosém tlaku  $\sigma_c$ .

Hornina a lokalita	Geneze horniny	Odběr vzorků	L/D	Pevnost v tlaku $\sigma_c$ [MPa]	Std [MPa]	Var [%]	N
Granodiorit – Dolní Kounice	vyvřelá	V	1,7	<b>74</b>	± 42	57	5
Trachyt – Ústí nad Labem	vyvřelá	V	1,7	<b>65</b>	± 19	29	5
Syenit – Kamenná *	vyvřelá	B	2,0	<b>110</b>	± 6	5	5
Syenit – Královec	vyvřelá	B	2,0	<b>99</b>	-	-	2
Enklávy v syenitu – Královec	vyvřelá	B	2,0	<b>126</b>	-	-	1
Slínovec písčítý – V. Opatovice	usazená	V	1,7	<b>55</b>	± 8	15	5
Vápenec mikritický – Čs. kras	usazená	V	1,7	<b>51</b>	± 10	20	5
Pískovec křemenný – Děčínsko	usazená	V	1,7	<b>31</b>	± 4	12	5
Tufit – Vrané nad Vltavou	usazená	V	1,7	<b>86</b>	± 25	29	5
Břidlice – Štěchovice	usazená	V	1,7	<b>29</b>	± 11	40	5
Opuka 1 – Česká Skalice	usazená	V	1,4	<b>100</b>	± 15	15	6
Opuka 2 – Česká Skalice	usazená	V	1,4	<b>78</b>	± 18	23	6
Brekcie – Moravská Třebová *	usazená	V	1,9	<b>66</b>	± 15	23	7
Droba 1 dry – Kobeřice *	usazená	B	2,0	<b>206</b>	± 17	8	13
Droba 1 wet – Kobeřice	usazená	B	2,0	<b>150</b>	± 8	5	5
Droba 2 T – Kobeřice	usazená	B	2,0	<b>191</b>	± 9	5	3
Droba 2 II – Kobeřice	usazená	B	2,0	<b>167</b>	± 17	10	3
Pískovec – Žlutava *	usazená	B	2,0	<b>27</b>	± 5	19	10
Fylit – Železný Brod	přeměněná	V	1,7	<b>6,1</b>	-	-	1
Fylit až kvarcit – Vilémov	přeměněná	V	1,7	<b>50</b>	± 12	25	5
Pararula 1 – Hrob	přeměněná	V	1,7	<b>29</b>	-	-	2
Pararula 2 – Pec pod Sněžkou	přeměněná	V	1,4	<b>72</b>	± 11	15	6
Ortorula – Vlastějovice	přeměněná	V	1,7	<b>66</b>	± 24	37	4
Amfibolit – Hanušovice	přeměněná	V	1,7	<b>62</b>	± 20	33	5
Granulit T – Horní Bory *	přeměněná	B	2,0	<b>240</b>	-	-	1
Granulit II – Horní Bory *	přeměněná	B	2,0	<b>225</b>	-	-	1

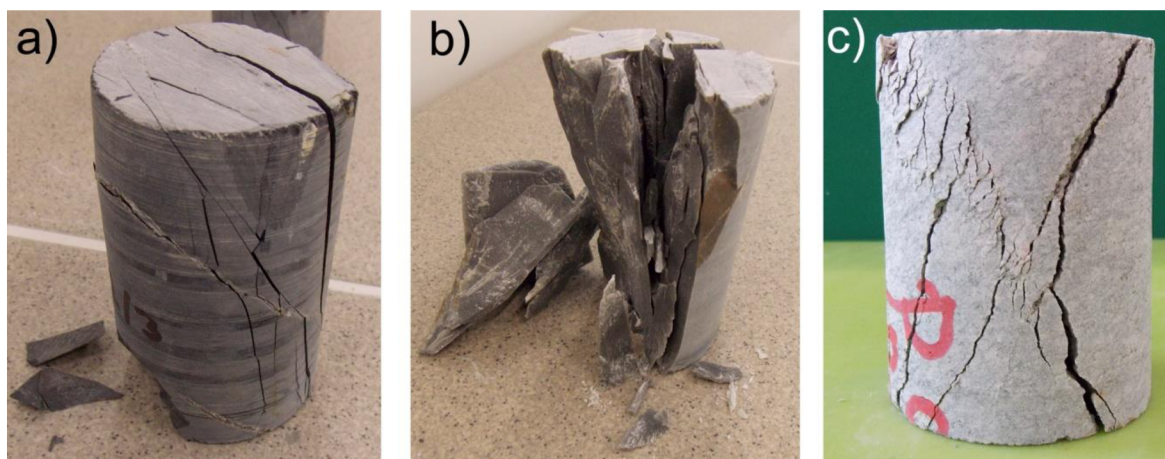
Pozn. K Tab. 2-3: V – vrtný průzkum, B – bloky horniny;  $L/D$  – štíhlostní poměr tělesa; T – zatížení kolmo k plochám vrstevnatosti/foliace; II – zatížení rovnoběžně s vrstevnatostí/foliací; \* – test s řízenou deformací.

Vzorky pro laboratorní zkoušky byly získány z průzkumných vrtů, nebo z neporušených bloků horniny, ze kterých byla následně vrtáním a řezáním v laboratoři připravena zkušební tělesa. Testy uvedené v Tab. 2-3 (kromě granulitu) byly realizovány ve zkušebních lisech se servo-hydraulickou ovládací jednotkou Advatest 9 od výrobce CONTROLS. Záznam osově deformace probíhal pomocí axiálních LVDT snímačů umístěných mezi čelisti lisu.

Zkoušky byly vesměs řízeny konstantním přírůstkem napětí (0,3 až 1,0 MPa/s), kromě několika výjimek vyznačených v Tab. 2-3, kde byla použita kontrola deformace. Důvodem pro tuto změnu byl především zájem podrobněji zkoumat deformační odezvu těchto hornin. Tato měření jsou podrobněji rozvedena v kapitole 2.3.3 o přetvárných charakteristikách hornin.

Pro zkušební tělesa vyrobená z jader průzkumných vrtů byl typický častý výskyt poruch horninového materiálu, proto v mnoha uváděných případech vykazují značnou variabilitu výsledků (např. granodiorit 57 %, břidlice 40 %, ortorula 37 % – viz Tab. 2-3). Problémem bylo někdy i získání dostatečného množství materiálu vhodného ke zkoušení. Z tohoto důvodu bylo přistoupeno k redukci štíhlosti zkušebních těles ze základní hodnoty 2,0. V nezbytných případech byl snížen počet zkušebních těles (oproti základnímu souboru 5 ks).

Bylo zajímavé pozorovat způsob porušení horninových těles, který se odlišoval v závislosti na struktuře horniny (Obr. 2-14). U břidlice se objevoval zřetelný rozvoj trhlin po plochách vrstevnatosti. Dále například křehký jemnozrný tufit se vyznačoval vznikem svislých paralelních trhlin a sloupcovitým rozpadem. U méně křehkých hornin, jako například pararula, došlo ke kombinaci tlakového a smykového porušení a vzniku trhlin ve tvaru tzv. „přesýpacích hodin“.

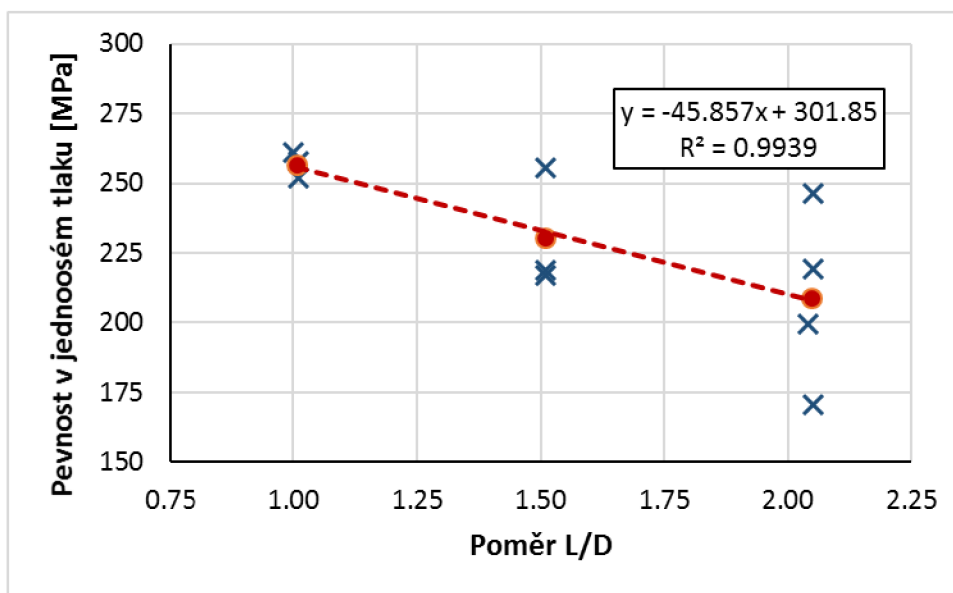


Obr. 2-14: Příklady různého typu porušení po zkoušce v jednoosém tlaku charakteristické pro různé typy hornin: a) břidlice (Štěchovice) se zřetelným rozvojem trhlin po plochách vrstevnatosti; b) křehký jemnozrný tufit (Vrané nad Vltavou) se sloupcovitým porušením; c) pararula (Pec pod Sněžkou) se vznikem trhlin do tvaru tzv. „přesýpacích hodin“.



V teoretickém úvodu k pevnosti v jednoosém tlaku (kap. 2.2.2) byla zmíněna anizotropie pevnosti hornin zapříčiněná strukturou hornin. Právě tento jev byl studován u droby 2 z Kobeřic (hrubozrnější typ) jako sedimentární horniny s rozpoznatelnou vrstevnatostí a granulitu z Horních Borů jako přeměněné horniny s evidentní foliací. Byly studovány základní případy s orientací vrstevnatosti, resp. foliace kolmo k nanášenému zatížení a rovnoběžně s ním (viz Tab. 2-3). Pokles pevnosti u droby byl 13 % a u granulitu 6 %, v obou případech při působení zatížení rovnoběžně s plochami vrstevnatosti, resp. foliace. Nejvýznamnější pokles pevnosti by měl nastat při orientaci zatížení přibližně 30° vůči plochám oslabení (Goodman, 1989).

Přítomnost vody v pórech může ovlivnit pevnost horniny, jak bylo naznačeno v kap. 2.2.2. U různých typů hornin se liší rozsah ovlivnění jejich pevnosti v důsledku přítomnosti vody a dosavadní poznatky v této oblasti komplexně shrnuje Wong et al. (2016). Na ověření jevu redukce pevnosti horniny po nasáknutí vodou byla provedena sada testů droby 1 z Kobeřic (jemnozrnější typ). Testovány byly vzorky ve vysušeném stavu (soubor 5 těles zařazených do studie  $\sigma_{c,dry} = 201$  MPa) a po nasáknutí vodou (soubor 5 těles  $\sigma_{c,wet} = 150$  MPa). Všechny vzorky byly připraveny z jednoho bloku horniny, aby byl snížen vliv variability struktury horniny. Úbytek pevnosti zapříčiněný vodou byl v tomto případě 25 %. Studie s podrobnějším popisem dosažených výsledků již byla samostatně publikována (Šujanská a Závacký, 2018).



Obr. 2-15: Ovlivnění pevnosti horniny v jednoosém tlaku štíhlostním poměrem zkušebního tělesa L/D. Kroužkem vyznačena průměrná hodnota pro jednotlivé sady vzorků, kterými byla proložena regresní přímka.

Pro zjištění vlivu štíhlostního poměru zkušebního tělesa L/D na pevnost v jednoosém tlaku byla provedena ověřovací studie (Závacký, 2020). K testování byla vybrána droba z Kobeřic (jemnozrněný typ) pro svou homogenitu. Celkem 10 válcových zkušebních těles ( $D = 38$  mm) bylo připraveno z jednoho bloku horniny při stejné orientaci podélné osy. Poměry L/D byly: 1,0 (3x); 1,5 (3x) a 2,05 (4x) (Obr. 2-15). Průměrné hodnoty dosažených pevností pro jednotlivé skupiny byly:  $257 \pm 5$  MPa,  $230 \pm 22$  MPa a  $209 \pm 32$  MPa (tyto hodnoty nejsou

zahrnutý v Tab. 2-3). Ovlivnění pevnosti štihlým poměrem L/D vykazuje negativní lineární trend a zvyšující se variabilitu výsledků s rostoucí hodnotou L/D (viz Obr. 2-15).

### 2.3.3. Stanovení přetvárných charakteristik v tlaku

Z rozsáhlého okruhu přetvárných charakteristik se autor práce zaměřil na stanovení modulu pružnosti  $E$ , modulu deformace  $E_{def}$ , průměrného modulu  $E_{av}$  a Poissonova čísla  $\nu$ . Při vyhodnocování těchto charakteristik byl postup sjednocen podle získaných poznatků z literatury, postupně nabytých zkušeností a technických možností dostupného laboratorního vybavení. Průběh testu v jednoosém tlaku se snímači přetvoření byl doplněn o jeden až dva odlehčovací cykly pro určení modulu pružnosti  $E$  (viz vztah 2.12). Ve výpočtu jsou uvažovány hodnoty napětí a přetvoření z poslední přitěžovací větve. Tento postup byl odvozen z metodiky uvedené v ČSN EN 14580. Ze stejné části pracovního diagramu byla také stanovena hodnota Poissonova čísla  $\nu$  (vztah 2.13). Ve stejném intervalu napětí byl stanoven sečnový deformační modul  $E_{def}$  (vztah 2.14) z části pracovního diagramu před prvním odlehčením. Na základě analýzy postupů pro stanovení modulu podle ISRM (Bieniawski et al., 1979), kterou provedli Małkowski a Ostrowski (2017), byl dle jejich doporučení vyhodnocen průměrný modul  $E_{av}$  (vztah 2.15), který je zde stanoven pro interval napětí 35÷80 %  $\sigma_c$ .

$$E = \frac{\Delta\sigma}{\Delta\varepsilon_{ax}} = \frac{\sigma_2 - \sigma_3}{\varepsilon_{ax,2} - \varepsilon_{ax,3}} \quad (2.12)$$

Výpočet modulu pružnosti  $E$ , kde  $\sigma$  je axiální napětí,  $\varepsilon_{ax}$  je axiální poměrné přetvoření. Indexy označující uvažované hodnoty napětí a přetvoření jsou vysvětleny na Obr. 2-16.

$$\nu = \frac{\Delta\varepsilon_{rad}}{\Delta\varepsilon_{ax}} = \frac{\varepsilon_{rad,2'} - \varepsilon_{rad,3'}}{\varepsilon_{ax,2} - \varepsilon_{ax,3}} \quad (2.13)$$

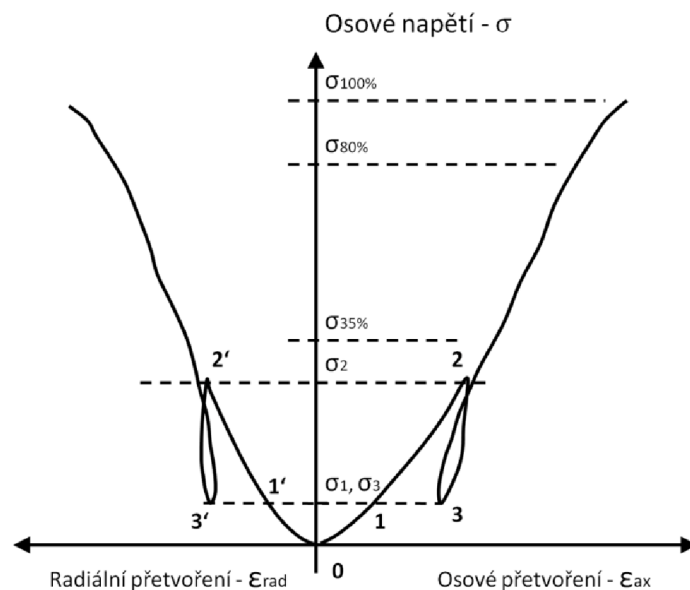
Výpočet Poissonova čísla  $\nu$ , kde  $\varepsilon_{rad}$  je radiální poměrné přetvoření,  $\varepsilon_{ax}$  je radiální poměrné přetvoření. Indexy označující uvažované hodnoty přetvoření jsou vysvětleny na Obr. 2-16.

$$E_{def} = \frac{\Delta\sigma}{\Delta\varepsilon_{ax}} = \frac{\sigma_2 - \sigma_1}{\varepsilon_{ax,2} - \varepsilon_{ax,1}} \quad (2.14)$$

Výpočet deformačního modulu  $E_{def}$ , kde  $\sigma$  je axiální napětí,  $\varepsilon_{ax}$  je axiální poměrné přetvoření. Indexy označující uvažované hodnoty napětí a přetvoření jsou vysvětleny na Obr. 2-16.

$$E_{av} = \frac{\Delta\sigma}{\Delta\varepsilon_{ax}} = \frac{\sigma_{80\%} - \sigma_{35\%}}{\varepsilon_{ax,80\%} - \varepsilon_{ax,35\%}} \quad (2.15)$$

Výpočet průměrného modulu  $E_{av}$ , kde  $\sigma$  je axiální napětí,  $\varepsilon_{ax}$  je axiální poměrné přetvoření. Indexy označující uvažované hodnoty napětí a přetvoření jsou vysvětleny na Obr. 2-16. Při vyhodnocování  $E_{av}$  byla body pracovního diagramu v daném intervalu proložena přímkou pomocí metody nejmenších čtverců. Směrnice této přímky představuje hodnotu  $E_{av}$ .



Obr. 2-16: Schéma pracovního diagramu s osovým a radiálním přetvořením a vyznačenými body pro stanovení přetvárných charakteristik podle vztahů (2.12) až (2.15).

Pro získání zkušeností se stanovováním přetvárných charakteristik hornin v tlaku bylo testováno 7 typů hornin. Jedná se o vybrané horniny uvedené v Tab. 2-3, kde je vyhodnocena pevnost v jednoosém tlaku. Některé z těchto zkušebních těles byly navíc opatřeny lokálními snímači přetvoření a mohly být zkoumány i přetvárné vlastnosti. Výsledné hodnoty modulů a Poissonova čísla jsou uvedeny v Tab. 2-4. Testy byly prováděny v geotechnické laboratoři Centra AdMaS v Brně s použitím fóliových elektrických odporových tenzometrů nalepených na povrchu zkušebních těles. Výjimkou jsou granulity, které autor testoval v průběhu své stáže v laboratoři FMT Graz a jejich deformace byla měřena LVDT snímači. Umístění snímačů ve všech případech respektuje poznatky a doporučení uvedené v kap. 2.2.3.

Tab. 2-4: Hodnoty modulu pružnosti  $E$ , Poissonova čísla  $\nu$ , deformačního modulu  $E_{def}$  a průměrného modulu  $E_{av}$ . Uvedena také rekapitulace průměrné pevnosti v jednoosém tlaku  $\sigma_c$  z Tab. 2-3 a interval napětí pro stanovení  $E$ ,  $\nu$ ,  $E_{def}$ .

Hornina a lokalita	$\sigma_c$ [MPa]	Int. nap. [MPa]	$E$ [GPa]	$\nu$ [-]	$E_{def}$ [GPa]	$E_{av}$ [GPa]
Syenit A – Kamenná	110	5÷55	47,6	0,33	42,7	49,5
Syenit B – Královec	99	2÷25	27,3	0,18	22,5	33,8
Enklávy v syenitu – Královec	126	2÷25	42,4	0,11	39,6	42,8
Droba – Koberžice	206	15÷50	55,1	0,19	49,9	46,6
Pískovec – Žlutava	27	1,4÷7	8,41	0,25	4,46	9,71
Granulit (T) – Horní bory	240	10÷35	69,8	0,19	62,6	68,9
Granulit (II) – Horní Bory	225	10÷35	70,4	0,14	64,8	73,0

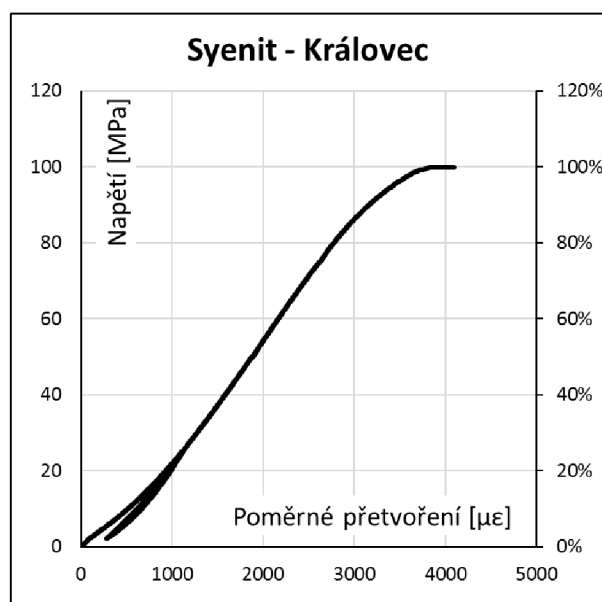
Pozn.: T – zatížení kolmo na plochy foliace; II – zatížení rovnoběžně s plochami foliace. Interval pro stanovení  $E_{av}$  byl 35÷80 %  $\sigma_c$ .

Oba typy syenitu a enklávy vyskytující se v syenitu z Královce byly prvními vzorky s měřením přetvoření. Autor práce, který testy prováděl, neměl předtím žádné praktické zkušenosti s danou problematikou. Hodnoty přetvárných charakteristik těchto hornin uvedené v Tab. 2-4 tedy mohou vykazovat jisté nepřesnosti vyplývající z nedostatku zkušeností operátora s prováděným typem testů. Ve všech případech uvedených v Tab. 2-4 jsou hodnoty stanovené na jednom vzorku. Pouze v případě jemnozrnné droby z Kobeřic a pískovce ze Žlutavy bylo měření přetvoření provedeno na větším množství těles. V Tab. 2-5 jsou doplněny statistické údaje těchto sad zkoušek.

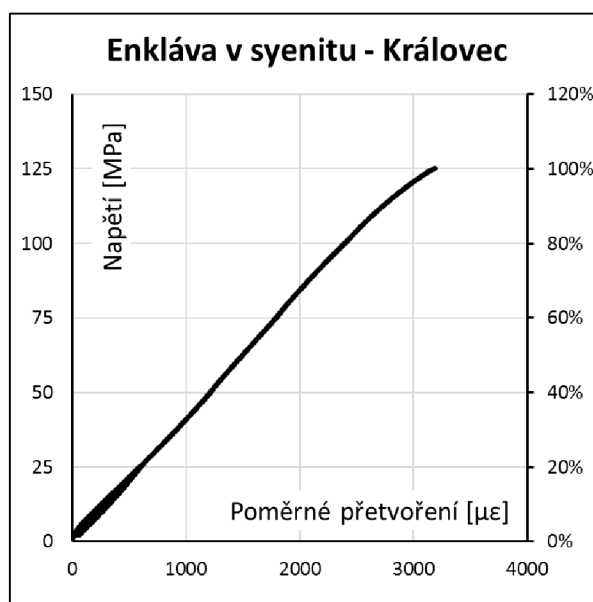
Tab. 2-5: Směrodatné odchylky, variační součinitele přetvárných charakteristik a počty zkoušek droby a pískovce z Tab. 2-4.

Hornina a lokalita	E		ν		E <sub>def</sub>		E <sub>av</sub>		N
	Std [GPa]	Var [%]	Std [-]	Var [%]	Std [GPa]	Var [%]	Std [GPa]	Var [%]	
Droba – Kobeřice	± 5,8	11	± 0,02	8	± 7,4	15	± 5,0	11	3
Pískovec – Žlutava	± 1,56	19	± 0,06	24	± 1,28	29	± 2,55	26	6

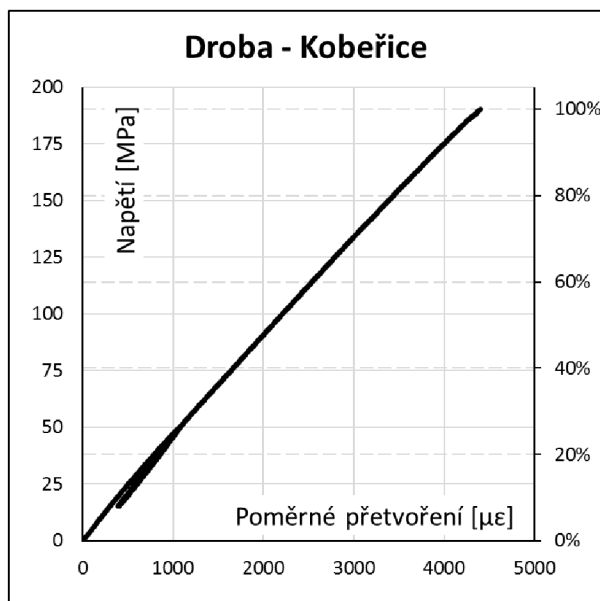
Pracovní diagramy testovaných hornin jsou uvedeny na Obr. 2-17 až Obr. 2-22. Sekundární svislá osa vyjadřuje procentuální podíl napětí z pevnosti v tlaku  $\sigma_c$  dosažené při dané zkoušce. Syenit (Obr. 2-17) a pískovec (Obr. 2-20) vykazují zpevnování na počátku zatěžování a změkčování s blížícím se dosažením hranice pevnosti v jednoosém tlaku. Ostatní uvedené horniny vykazují přibližně lineární deformační chování. Enkláva v syenitu (Obr. 2-18) a granulit zatěžovaný kolmo k plochám foliace (Obr. 2-21) vykazovaly mírné změkčování před dosažením pevnosti v jednoosém tlaku.



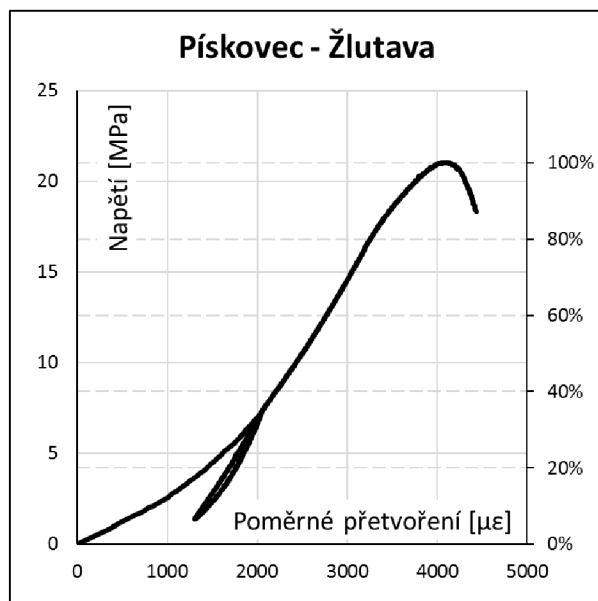
Obr. 2-17: Pracovní diagram testovaného syenitu B z Královce.



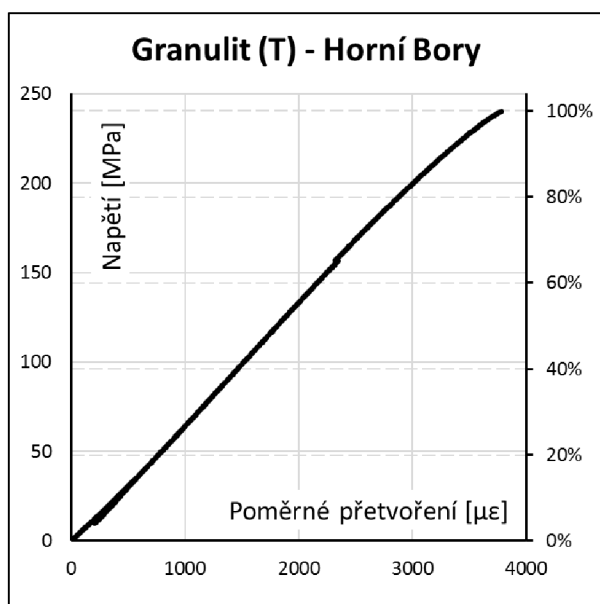
Obr. 2-18: Pracovní diagram testované enklávy v syenitu B z Královce.



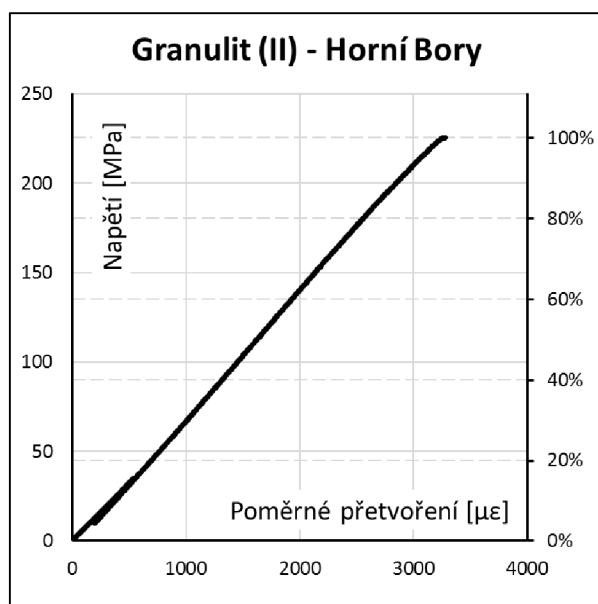
Obr. 2-19: Vybraný pracovní diagram testované droby z Kobeřic.



Obr. 2-20: Vybraný pracovní diagram testovaného pískovce ze Žlutavy.



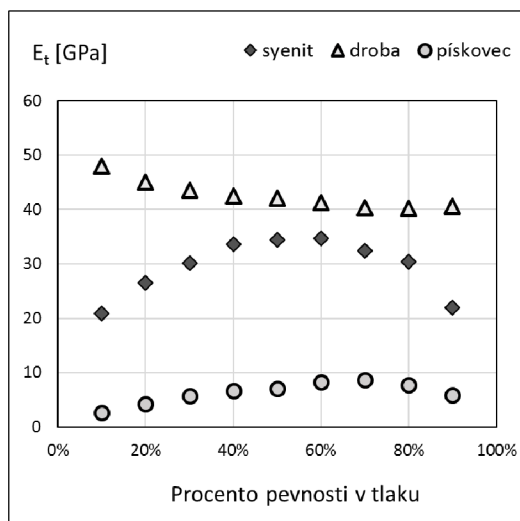
Obr. 2-21: Pracovní diagram testovaného granulitu z Horních Borů. Zatížení nanášeno kolmo k plochám foliace.



Obr. 2-22: Pracovní diagram testovaného granulitu z Horních Borů. Zatížení nanášeno rovnoběžně s plochami foliace.

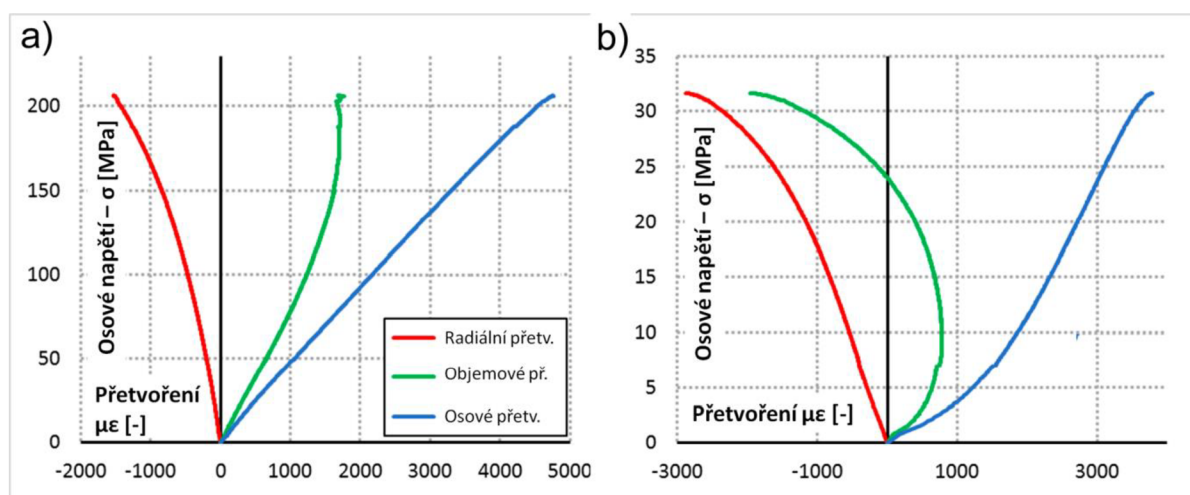
Studie (Závacký a Horák, 2019) zaměřená na srovnání obvykle používaných metodik pro stanovení modulů přetvárnosti (souhrnné označení pro modul pružnosti  $E$  a deformačních modulů –  $E_{def}$ ,  $E_b$ ,  $E_{av}$ ,  $E_{sec}$ ), byla podkladem pro výběr charakteristik uvedených v Tab. 2-4. V rámci této studie byla také provedena analýza vývoje tečnového, neboli okamžitého modulu  $E_t$ , v závislosti na míře vneseného napětí uvedena na Obr. 2-23. Analyzována byla data z pracovních diagramů na Obr. 2-17 (syenit), Obr. 2-19 (droba) a Obr. 2-20 (pískovec). U syenitu a pískovce lze pozorovat podobné chování. Nejprve dochází k růstu modulu, tedy ke zpevňování horniny a následně se tento trend obrací a nastává změkčování.

Tečnový modul  $E_t$  byl přibližně 5x vyšší u syenitu než u pískovce a tento rozdíl se objevil v podobné míře i v hodnotách  $\sigma_c$  (viz Tab. 2-4). Droba dosáhla nejvyšší hodnoty  $E_t$  (40 až 50 GPa), ale modul s rostoucím napětím naopak klesal.



Obr. 2-23: Závislost tečnového modulu  $E_t$  na napětí vzhledem k pevnosti v tlaku  $\sigma_c$  (Závacký a Horák, 2019).

Pro podrobnější poznání deformačního chování hornin je velmi užitečné rozšíření pracovního diagramu osového přetvoření také o složku radiálního a objemového přetvoření. Data ze zkoušky tak mohou posloužit k další analýze horniny. Na Obr. 2-24 jsou uvedeny příklady rozšířených pracovních diagramů pro droba a pískovec. U droby zde stojí za povšimnutí, že objemové přetvoření vykazuje výrazně nelineární trend oproti osovému přetvoření. U pískovce je tento trend ještě výraznější. Pomocí objemového přetvoření tak lze rozpoznat jednotlivé fáze porušování vzorku, jak je vysvětleno v kap. 2.2.3. Z průběhu objemového přetvoření je také možné určit rozsah zatížení vhodný pro stanovení Poissonova čísla. O této problematice autor podrobněji pojednává ve studii (Závacký a Štefaňák, 2019).



Obr. 2-24: Pracovní diagram rozšířený o složku radiálního a objemového přetvoření: a) droba z Koberžic; b) pískovec ze Žlutavy.

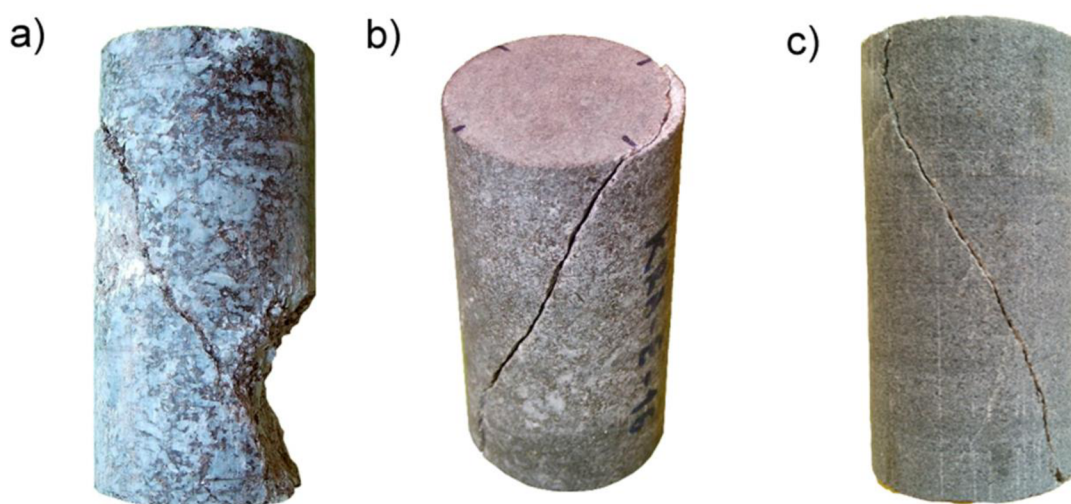
### 2.3.4. Zkouška pevnosti v trojosém tlaku a určení hodnot parametrů podmínky porušení

V průběhu řešení disertační práce bylo provedeno několik sérií triaxiálních zkoušek. Vybrané výsledky jsou uvedeny v Tab. 2-6. Pro testování byla použita válcová zkušební tělesa štíhlosti L/D 2,0 (Obr. 2-25). Po jejich umístění do triaxiální buňky byl izotropně zvyšován komorový tlak až na úroveň požadovaného komorového napětí  $\sigma_3$ . Následně bylo zvyšováno pouze osové napětí  $\sigma_1$  do hodnoty, při které došlo k porušení horniny. Jedná se tedy o zkoušku Typu I (příklad záznamu – Obr. 2-26a). K testování bylo použito zařízení v geotechnické laboratoři Centra AdMaS – lisy se servo-hydraulickým ovládním pomocí jednotek Advantest 9 a Sercomp 7 od výrobce CONTROLS, Hoekova triaxiální buňka (Obr. 2-7a).

Tab. 2-6: Vrcholové pevnosti hornin naměřené při triaxiálních zkouškách. Doplněna i hodnota pevnosti v jednoosém tlaku ( $\sigma_3 = 0$  MPa) pro účely další analýzy.

Komorové napětí:	$\sigma_3$ [MPa]	0	5	10	13,5	15	20
Syenit A – Kamenná	$\sigma_{1,max}$ [MPa]	110	156	207	237	-	280
Syenit B – Královec	$\sigma_{1,max}$ [MPa]	99	129	165	-	-	222
Enklávy v syenitu – Královec	$\sigma_{1,max}$ [MPa]	126	169	210	-	-	248
Droba A – Kobeřice	$\sigma_{1,max}$ [MPa]	206	219	243	-	275	-
Droba B – Oderské v. (?)	$\sigma_{1,max}$ [MPa]	84	125	153	-	-	-
Granulit (T) – Horní bory	$\sigma_{1,max}$ [MPa]	240	298	353	391	-	470
Granulit (II) – Horní Bory	$\sigma_{1,max}$ [MPa]	225	236	259	272	-	301

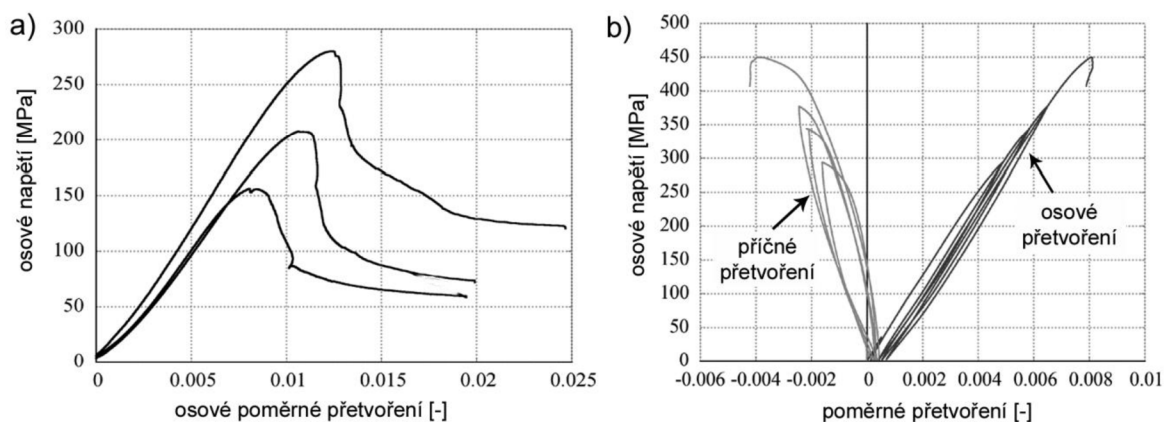
Pozn.:  $\sigma_{1,max}$  – vrcholové napětí; (T) –  $\sigma_1$  kolmo k plochám foliace; (II) –  $\sigma_1$  rovnoběžně s plochami foliace. U droby B není prokazatelně známý původ.



Obr. 2-25: Zkušební tělesa po triaxiální zkoušce: a) – syenit B – Královec; b) – enkláva v syenitu B – Královec; c) – droba A – Kobeřice.

V případě granulitu byly testy realizovány v rámci studijního pobytu v laboratoři FMT Graz a byl proveden test s vícenásobným porušením – Typ II (příklad záznamu – Obr. 2-26b). Zde bylo použito zařízení od výrobce MTS – zatěžovací rám se servo-hydraulickým pohonem,

triaxiální komora „*in-vessel*“ (Obr. 2-7b), LVDT snímače deformace přímo na vzorku, kontrola zatížení radiální deformací vzorku. Výsledky rozsáhlejší studie granulitů, kde se autor dizertace podílel na mechanických testech a rozboru chování granulitu z pohledu MH, byly publikovány v samostatném článku (Havličková et al., 2019).



Obr. 2-26: Příklad pracovních diagramů triaxiálních zkoušek: a) skupina 3 testů Typu I – individuální test (data z testování syenitu A – Kamenná - Tab. 2-6); b) test Typu II – test s vícenásobným porušením (data z testování granulitu (T) – Horní Bory - Tab. 2-6).

Pomocí tabulkového procesoru a optimalizace metodou nejmenších čtverců byly nalezeny hodnoty jednotlivých parametrů v M-C a H-B podmínkách porušení (popis v kap. 2.2.4), které jsou uvedeny v Tab. 2-7. V případě M-C podmínky byla čára porušení konstruována v zobrazení  $\sigma_n$ - $\tau$ . Byla určena kolmá vzdálenost navržené čáry porušení a rovnoběžné tečny pro jednotlivé Mohrovy kružnice reprezentující vrcholové pevnosti horniny. Hodnoty soudržnosti  $c$  a úhlu vnitřního tření  $\varphi$  byly optimalizovány tak, aby součet čtverců výše popsaných kolmých vzdáleností byl nejmenší. Tuto úlohu v tabulkovém procesoru automatizoval Jan Štefaňák z Ústavu geotechniky FAST VUT v Brně.

Pro H-B podmínku porušení byly v souřadnicích hlavních napětí optimalizovány parametry  $\sigma_{ci}$  a  $m_i$ . Pro hodnotu  $\sigma_3$  z jednotlivých testů byla vypočtena hodnota  $\sigma_I$  podle navržené H-B funkce. Výsledek byl srovnán se skutečně naměřenou hodnotou a dopočítal se čtverec tohoto rozdílu. Pomocí iterace  $\sigma_{ci}$  a  $m_i$  byl dosažen nejmenší součet čtverců chyb a dané hodnoty parametrů byly výsledkem optimalizace. V případě H-B podmínky byla navíc dopočtena i předpokládaná tahová pevnost podle vztahu (2.16) (Hoek et al., 2002):

$$\sigma_{t,H-B} = -\frac{s \cdot \sigma_{ci}}{m_i} \quad (2.16)$$

kde  $s$  je materiálová konstanta, která v případě neporušené horniny nabývá hodnotu 1,0,  $\sigma_{ci}$  je modelová pevnost horniny v jednoosém tlaku a  $m_i$  je empirická materiálová konstanta H-B kritéria.

Jako vstupní hodnoty pro určení hodnot parametrů podmínek porušení byly použity výsledky triaxiálních zkoušek doplněné o hodnoty pevnosti v jednoosém tlaku uvedené v Tab. 2-6.



V tomto případě jde o hodnoty vztažené pouze na samotnou neporušenou horninu, bez vlivu diskontinuit, které je nutno zahrnout do úvah o chování horninového masívu jako celku.

Tab. 2-7: Hodnoty parametrů M-C a H-B podmínky porušení.

Podmínka porušení:	Mohr-Coulomb		Hoek-Brown		
Parametr:	c [MPa]	$\phi$ [°]	$\sigma_{ci}$ [MPa]	$m_i$ [-]	$\sigma_{t,H-B}$ [MPa]
Syenit A – Kamenná	19,2	52,6	106,4	26,10	4,1
Syenit B – Královec	20,0	46,2	95,6	15,96	6,0
Enklávy v syenitu – Královec	26,7	46,4	130,2	14,64	8,9
Droba A – Koberžice	45,9	40,7	200,9	8,05	25,0
Droba B – Oderské v. (?)	16,2	48,5	84,7	16,07	5,3
Granulit (T) – Horní bory	35,4	57,0	233,2	29,53	7,9
Granulit (II) – Horní Bory	55,7	36,4	220,4	6,44	34,2

Pozn.:  $c$  – soudržnost;  $\phi$  – úhel vnitřního tření;  $\sigma_{ci}$  – modelová pevnost horniny v jednoosém tlaku;  $m_i$  – materiálová konstanta;  $\sigma_{t,H-B}$  – extrapolovaná pevnost v tahu. U droby B není prokazatelně známý původ.

Prezentace výsledků triaxiálních zkoušek i s vykreslením čáry porušení je obvykle vynášena do souřadnic hlavních napětí, kde se výsledky jednotlivých testů zobrazí jako body, nebo do souřadnic normálového a smykového napětí ( $\sigma_n$ - $\tau$ ), kde je reprezentují Mohrovy kružnice. Druhý uvedený případ je použit i v grafech na Obr. 2-27 až Obr. 2-33.

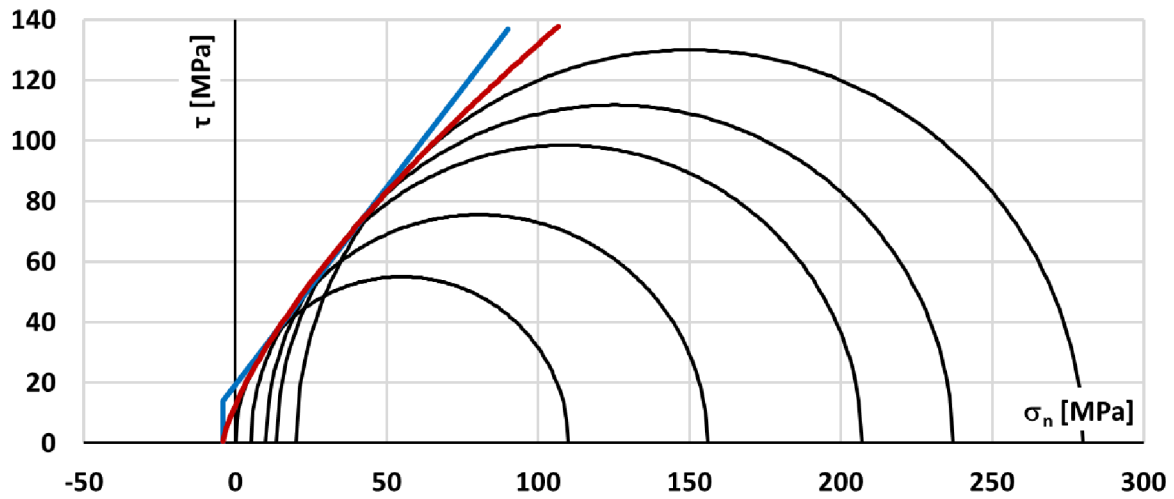
Do M-C podmínky porušení se v mechanice hornin obvykle zavádí doplněk v podobě tzv. „tension cut-off“. Jde o omezení tahové pevnosti, která by byla lineární podmínkou porušení značně nadhodnocena. Hodnotu tohoto omezení je vhodné stanovit na základě laboratorních zkoušek horniny. Pokud taková data nejsou k dispozici, lze použít odhadnuté hodnoty z H-B podmínky porušení. Hodnoty  $\sigma_{t,H-B}$  z Tab. 2-7 byly použity jako limit tahové pevnosti pro M-C podmínku v grafech na Obr. 2-27 až Obr. 2-33. Jelikož hodnoty parametrů H-B podmínky byly určeny v souřadnicích hlavních napětí  $\sigma_1 - \sigma_3$ , bylo nutné převést H-B čáru porušení do zobrazení  $\sigma_n$ - $\tau$  použitého v grafech (Obr. 2-27 až Obr. 2-33) podle následujících vztahů (Hoek et al., 2002):

$$\sigma_n = \frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2} - \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} \cdot \frac{d\sigma_1/d\sigma_3 - 1}{d\sigma_1/d\sigma_3 + 1} \quad (2.17)$$

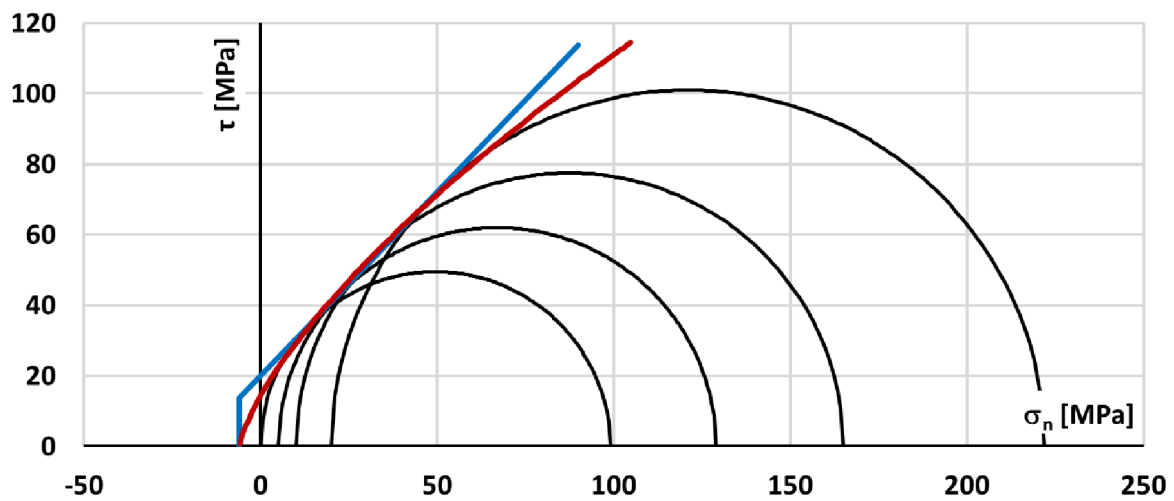
$$\tau = (\sigma_1 - \sigma_3) \frac{\sqrt{d\sigma_1/d\sigma_3}}{d\sigma_1/d\sigma_3 + 1} \quad (2.18)$$

$$d\sigma_1/d\sigma_3 = 1 + a \cdot m_i (m_i \cdot \sigma_3 / \sigma_{ci} + s)^{a-1} \quad (2.19)$$

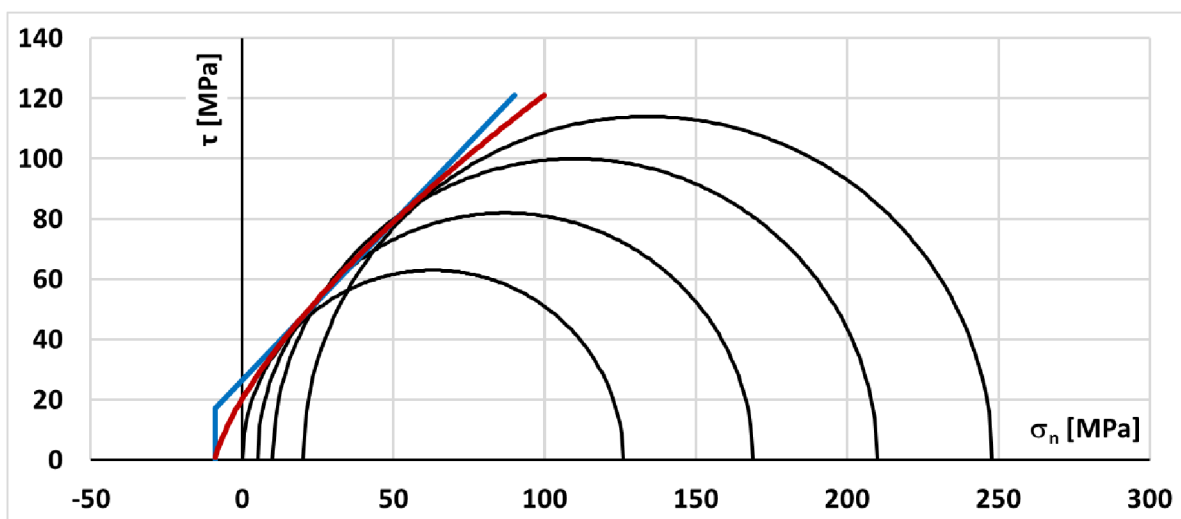
kde  $\sigma_1$ ,  $\sigma_3$  jsou hlavní napětí,  $\tau$  je smykové napětí,  $\sigma_{ci}$  je modelová pevnost horniny v jednoosém tlaku,  $m_i$ ,  $s$ ,  $a$  jsou empirické materiálové konstanty, přičemž je uvažováno  $s=1,0$ ;  $a=0,5$ .



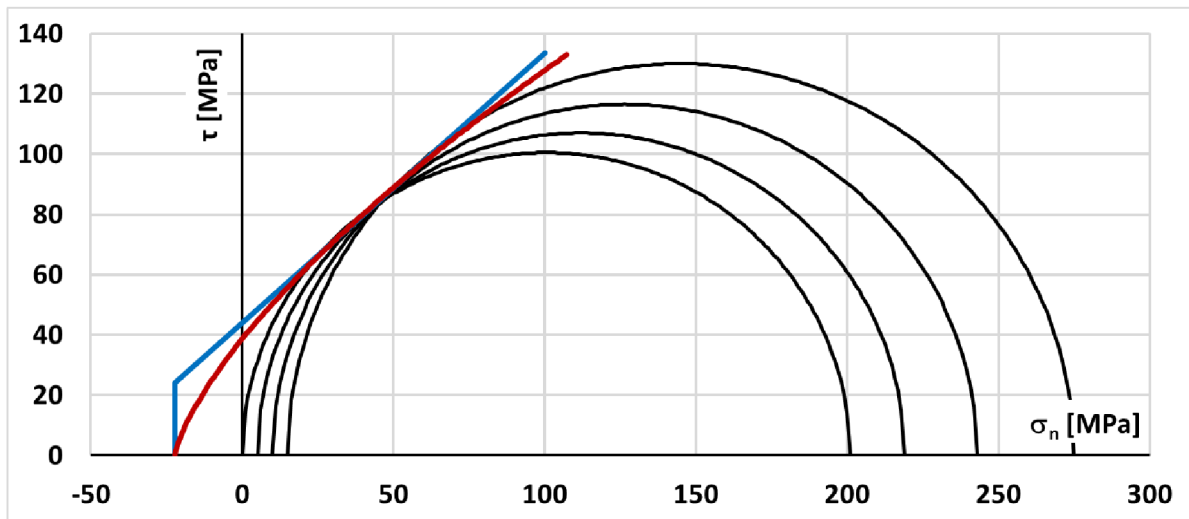
Obr. 2-27: Vyhodnocení triaxiálních zkoušek pro Syenit A – Kamenná (modrá – M-C podmínka porušení, červená – H-B podmínka porušení).



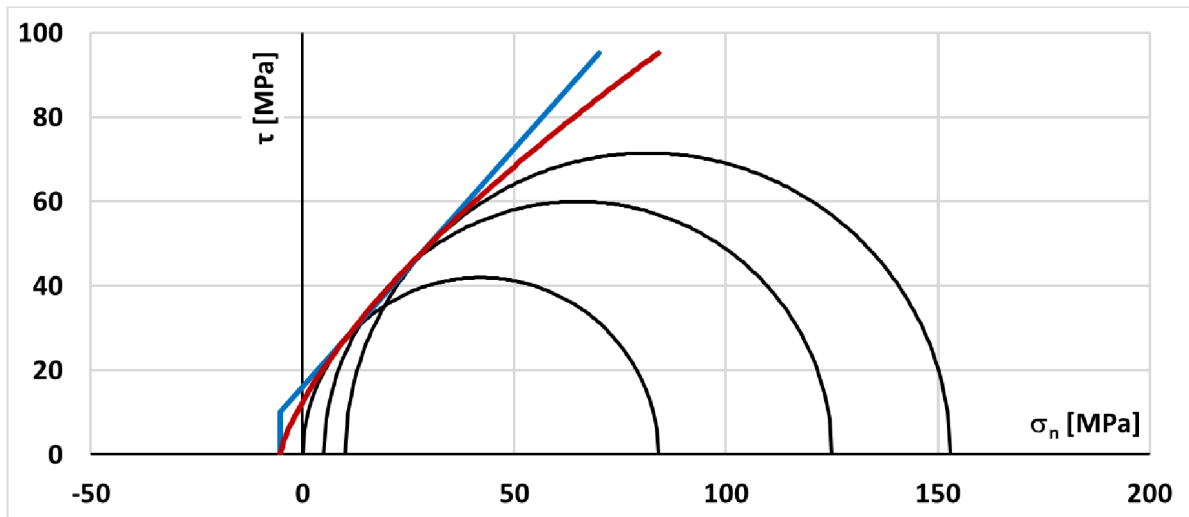
Obr. 2-28: Vyhodnocení triaxiálních zkoušek pro Syenit B – Královec (modrá – M-C podmínka porušení, červená – H-B podmínka porušení).



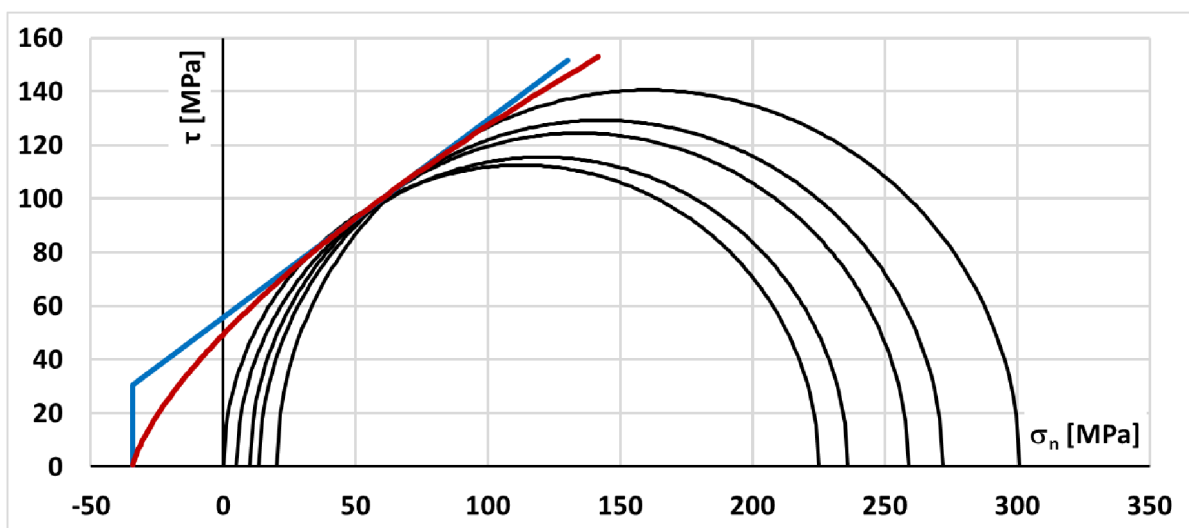
Obr. 2-29: Vyhodnocení triaxiálních zkoušek pro Enklávy – Královec (modrá – M-C podmínka porušení, červená – H-B podmínka porušení).



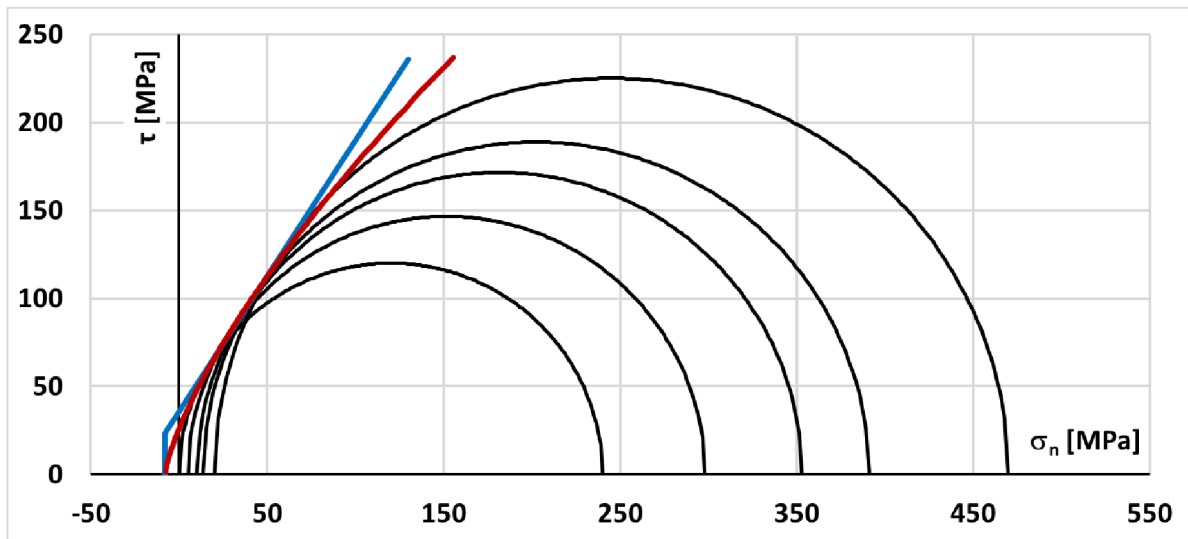
Obr. 2-30: Vyhodnocení triaxiálních zkoušek pro jemnozrnnou Drobu A – Koberice (modrá – M-C podmínka porušení, červená – H-B podmínka porušení).



Obr. 2-31: Vyhodnocení triaxiálních zkoušek pro Drobu B – Oderské vrchy (?) (modrá – M-C podmínka porušení, červená – H-B podmínka porušení).



Obr. 2-32: Vyhodnocení triaxiálních zkoušek pro Granulit (II) – Horní Bory (modrá – M-C podmínka porušení, červená – H-B podmínka porušení).



Obr. 2-33: Vyhodnocení triaxiálních zkoušek pro Granulit (T) – Horní Bory (modrá – M-C podmínka porušení, červená – H-B podmínka porušení).

### 2.3.5. Zkouška pevnosti v příčném tahu

Testy pevnosti v příčném tahu byly v rámci disertační práce provedeny na horninových zkušebních tělesech tvaru disku s preferovaným průměrem profilu NX a poměru  $L/D = 0,5$  při zatížení nanášeném rychlostí 200 N/s v souladu s metodikou ISRM (Bieniawski a Hawkes, 1978). Vzorek byl vložen přímo mezi ploché čelisti lisu bez roznašecích kontaktních prvků. Zaznamenána byla maximální dosažená síla, která byla následně přepočítána na napětí podle zaužívaného vzorce pro tuto zkoušku, definovaného např. v ASTM D 3967-95a:

$$\sigma_{t,sti} = \frac{2 F}{\pi DL} \quad (2.20)$$

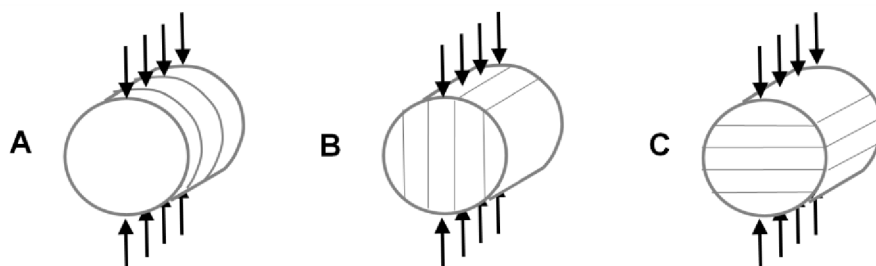
kde  $F$  je maximální dosažená síla,  $D$  je průměr vzorku a  $L$  je délka vzorku.

Přehled naměřených hodnot je uveden v Tab. 2-8. V případě usazených a přeměněných hornin byla zaznamenána orientace zatížení vůči plochám vrstevnatosti, resp. foliace (Obr. 2-34), když ji bylo možné identifikovat. Varianta A znamená orientaci ploch vrstevnatosti (foliace) rovnoběžně s podstavami tělesa a zatížení rovnoběžné s vrstevnatostí (foliací), varianta B má orientaci vrstevnatosti kolmo k podstavám a zatížení rovnoběžné s vrstevnatostí, varianta C má orientaci vrstevnatosti kolmo k podstavám a zatížení rovněž kolmé k vrstevnatosti.

Tab. 2-8: Výsledky provedených sérií zkoušek v příčném tahu. Uvedeny jsou průměrné hodnoty pevnosti a základní statistické parametry pro jednotlivé typy hornin.

Hornina	Geneze horniny	Pevnost v příčném tahu $\sigma_{t, \text{stt}}$ [MPa]	Std [MPa]	Var [%]	N
Syenit – Kamenná	vyvřelá	<b>5,70</b>	$\pm 0,96$	17	6
Syenit – Královec	vyvřelá	<b>9,42</b>	-	-	2
Enklávy v syenitu – Královec	vyvřelá	<b>8,91</b>	-	-	2
Brekcie – Moravská Třebová*	usazená	<b>6,19</b>	$\pm 2,24$	36	22
Droba (jemnozrnná) – Koberžice	usazená	<b>19,4</b>	$\pm 0,63$	3,3	6
Droba (A) dry – Koberžice	usazená	<b>14,8</b>	$\pm 0,75$	5,1	5
Droba (A) wet – Koberžice	usazená	<b>10,6</b>	$\pm 0,76$	7,2	4
Droba (B) dry – Koberžice	usazená	<b>11,9</b>	$\pm 0,77$	6,5	5
Droba (B) wet – Koberžice	usazená	<b>8,51</b>	$\pm 0,52$	6,1	5
Droba (C) dry – Koberžice	usazená	<b>13,9</b>	$\pm 0,70$	5,0	5
Droba (C) wet – Koberžice	usazená	<b>10,7</b>	$\pm 0,16$	1,5	5
Pískovec – Žlutava	usazená	<b>1,37</b>	$\pm 0,31$	23	22
Granulit (A) – Horní Bory	přeměněná	<b>15,1</b>	$\pm 1,83$	12	3

Pozn.: Pevnost – průměrná hodnota; Std - směrodatná odchylka; Var – variační součinitel ( $\text{Std}/\sigma_{t, \text{stt}}$ ); N – počet zkoušek; A, B, C – orientace zatěžování k plochám vrstevnatosti/foliace (viz Obr. 2-34); \* – průměr tělesa 43 mm (vzorky z průzkumných vrtů).

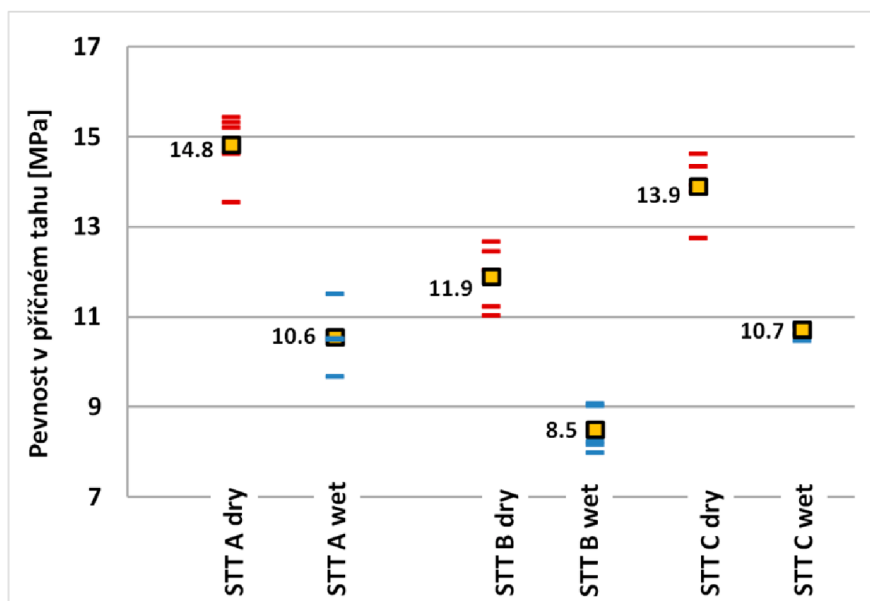


Obr. 2-34: Orientace zatížení zkušebních těles vůči vrstevnatosti, resp. foliaci při zkoušce pevnosti v příčném tahu.

V případě hruboznějších drob s rozpoznatelnou orientací vrstev byla provedena podrobnější studie zaměřená na posouzení anizotropie pevnosti zapříčiněné vrstevnatostí a také na zhodnocení vlivu vody na pevnost horniny (Šujanská a Závacký, 2018). Vlivy těchto činitelů jsou patrné z grafu na Obr. 2-35. Je zde viditelná závislost pevnosti na orientaci vrstevnatosti vůči zatížení a také výrazná redukce pevnosti zapříčiněná obsahem vody v hornině.

Pro účel komparace přímo stanovené tahové pevnosti pomocí modifikovaného tahového testu (MTT) a nepřímo stanovené tahové pevnosti metodou STT byla provedena také srovnávací studie (Závacký, 2019). Účelem studie bylo také získat praktické zkušenosti s MTT metodou. Testy byly sice provedeny na stříkaném betonu, ale metoda je uplatnitelná i pro horniny. Při STT metodě bylo zjištěno nadhodnocení tahové pevnosti o 28 % oproti MTT. Je ale nutno poznamenat, že v rámci FAST VUT v Brně se jednalo o pilotní studii a pouze malého rozsahu (3 tělesa MTT a 8 těles STT). Také citlivost tahové pevnosti různých hornin, resp. umělých

materiálů na použitou zkušební metodu se liší (Li a Wong, 2013). Z uvedeného zjištění tedy nelze vyvodit obecný závěr, že STT neakceptovatelně nadhodnocuje tahovou pevnost.



Obr. 2-35: Studie anizotropie pevnosti droby zapříčiněné vrstevnatostí a vlivu vody na pevnost horniny. STT – Splitting Tensile Test; A,B,C – orientace zatížení k vrstevnatosti (Obr. 2-34); dry/wet – test suchého resp. vodou nasáklého vzorku. Pozn.: čtvercem jsou vyznačeny průměrné hodnoty pevnosti v jednotlivých sadách zkoušek (Šujanská a Závacký, 2018).

### 2.3.6. Zkouška pevnosti při bodovém zatížení

Zkouškou pevnosti při bodovém zatížení byly testovány 3 typy hornin uvedené v Tab. 2-9. Stanovení standardizované hodnoty indexu pevnosti  $I_{s(50)}$  bylo provedeno podle metodiky ISRM (Franklin et al., 1985), která využívá ekvivalentní průměr  $D_e$  a podle přístupu pracujícího přímo s plochou  $A$ , která vznikne při porušení vzorku (Thuro, 2010). V obou případech byla pro každý vzorek vypočtena hodnota  $I_{s(50)}$  podle vztahu (2.8), resp. (2.10). Z těchto hodnot byl následně určen aritmetický průměr pro obě metody vyhodnocení uvedený v Tab. 2-9 spolu se základními statistickými parametry jednotlivých souborů měření. Ekvivalentní průměr  $D_e$  v přístupu ISRM lineárně zvětšuje reálnou plochu porušení  $A$  součinitelem 1,27. Proto jsou hodnoty variačního součinitele  $Var$  v Tab. 2-9 stejné pro obě metodiky.

Tab. 2-9: Hodnoty indexu pevnosti při bodovém zatížení  $I_{s(50)}$  vyhodnocené jako průměrná přepočtená hodnota a  $I_{s(50)}$  stanoven metodou LOGAR.

Hornina a lokalita	$I_{s(50)}$ [MPa]		Std [MPa]		Var [%]	N	$I_{s(50)}$ [MPa] LOGAR	
	ISRM	Thuro	ISRM	Thuro			ISRM	Thuro
Droba jemnozrnná – Kobeřice	<b>8,5</b>	<b>10,2</b>	± 3,05	± 3,68	36	20	<b>8,4</b>	<b>7,2</b>
Droba hrubozrnná – Kobeřice	<b>8,1</b>	<b>9,8</b>	± 2,54	± 3,06	31	18	<b>7,1</b>	<b>6,4</b>
Pískovec – Žlutava	<b>0,81</b>	<b>0,98</b>	± 0,276	± 0,333	34	74	<b>0,93</b>	<b>1,05</b>

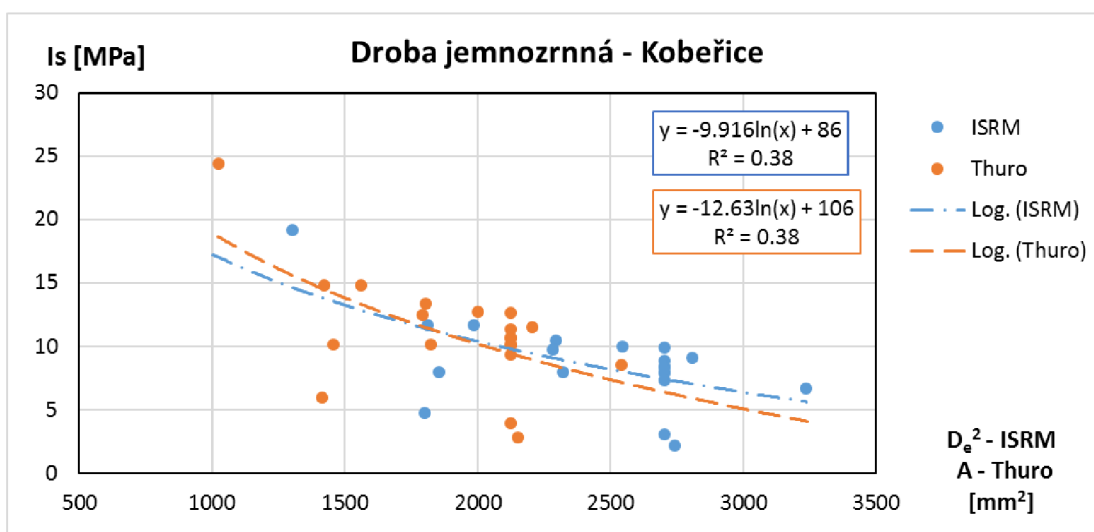
Pozn.: Std - směrodatná odchylka; Var – variační součinitel ( $Std/I_{s(50)}$ ); N – počet zkoušek

Thuro (2010) navrhl pro stanovení hodnoty  $I_{s(50)}$  také tzv. metodou LOGAR. Ta spočívá ve vynesení bodů odpovídajících jednotlivým měřením do grafu v souřadnicích plochy  $A$  vůči neupravenému indexu pevnosti  $I_s$ . Těmito body se proloží regresní logaritmická křivka dle vztahu (2.21) a určí se hodnota  $I_s$  při  $A = 2500 \text{ mm}^2$ , která reprezentuje hodnotu  $I_{s(50)}$ .

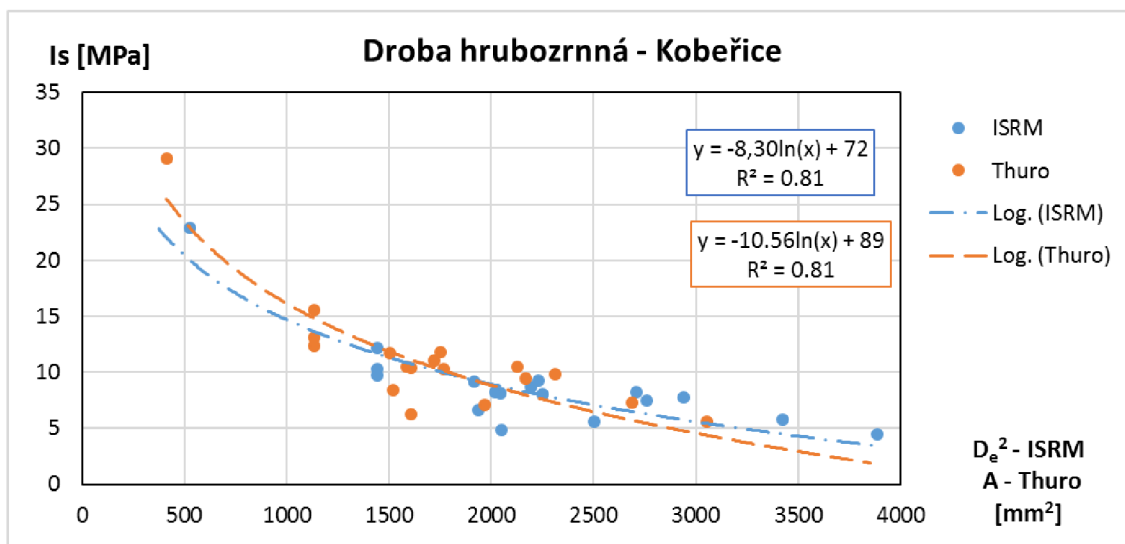
$$I_s = m \cdot \ln(A) + n \quad (2.21)$$

kde  $m, n$  jsou regresní konstanty,  $A$  je plocha porušení.

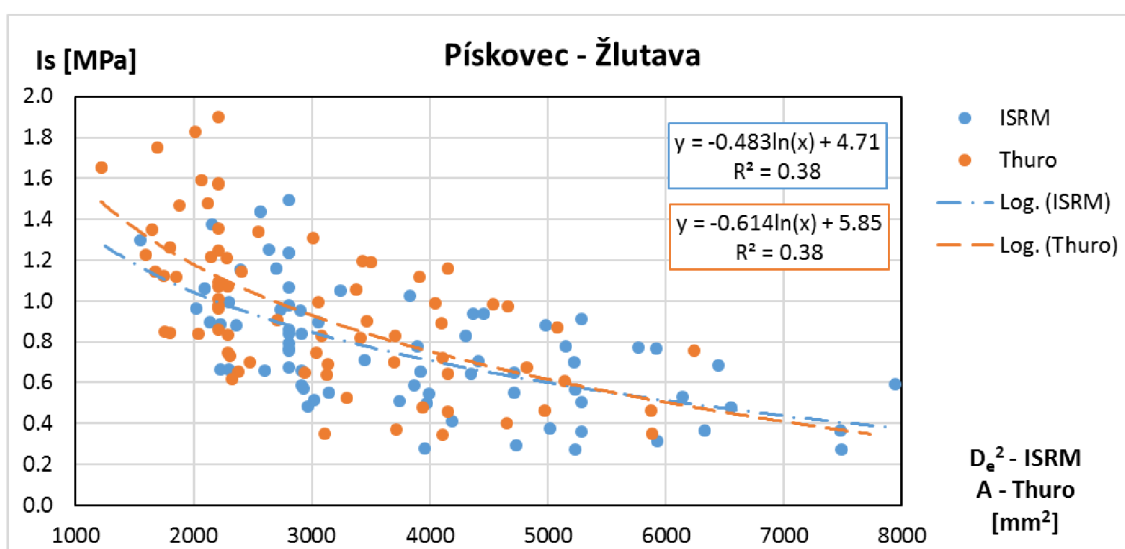
Tímto způsobem byly stanoveny hodnoty  $I_{s(50)}$  LOGAR uvedené v Tab. 2-9. Pro vyhodnocení měření podle metodiky ISRM byla místo plochy  $A$  ve vztahu (2.21) dosazena hodnota  $D_e^2$ . V grafech na Obr. 2-36 až Obr. 2-38 jsou podklady pro vyhodnocení metodou LOGAR pro  $I_s$  stanoveného podle ISRM i podle Thura. V grafech jsou také vykresleny regresní křivky se zápisem příslušných rovnic dle vztahu (2.21). Za povšimnutí v grafech stojí, že zde opět dochází pouze k lineárnímu posunu bodů v důsledku nadhodnocení skutečné plochy při použití ekvivalentního průměru  $D_e$  podle přístupu ISRM. Proto  $R^2$  nabývá stejné hodnoty jak při vyhodnocení ISRM, tak podle Thura.



Obr. 2-36: Vyhodnocení dat z PLT zkoušek jemnozrné droby pomocí metody LOGAR pro určení hodnoty  $I_{s(50)}$ .



Obr. 2-37: Vyhodnocení dat z PLT zkoušek hrubozrnné droby pomocí metody LOGAR pro určení hodnoty  $I_{s(50)}$ .



Obr. 2-38: Vyhodnocení dat z PLT zkoušek pískovce pomocí metody LOGAR pro určení hodnoty  $I_{s(50)}$ .

Koeficient determinace  $R^2$  je u jemnozrnné droby (Obr. 2-36) a pískovce (Obr. 2-38) poměrně nízký (0,38 v obou případech). Pouze u hrubozrnné droby (Obr. 2-37) je hodnota  $R^2$  vyšší (0,81) a logaritmická křivka tak vystihuje trend naměřených hodnot s relativně vysokou výpovědností. Značná variabilita naměřených hodnot může být způsobena tím, že byly testovány horniny s velmi vysokou pevností (droby až nad 200 MPa – viz Tab. 2-3) a naopak s velmi nízkou pevností (pískovec 27 MPa – viz Tab. 2-3). Na této variabilitě se můžou podílet i operátorské chyby a technika zkoušení Durmeková et. al (2013), neboť autor práce měl před prováděním těchto zkoušek jen málo praktických zkušeností s PLT testem.

Vyhodnocení  $I_{s(50)}$  jako průměrné hodnoty je jednodušší, ovšem, vztahy (2.8), resp. (2.10) pro přepočítání  $I_s$  na standardizovanou hodnotu  $D = 50$  mm, byly vytvořeny všeobecně a nemusí tedy zohledňovat specifické chování konkrétního typu horniny. Naopak, metoda LOGAR může případná specifika postihnout. Průměrné hodnoty  $I_{s(50)}$  uvedené v Tab. 2-9 napovídají,



že přístup podle Thura (2010) bude produkovat vyšší hodnoty, než více zaužívaný postup podle ISRM (Franklin et al., 1985). Při uplatnění metody LOGAR již tento trend není tak jednoznačný (viz Tab. 2-9). Při vyhodnocování PLT testu je proto zapotřebí uvádět, jakou metodikou byly hodnoty  $I_{s(50)}$  stanoveny, aby při dalším použití těchto hodnot nedošlo k jejich nesprávné interpretaci.

### 2.3.7. Schmidtova odrazová tvrdost

Schmidtova odrazová tvrdost byla v rámci této dizertační práce měřena v laboratoři zejména na úlomcích hornin vrtného jádra z průzkumných vrtů a neopracovaných blocích horniny určených pro přípravu zkušebních těles jádrovým vrtáním. Pro zkoušky bylo použito kladivo typu L a vzorky byly při testování stabilně uchyceny tak, aby nedocházelo k útlumu odrazu, a tedy ke zkreslení měření. Úder kladiva byl veden vždy svisle dolů, kolmo na válcový povrch vrtného jádra. V případě testování neopracovaných horninových bloků bylo taktéž zajištěno jejich stabilní uložení. Místa měření byla vybírána na relativně rovných plochách s údery vedenými kolmo k povrchu bloku s odklonem od svislice  $\pm 10^\circ$ . Z každé série měření na jednotlivých typech hornin byla vypočtena průměrná hodnota a byla stanovena směrodatná odchylka a variační součinitel. Výsledky jsou uvedeny v Tab. 2-10. Průměrnou hodnotu  $R_{sch}$  lze využít jako vstup do regresních vztahů k odhadu hodnot jiných parametrů, především pevnosti v jednoosém tlaku.

Tab. 2-10: Schmidtova odrazová tvrdost  $R_{sch}$  – uvedeny jsou průměrné hodnoty a statistické parametry pro jednotlivé typy hornin. Měření kladivem typu L.

Hornina a lokalita	Geneze horniny	Odrazová tvrdost $R_{sch}$ [-]	Std [-]	Var [%]	N
Granodiorit – Dolní Kounice	vyvřelá	<b>47</b>	$\pm 10,1$	21	10
Trachyt – Ústí nad Labem	vyvřelá	<b>51</b>	$\pm 3,1$	6	10
Slínovec písčítý – V. Opatovice	usazená	<b>42</b>	$\pm 4,7$	11	20
Vápenec mikritický – Čs. Kras	usazená	<b>38</b>	$\pm 5,9$	16	20
Pískovec křemenný – Děčínsko	usazená	<b>35</b>	$\pm 5,5$	16	40
Tufit – Vrané nad Vltavou	usazená	<b>47</b>	$\pm 3,2$	7	10
Břidlice – Štěchovice	usazená	<b>46</b>	$\pm 5,5$	12	20
Opuka – Česká Skalice	usazená	<b>39</b>	$\pm 6,7$	17	72
Fylit – Železný Brod	přeměněná	<b>26</b>	$\pm 6,9$	27	20
Fylit až kvarcit – Vilémov	přeměněná	<b>33</b>	$\pm 3,9$	12	20
Pararula 1 – Hrob	přeměněná	<b>23</b>	$\pm 4,0$	17	10
Pararula 2 – Pec pod Sněžkou	přeměněná	<b>43</b>	$\pm 5,6$	13	30
Ortorula – Vlastějovice	přeměněná	<b>50</b>	$\pm 5,0$	10	10
Amfibolit – Hanušovice	přeměněná	<b>50</b>	$\pm 2,8$	6	10

Pozn.:  $R_{sch}$  – průměrná hodnota; Std – směrodatná odchylka; Var – variační součinitel ( $Std/R_{sch}$ ); N – počet měření.

Podle Tab. 2-10 dosáhl nejvyšší odrazové tvrdosti  $R_{sch}$  trachyt z Ústí nad Labem (51) a nejnižší pararula z Hrobu (23). Ve skupině přeměněných hornin se vyskytují relativně

vysoké tvrdosti (ortorula, amfibolit), ale také relativně nízké (fylit, pararula 1), co pro uvedené usazené horniny není až tak výrazné. Nejvyšší variabilitu dosahuje fylit a granodiorit. Nejnižší variabilitu vykazují jemnozrnné horniny trachyt, tufit a amfibolit s relativně vysokou pevností v jednoosém tlaku (viz Tab. 2-3).

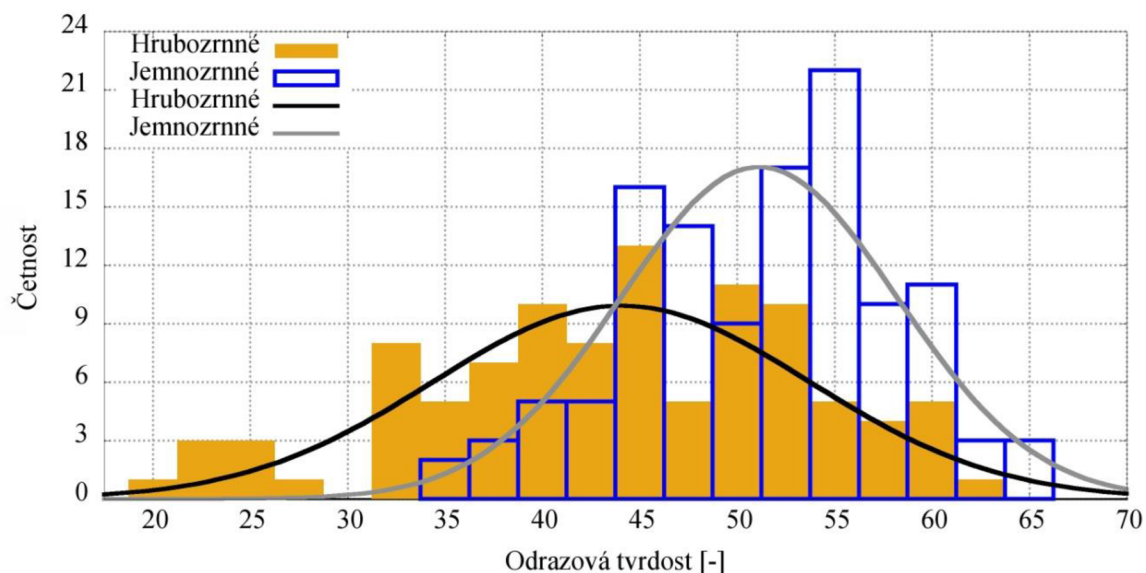
Na drobě z lokality Kobeřice a pískovci z lokality Žlutava bylo provedeno podrobné měření Schmidtovým kladivem za účelem studia faktorů ovlivňujících tuto tvrdoměrnou zkoušku. Zkoušky byly rozčleněny podle struktury horniny na jemnozrnnou, resp. hrubozrnnou a podle úpravy testovaného vzorku na neopracované bloky, resp. vrtné jádro. Z výsledků shrnutých v Tab. 2-11 je patrné, že hodnota odrazu  $R_{sch}$  je obecně vyšší v případě bloků horniny, které byly značně větší (hmotnost 20 až 50 kg) než vrtné jádro (průměr 54 mm). To odpovídá výsledkům pozorování ve studii Demirdag et al. (2009), kteří identifikovali kritickou velikost vzorku pro testování Schmidtovým kladivem jako krychli s hranou délky 11 cm. Je-li vzorek menší, hodnota odrazu se snižuje a je-li větší, již nedochází k ovlivnění hodnoty odrazu.

Rovněž si v Tab. 2-11 lze povšimnout, že variabilita měření klesá, nebo je přibližně stejná (jemnozrnný pískovec) při testování hladkého povrchu vrtného jádra ve srovnání s neupraveným povrchem bloku. Tuto závislost potvrzuje také studie Katz et al. (2000). Dále byly u droby pozorovány systematicky nižší hodnoty odrazu ve vzdálenosti kratší než 5 cm od konce vrtného jádra ve srovnání s odrazy ve větší vzdálenosti (tyto hodnoty nejsou zahrnuty ve výsledcích v Tab. 2-11). Tento efekt se u studovaného pískovce neprojevil. V testovaném souboru hornin (Tab. 2-11) se také objevuje trend snižování odrazové tvrdosti a zvyšování její variability v důsledku hrubozrnnější struktury (viz také Obr. 2-39 a Obr. 2-40). Vliv struktury horniny, původu a reliéfu testované plochy na hodnoty Schmidovy odrazové tvrdosti autor práce rozvedl ve studii analyzující data neměřená na pískovci z lokality Žlutava (Závacký a Závacký, 2019), ve které přichází k závěru, že zmíněné faktory je potřebné zohlednit při vyhodnocování odrazových zkoušek.

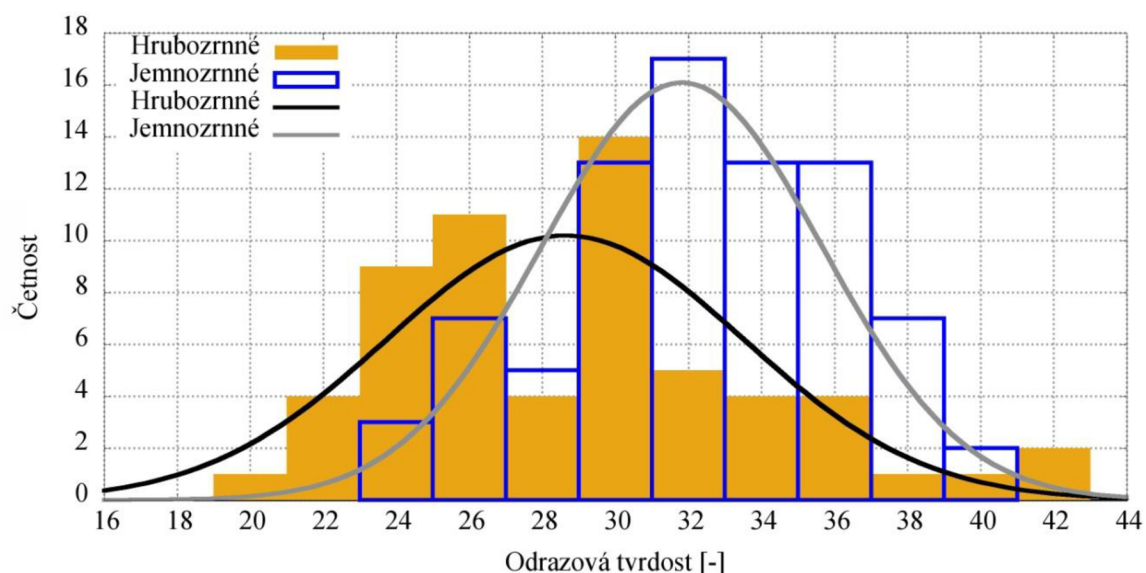
Tab. 2-11: Podrobný rozbor měření pomocí Schmidtova kladiva pro vybrané typy hornin. Měření kladivem typu L.

Hornina a lokalita	Velikost zrn v hornině	Typ vzorku	Odrazová tvrdost $R_{sch}$ [-]	Std [-]	Var [%]	N
Droba – Kobeřice	do 1 mm	bloky	<b>51</b>	± 7,1	14	120
Droba – Kobeřice	do 1 mm	vrtné jádro	<b>48</b>	± 2,1	4	40
Droba – Kobeřice	do 10 mm	bloky	<b>44</b>	± 9,7	22	100
Pískovec – Žlutava	do 1 mm	bloky	<b>32</b>	± 3,8	12	80
Pískovec – Žlutava	do 1 mm	vrtné jádro	<b>23</b>	± 3,0	13	20
Pískovec – Žlutava	do 3 mm	bloky	<b>29</b>	± 4,9	17	60
Pískovec – Žlutava	do 3 mm	vrtné jádro	<b>14</b>	± 2,9	21	19

Pozn.:  $R_{sch}$  – průměrná hodnota; Std – směrodatná odchylka; Var – variační součinitel ( $Std/R_{sch}$ ); N – počet měření; \* – měření na neopracovaném bloku.



Obr. 2-39: Histogram odrazové tvrdosti  $R_{sch}$  (kladivo typu L) naměřené na drobě z Koberžic po rozčlenění na jemnozrnnou a hrubozrnnou strukturu horniny. Vykresleny jsou i průběhy funkcí hustoty pravděpodobnosti normálního rozdělení, kterých parametry jsou uvedeny v Tab. 2-11.



Obr. 2-40: Histogram odrazové tvrdosti  $R_{sch}$  (kladivo typu L) naměřené na pískovci ze Žlutavy po rozčlenění na jemnozrnnou a hrubozrnnou strukturu horniny. Vykresleny jsou i průběhy funkcí hustoty pravděpodobnosti normálního rozdělení, kterých parametry jsou uvedeny v Tab. 2-11.

### 2.3.8. Shoreho odrazová tvrdost

Měření pomocí Shoreho přístroje typu D bylo realizováno na zkušebních tělesech tvaru válce určených na testy pevnosti v jednoosém tlaku. Na jednom vzorku bylo změřeno 10 odrazů na každé podstavě, spolu tedy 20 hodnot. V případě droby (Koberžice) a pískovce (Žlutava) bylo na každé podstavě změřeno pouze 5 hodnot, ale počet testovaných těles byl větší, takže celkový počet měření byl 100, jako pro většinu zde studovaných hornin. U křemenného

pískovce (Děčínsko) a fylitu až kvarcitu (Vilémov) bylo dostupných více zkušebních těles. Naopak, ze vzorků fylitu (Železný Brod) a pararuly (Hrob) bylo možné připravit méně zkušebních těles z důvodu značně porušené horniny. Pro jednotlivý typ horniny byla pak ze všech naměřených hodnot stanovena průměrná hodnota  $R_{sh}$ , směrodatná odchylka a variační součinitel (viz Tab. 2-12).

Tab. 2-12: Shoreho odrazová tvrdost  $R_{sh}$  – uvedeny jsou průměrné hodnoty a statistické parametry pro jednotlivé typy hornin. Měřeno přístrojem typu D.

Hornina a lokalita	Geneze horniny	Odrazová tvrdost $R_{sh}$ [-]	Std [-]	Var [%]	N
Granodiorit – Dolní Kounice	vyvřelá	<b>68</b>	± 6,6	10	100
Trachyt – Ústí nad Labem	vyvřelá	<b>67</b>	± 5,8	9	100
Slínovec písčítý – V. Opatovice	usazená	<b>37</b>	± 5,2	14	100
Vápenec mikritický – Čs. Kras	usazená	<b>46</b>	± 5,0	11	100
Pískovec křemenný – Děčínsko	usazená	<b>35</b>	± 8,5	24	160
Tufit – Vrané nad Vltavou	usazená	<b>74</b>	± 7,0	9	100
Břidlice – Štěchovice	usazená	<b>65</b>	± 5,3	8	100
Opuka 1 – Česká Skalice	usazená	<b>59</b>	± 4,2	7	80
Opuka 2 – Česká Skalice	usazená	<b>52</b>	± 6,3	12	80
Droba jemnozrná – Kobeřice	usazená	<b>77</b>	± 7,0	9	100
Pískovec – Žlutava	usazená	<b>39</b>	± 11,0	28	100
Fylit – Železný Brod	přeměněná	<b>34</b>	± 6,3	19	20
Fylit až kvarcit – Vilémov	přeměněná	<b>68</b>	± 6,7	10	140
Pararula 1 – Hrob	přeměněná	<b>38</b>	± 13,3	35	40
Pararula 2 – Pec pod Sněžkou	přeměněná	<b>69</b>	± 8,5	12	80
Ortorula – Vlastějovice	přeměněná	<b>67</b>	± 8,0	12	80
Amfibolit – Hanušovice	přeměněná	<b>59</b>	± 10,2	17	100

Pozn.:  $R_{sh}$  – průměrná hodnota; Std – směrodatná odchylka; Var – variační součinitel ( $Std/R_{sh}$ ); N – počet měření.

Hodnoty naměřené odrazové tvrdosti  $R_{sh}$  (Tab. 2-12) se pohybují od 34 do 77. Nejnižší hodnotu odrazové tvrdosti dosáhl fylit ze Železného Brodu a naopak nejvyšší droba z Kobeřic. Shoreho odrazová tvrdost charakterizuje pro jedno měření jen velmi malý objem testovaného materiálu. Pokud se jedná o hruboznější horninu s velmi odlišnými vlastnostmi jednotlivých stavebních částic, jako například pararula (viz Tab. 2-12), lze očekávat velkou variabilitu jednotlivých měření. Vyšší variabilita (17 %) se projevila také u amfibolitu, kde byla zřejmě vyvolána přítomností křemenných žilek v hornině. V případě pískovců (Děčínsko a Žlutava) může být důvodem poměrně vysoké variability naměřených hodnot pórovitá struktura horniny. Zkušební hrot přístroje dopadá na poměrně tvrdá minerální zrna, nebo naopak do mezer mezi zrny. Je proto nutné provést dostatečně velký počet měření, aby byl materiál homogenně charakterizován jako celek. Hodnoty variačního součinitele Var v Tab. 2-12 se pohybují většinou kolem 10 %. Lze tedy předpokládat, že v těchto případech je hornina výstižně charakterizována jako celek.

### 3. Korelační analýza

Přímé měření některých vlastností hornin vyžaduje komplikovanou přípravu, nebo komplikované provedení laboratorních zkoušek. Někdy také vybavení, kterým laboratoře MH běžně nedisponují. Jako příklad můžeme uvést pevnost v tahu, jejíž stanovení a související problémy byly popsány v kap. 2.2.5. Z těchto důvodů se věnuje úsilí také hledání korelačních vztahů mezi jednotlivými vlastnostmi hornin a objasňování jejich podstaty a fyzikálních souvislostí. Existuje-li významná korelace mezi určitými parametry hornin, lze odvodit také relativně spolehlivý regresní vztah pro odhad velikosti hledané vlastnosti. Často jde o využití jednoduchých indexových a nedestruktivních zkoušek, které lze uplatnit při prvotní klasifikaci hornin v poli. Na základě takovýchto odhadů pak lze upřesnit a zefektivnit plán náročnějších laboratorních zkoušek.

Jedním z cílů této dizertační práce je prozkoumat možnost odvození složitěji měřitelných parametrů hornin na základě těch jednodušeji měřitelných. Pro korelační analýzu byly vybrány tyto čtyři vlastnosti, které lze z pohledu praxe jednoduše měřit:

- Objemová hmotnost,
- Index pevnosti při bodovém zatížení,
- Schmidtova odrazová tvrdost,
- Shoreho odrazová tvrdost.

Uvedené vlastnosti jsou v této práci korelovány s pevností v jednoosém tlaku a pevností v příčném tahu, které jsou považovány za základní pevnostní charakteristiky hornin a jsou využívány i jako klasifikační vlastnosti (Durmeková et al., 2013).

Jednoduchými, rychlými zkouškou s minimálními náklady, z nichž některé jsou proveditelné i v terénu, tak dokážeme snížit potřebu provádění testu, pro který je nutno dovézt vzorky do laboratoře, připravit zkušební tělesa a za pomoci relativně drahých přístrojů přímo stanovit pevnost.

#### 3.1. Metodika zpracování dat

V kapitole 2 byly podrobně přezkoumány jednotlivé laboratorní zkoušky sloužící ke zjištění hodnot hledaných parametrů pevnosti, či přetvárných charakteristik. Byla také popsána variabilita zkušebních postupů a sledován vliv provedení zkoušky na výsledky. Vzhledem k citlivosti výsledků na detaily provedení zkoušky nejsou výsledky získané autorem zcela vhodné k rozsáhlejší korelační analýze. V čase určeném pro řešení dizertace se rovněž ukázalo jako velmi náročné nasbírat vlastní, dostatečně velký soubor dat k analýze a proto byly využity zejména externí zdroje.

Při výběru dat vhodných ke korelační analýze byla zvažována následující kritéria: jednotnost v metodice testování (ideálně to, aby data pocházela z jedné laboratoře), pestrost druhového složení testovaných hornin, množství dostupných dat. Těmto požadavkům dobře odpovídá

publikace „Inžinierskogeologický atlas hornin Slovenska“ (Holzer et al., 2009 – dál uváděno: „IG atlas“). Její rozsáhlá databáze je navíc dostupná v digitální podobě, čím ulehčuje další práci s daty. Atlas obsahuje řadu pevnostních a indexově-pevnostních zkoušek, na jejichž srovnání se právě tato dizertační práce zaměřuje. Výhodou v tomto případě je i značná podobnost používaných metodik testování hornin v České a Slovenské republice, daná společnou historií.

Z „IG atlasu“ byly vybrány pro další analýzu dvě skupiny vyvřelých hornin (granitoidy a vulkanity) a dvě skupiny usazených hornin (klastické a karbonátové sedimenty) uvedené v Tab. 3-1. Přeměněné horniny jsou v této databázi zastoupeny výrazně méně a jednotlivé litologické typy obsahují často pouze jednu lokalitu. Přeměněné horniny také často vykazují specifické neizotropní chování zapříčiněné foliací (Brosch et al., 2000), tudíž se složitěji popisují jejich mechanické vlastnosti. Z těchto důvodů nebyly přeměněné horniny zařazeny do zde provedené korelační analýzy.

Tab. 3-1: Přehled dat převzatých z IG atlasu hornin Slovenska ke korelační analýze (Holzer et al., 2009).

Skupina hornin	ID lokalit	Statistický popis	$\rho_d$ [kg/m <sup>3</sup> ]	$\sigma_c$ [MPa]	$\sigma_{t,stit}$ [MPa]	$I_{s(50)}$ [MPa]	$R_{sch}$ [-]
Všechny lokality spolu		N	127				
		min	1291	12	1,0	0,65	12
		max	2937	364	21,7	13,12	61
		medián	2668	122	8,7	3,73	46
Granitoidy	301÷314	N	14				
		min	2613	77	4,5	1,81	31
		max	2798	207	15,0	6,18	61
		medián	2679	158	10,7	4,68	43
Vulkanity (ryolity, andezity, bazalty, tufy)	401÷404, 801÷836	N	40				
		min	1291	12	1,0	0,65	12
		max	2937	364	20,1	13,12	59
		medián	2581	131	11,3	6,40	49
Klastické sedimenty (pískovce, slepence, křemence)	405÷406, 605, 611, 615, 701÷714	N	19				
		min	2473	83	4,6	0,85	39
		max	2736	237	15,5	10,66	60
		medián	2636	115	7,9	3,65	45
Karbonátové sedimenty (vápence, dolomity)	501÷542, 601÷604, 606÷610, 612÷614	N	54				
		min	2313	41	2,9	0,97	24
		max	2850	227	21,7	6,94	60
		medián	2703	112	7,1	3,47	46

Pozn.:  $\rho_d$  – objemová hmotnost suché horniny;  $\sigma_c$  – pevnost v jednoosém tlaku;  $\sigma_{t,stit}$  – pevnost v příčném tahu;  $I_{s(50)}$  – index pevnosti při bodovém zatížení;  $R_{sch}$  – Schmidtova odrazová tvrdost (měřeno kladivem typu L); N – počet lokalit.

Pro analýzu Shoreho odrazové tvrdosti byly použity hodnoty naměřené autorem práce. Tato zkouška je v rámci České a Slovenské republiky momentálně málo frekventovaná, z čeho vyplývá špatná dostupnost již naměřených dat, které odpovídají výše zmíněným požadavkům.

Dvojice korelovaných vlastností uvedeny v kap. 3.2 byly analyzovány pro soubor všech lokalit a pro jednotlivé skupiny hornin (viz Tab. 3-1). Jedna z dvojice zkoumaných vlastností, je považována za nezávislou proměnnou  $x$  a druhá vlastnost je pak považována za závislou proměnnou  $y$ . Míra korelace byla zjištěna Pearsonovým testem, kde výsledkem je korelační koeficient  $r_{xy}$  (Wikipedia, 2020):

$$r_{xy} = \frac{\sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x})(y_i - \bar{y})}{\sqrt{\sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x})^2} \sqrt{\sum_{i=1}^n (y_i - \bar{y})^2}} \quad (3.1)$$

kde  $x_i, y_i$  jsou jednotlivá měření korelovaných veličin a  $\bar{x}, \bar{y}$  jsou střední hodnoty korelovaných veličin. Míra korelace byla posouzena podle rozdělení uvedeného v Tab. 3-2.

Tab. 3-2: Míra korelace podle hodnoty korelačního koeficientu  $r_{xy}$  (Evans, 1995 in: Meghanathan, 2016).

Interval $r_{xy}$	Míra korelace	Interval $r_{xy}$	Míra korelace
0,80 až 1,00	Velmi silná pozitivní	-1,00 až -0,80	Velmi silná negativní
0,60 až 0,79	Silná pozitivní	-0,79 až -0,60	Silná negativní
0,40 až 0,59	Střední pozitivní	-0,59 až -0,40	Střední negativní
0,20 až 0,39	Slabá pozitivní	-0,39 až -0,20	Slabá negativní
0,00 až 0,19	Velmi slabá pozitivní	-0,19 až -0,01	Velmi slabá negativní

Tab. 3-3: Použité typy regresních funkcí, kde  $a, b$  jsou parametry regresní funkce.

Typ regresní funkce	Rovnice	Transformace pro lineární regresi
Lineární (Lin)	$y = a \cdot x + b$	-
Logaritmická (Log)	$y = a \cdot \ln x + b$	-
Exponenciální (Exp)	$y = a \cdot e^{bx}$	$\ln y = \ln a + b \cdot x$
Mocninová (Moc)	$y = a \cdot x^b$	$\log y = \log a + b \cdot \log x$

Soubor všech lokalit a dále skupiny hornin se střední a vyšší mírou korelace ( $r_{xy} > 0,4$ ) analyzovaných veličin byly dále podrobeny regresní analýze. Nezávislá proměnná  $x$  vysvětluje závislou proměnnou  $y \Rightarrow x$  je vysvětlující a  $y$  je vysvětlovaná veličina. Pomocí metody nejmenších čtverců (vztah (3.2)) byly daty prokládány čtyři typy křivek (viz Tab. 3-3), kterými lze vystihnout různé trendy závislosti veličin. Z těchto křivek byl vybrán nej přesnější regresní vztah, se kterým se dál pracovalo.

$$S_{rez} = \sum_{i=1}^n (y_i - \hat{y}_i)^2 \rightarrow \text{podmínka } S_{rez} = \min \quad (3.2)$$

kde  $S_{rez}$  je reziduální součet čtverců,  $y_i$  jsou jednotlivá měření vysvětlované veličiny a  $\hat{y}_i$  je odhad vysvětlované veličiny pomocí regresní funkce (převzato a upraveno z: (Novovičová, 2006)). Minimální hodnota  $S_{rez}$  byla nalezena pomocí modulu „solver“ v programu MS Excel, kde byly optimalizovány parametry regresních funkcí  $a$ ,  $b$  uvedených v Tab. 3-3. Pro exponenciální a mocninovou funkci byla nutná transformace, aby bylo možné provést lineární regresi. V této transformaci byly hledány hodnoty koeficientů  $a$ ,  $b$  a určena velikost koeficientu determinace  $R^2$ . Pro další práci byly vztahy převedeny zpět do základního tvaru.

Pomocí koeficientu determinace  $R^2$  byla pak vybrána nejpřesnější regresní funkce.

$$R^2 = 1 - \frac{S_{rez}}{S_{tot}} = 1 - \frac{\sum_{i=1}^n (y_i - \hat{y}_i)^2}{\sum_{i=1}^n (y_i - \bar{y})^2} \quad (3.3)$$

kde  $S_{rez}$  je reziduální součet čtverců,  $S_{tot}$  je celkový součet čtverců,  $y_i$  jsou jednotlivá měření vysvětlované veličiny a  $\hat{y}_i$  je odhad vysvětlované veličiny pomocí regresní funkce a  $\bar{y}$  je střední hodnota vysvětlované veličiny. Hodnota  $R^2 \in \langle 0; 1 \rangle$ . Hodnoty  $R^2$  blízké 0 naznačují, že regresní rovnice není příliš užitečná pro predikování. Naproti tomu, hodnoty  $R^2$  blízké 1 naznačují, že regresní rovnice je velice užitečná pro predikování (Novovičová, 2006).

Dále byla na zkoumaných datech ověřena spolehlivost vybraných regresních vztahů vyskytujících se v literatuře, které se týkají korelované dvojice vlastností hornin. Pro jednotlivé pozorované body byl vypočten odhad podle testované regresní funkce. Následně byla stanovena chyba jednotlivých odhadů:

$$\varepsilon_i = \frac{\hat{y}_i - y_i}{y_i} \cdot 100 \% \quad (3.4)$$

kde  $\varepsilon_i$  je chyba odhadu jednotlivého bodu vyjádřena v procentech,  $\hat{y}_i$  je odhad vysvětlované veličiny pomocí regresní funkce a  $y_i$  jsou jednotlivá měření vysvětlované veličiny. Ze všech  $\varepsilon_i$  pro jednotlivé regresní funkce byly stanoveny základní statistické charakteristiky – minimum a maximum, střední hodnota, směrodatná odchylka a medián.



## 3.2. Dílčí korelační a regresní vztahy

### 3.2.1. Objemová hmotnost – Pevnost v jednoosém tlaku

Posouzení korelace mezi objemovou hmotností a pevností v jednoosém tlaku je uvedeno v Tab. 3-4. Všechny skupiny hornin projevily pozitivní korelaci, přičemž nejsilnější je u vulkanitů a nejnižší, je u granitoidů.

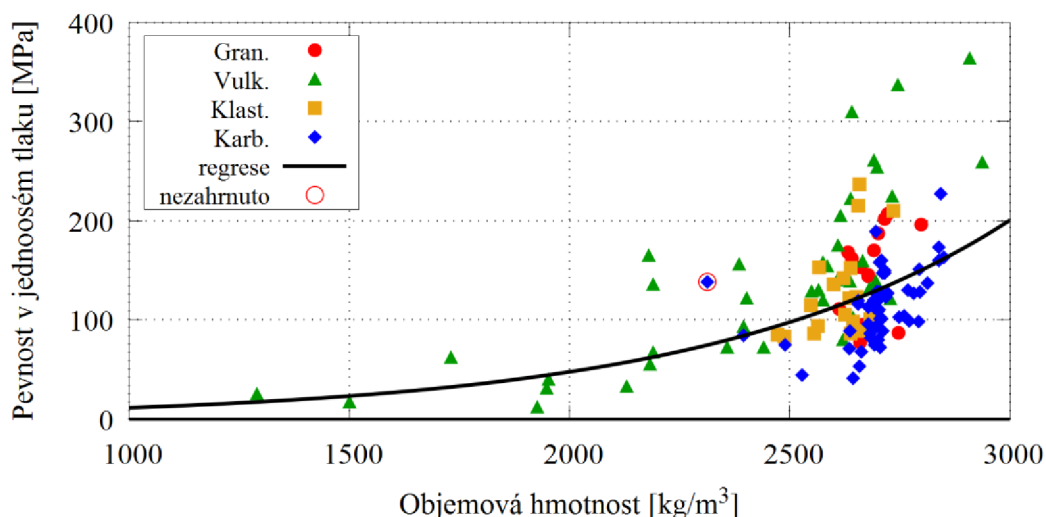
Tab. 3-4: Míra korelace objemové hmotnosti a pevnosti v jednoosém tlaku podle studovaných skupin hornin a jejich další zařazení k regresní analýze.

Skupina hornin	Korelační koeficient $r_{xy}$	Míra korelace	Regresní analýza
Všechny lokality	0,480	Střední pozitivní	$r_{xy} > 0,4 \Rightarrow$ ANO
Granitoidy	0,365	Slabá pozitivní	$r_{xy} < 0,4 \Rightarrow$ NE
Vulkanity	0,708	Silná pozitivní	$r_{xy} > 0,4 \Rightarrow$ ANO
Klastické sedimenty	0,501	Střední pozitivní	$r_{xy} > 0,4 \Rightarrow$ ANO
Karbonátové sedimenty	0,595	Střední pozitivní	$r_{xy} > 0,4 \Rightarrow$ ANO

Regresní analýzou popsanou v kap. 3.1 byly nalezeny hodnoty parametrů  $a$ ,  $b$  jednotlivých typů regresních funkcí, které jsou uvedeny v Tab. 3-3 pro každou studovanou skupinu hornin. Dále byla vypočtena hodnota koeficientu determinace  $R^2$ , podle které byl vybrán pro daný případ nejpřesnější typ regresní funkce (viz Tab. 3-5). Pro všechny skupiny hornin podrobených regresní analýze je nejvhodnější exponenciální funkce, přičemž pro vulkanity je regrese nejpřesnější. Ve skupině karbonátových sedimentů nebyla uvažována lokalita č. 528, která představuje odlehlé měření ( $\rho = 2313 \text{ kg/m}^3$ ,  $\sigma_c = 138 \text{ MPa}$ ) (viz Obr. 3-1 a 3-2) s výrazným vlivem na přesnost regresní křivky. Zahrneme-li tento bod do korelační analýzy, pro karbonáty klesne hodnota Pearsonova součinitele  $r_{xy}$  na 0,44 (srovnej s Tab. 3-4) a koeficient determinace  $R^2$  ve vztahu (3.7) klesne na 0,19.

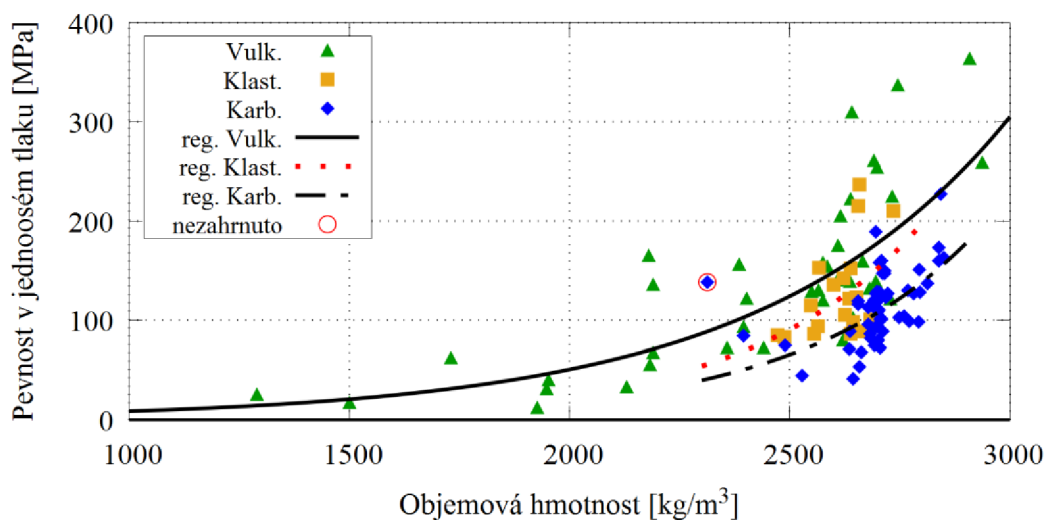
Tab. 3-5: Nejvhodnější regresní funkce s nejvyšší hodnotou koeficientu determinace  $R^2$ .

Skupina hornin	Typ funkce	$R^2$	Regresní funkce	Vztah č.
Všechny lokality	Exponenciální	0,45	$y = 2,677 \cdot e^{0,00144x}$	(3.5)
Vulkanity	Exponenciální	0,69	$y = 1,378 \cdot e^{0,00180x}$	(3.6)
Klastické sedimenty	Exponenciální	0,27	$y = 0,136 \cdot e^{0,00260x}$	(3.7)
Karbonátové sedimenty	Exponenciální	0,36	$y = 0,126 \cdot e^{0,00250x}$	(3.8)



Obr. 3-1: Závislost objemové hmotnosti a jednoosé tlakové pevnosti pro všechny lokality s regresní křivkou (3.5). Bod v kroužku není v regresi uvažován.

Na Obr. 3-1 je patrné rozložení naměřených bodů závislosti objemová hmotnost – pevnost v jednoosém tlaku. Nejširší interval objemové hmotnosti vykazují vulkanity, naopak nejužší vykazují granitoidy, což také odpovídá míře korelace vyhodnocené v Tab. 3-4. Většina bodů leží v intervalu 2500 až 2900 kg/m<sup>3</sup>, kam spadají téměř všechna měření granitoidů, klastických a karbonátových sedimentů. Z uvedených dat lze obecně shrnout, že s rostoucí objemovou hmotností stoupá i pevnost v jednoosém tlaku, přičemž tento nárůst je značně zvýrazněn přibližně od 2600 kg/m<sup>3</sup>.



Obr. 3-2: Závislost objemové hmotnosti a jednoosé tlakové pevnosti pro vulkanity, klastické a karbonátové sedimenty s příslušnými regresními křivkami (3.6), (3.7), (3.8). Bod v kroužku není v regresi uvažován.

Souvislost objemové hmotnosti a pevnosti v jednoosém tlaku byla zkoumána například již Deerem a Millerem (1966), kteří pro 13 typů hornin z 27 lokalit sestavili regresní rovnici:

$$\sigma_c = 461 \cdot \rho_d - 52\,586 \quad (3.9)$$

kde  $\sigma_c$  je pevnost v jednoosém tlaku [psi] a  $\rho_d$  je objemová hmotnost [pcf].

Zajímavou publikací je analýza vtaů vlastností hornin (Sari, 2018) provedená na datech získaných z různých publikací v rozsahu až 4991 lokalit. Autor vyhodnotil exponenciální funkci jako nejvhodnější regresní křivku:

$$\sigma_c = 0,261 \cdot e^{2,213 \rho_d} \quad (R^2 = 0,637) \quad (3.10)$$

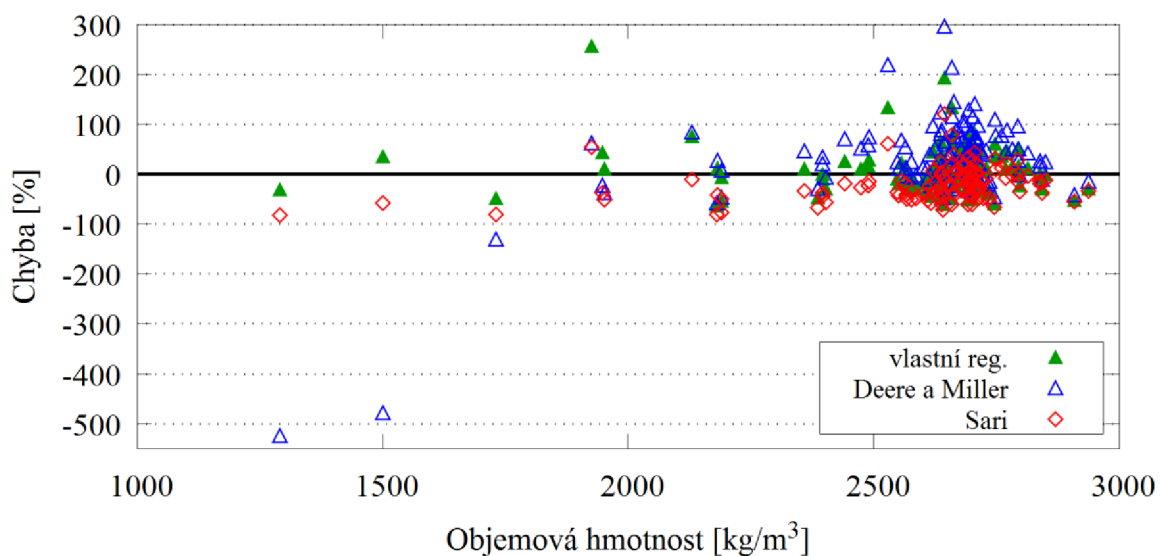
kde  $\sigma_c$  je pevnost v jednoosém tlaku [MPa] a  $\rho_d$  je objemová hmotnost [g/cm<sup>3</sup>],  $R^2$  – koeficient determinace.

Dále na karbonátové sedimenty, konkrétně biomikritické vápence, se soustředily Briševac et al. (2017), kteří opět použili exponenciální regresní funkci:

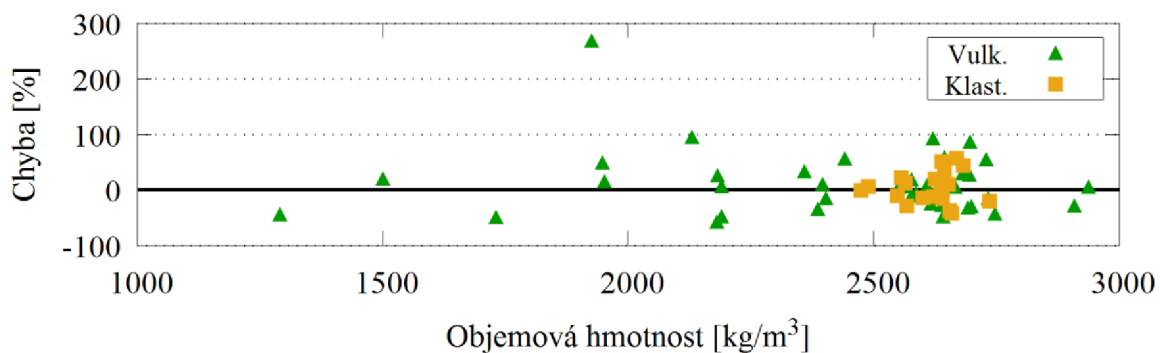
$$\sigma_c = 0,1724 \cdot e^{2,4567 \rho_d} \quad (R^2 = 0,596) \quad (3.11)$$

kde  $\sigma_c$  je pevnost v jednoosém tlaku [MPa] a  $\rho_d$  je objemová hmotnost [g/cm<sup>3</sup>],  $R^2$  – koeficient determinace.

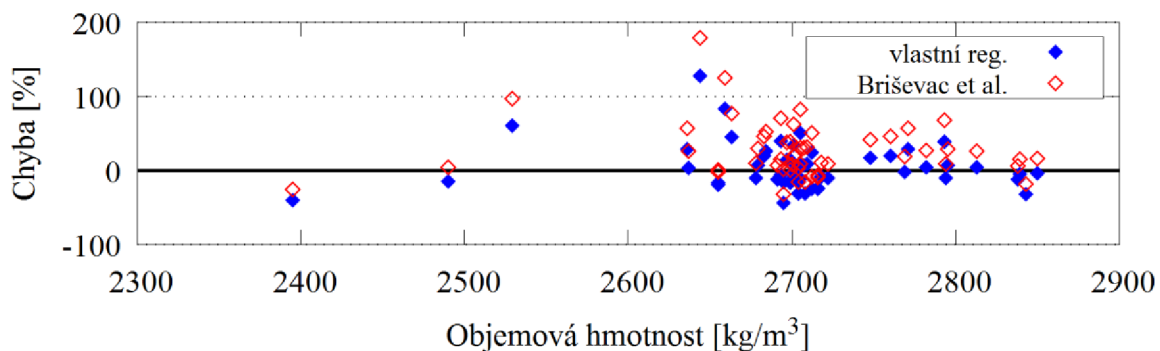
Odhady pevnosti v jednoosém tlaku podle regresních vztahů (3.5) až (3.11) byly srovnány se skutečně naměřenými pevnostmi a chyba odhadu vyjádřena v % byla vynesena v grafech na Obr. 3-3 až 3-5. Z Obr. 3-3 je patrná výrazná záporná chyba odhadů vztahu (3.9) podle Deere a Millera (1966) při nižších hodnotách objemové hmotnosti. Je to dáno lineární formulací regresního vztahu, který pod 1830 kg/m<sup>3</sup> dává záporné hodnoty pevnosti v tlaku. Dále je pozoruhodné, že jako nejvhodnější typ regresní funkce vychází exponenciální, a to pro všechny analyzované skupiny hornin (viz Tab. 3-5). Stejný typ regresní funkce použili také Sari (2018) (3.10) a Briševac et al. (2017) (3.11).



Obr. 3-3: Chyba odhadů pevnosti v jednoosém tlaku pro všechny lokality podle vztahů (3.5), (3.9 – Deere a Miller) a (3.10 - Sari).



Obr. 3-4: Chyba odhadů pevnosti v jednoosém tlaku pro vulkanity podle vztahu (3.6) a klastické sedimenty podle vztahu (3.7).



Obr. 3-5: Chyba odhadů pevnosti v jednoosém tlaku pro karbonátové sedimenty podle vztahů (3.8) a (3.11 – Briševac et al.).

Ze srovnání chyb regresních odhadů v Tab. 3-6 je patrné, že všechny vztahy, kromě (3.10), mají tendenci nadhodnocovat skutečnou pevnost v tlaku. Podhodnocení je výrazné u vztahu (3.9) při nízkých hodnotách objemové hmotnosti, na co již bylo poukázáno výše. Relativně konzistentně se chovají odhady pevnosti klastických sedimentů podle (3.7), kdy střední hodnota i medián chyb se blíží nule a směrodatná odchylka je nejnižší ze všech případů v Tab. 3-6. Chyby vztahů pro karbonátové sedimenty (3.8) a (3.11) se chovají podobně, ovšem odhady z (3.11) jsou posunuty k vyšším hodnotám. Tento rozdíl může být způsoben lokálními charakteristikami hornin, ze kterých jednotlivé analýzy vycházejí.

Tab. 3-6: Statistické údaje o velikosti chyb při odhadu pevnosti v jednoosém tlaku pomocí testovaných regresních vztahů.

-	Všechny horniny, vztah (3.5)	Všechny horniny, vztah (3.9) Deere a Miller	Všechny horniny, vztah (3.10) Sari	Vulkanity, vztah (3.6)	Klastické sedimenty, vztah (3.7)	Karbonátové sedimenty, vztah (3.8)	Karbonátové sedimenty, vztah (3.11) Briševac
min	-63%	-525%	-82%	-58%	-42%	-44%	-32%
max	257%	296%	121%	268%	57%	128%	179%
mean	8%	29%	-20%	12%	4%	5%	28%
std	0,46	0,88	0,33	0,58	0,29	0,31	0,38
median	3%	34%	-23%	6%	5%	-1%	20%

Pozn.: mean – střední hodnota vypočtená jako aritmetický průměr; Std – směrodatná odchylka.

### 3.2.2. Pevnost v jednoosém tlaku – Pevnost v příčném tahu

Posouzení korelace mezi pevností v jednoosém tlaku a pevností v příčném tahu je uvedeno v Tab. 3-7. Všechny skupiny hornin projevily pozitivní korelaci, přičemž nejsilnější je u vulkanitů a nejnižší, prakticky nulová, je u granitoidů.

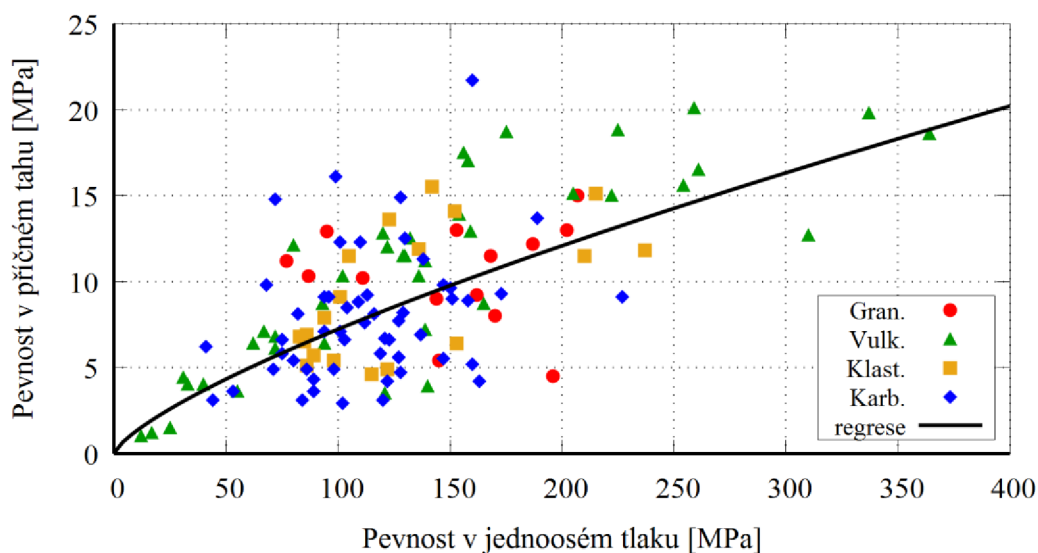
Regresní analýzou popsanou v kap. 3.1 byly nalezeny hodnoty parametrů  $a$ ,  $b$  jednotlivých typů regresních funkcí, které jsou uvedeny v Tab. 3-3 pro každou studovanou skupinu hornin. Dále byla vypočtena hodnota koeficientu determinace  $R^2$ , podle které byl vybrán pro daný případ nejpřesnější typ regresní funkce (viz Tab. 3-8). Pro souhrn všech lokalit a pro vulkanity je nejvhodnější mocninová funkce a pro klastické sedimenty logaritmická funkce, přičemž pro vulkanity je regrese nejpřesnější.

Tab. 3-7: Míra korelace pevnosti v jednoosém tlaku a pevnosti v příčném tahu podle studovaných skupin hornin a jejich další zařazení k regresní analýze.

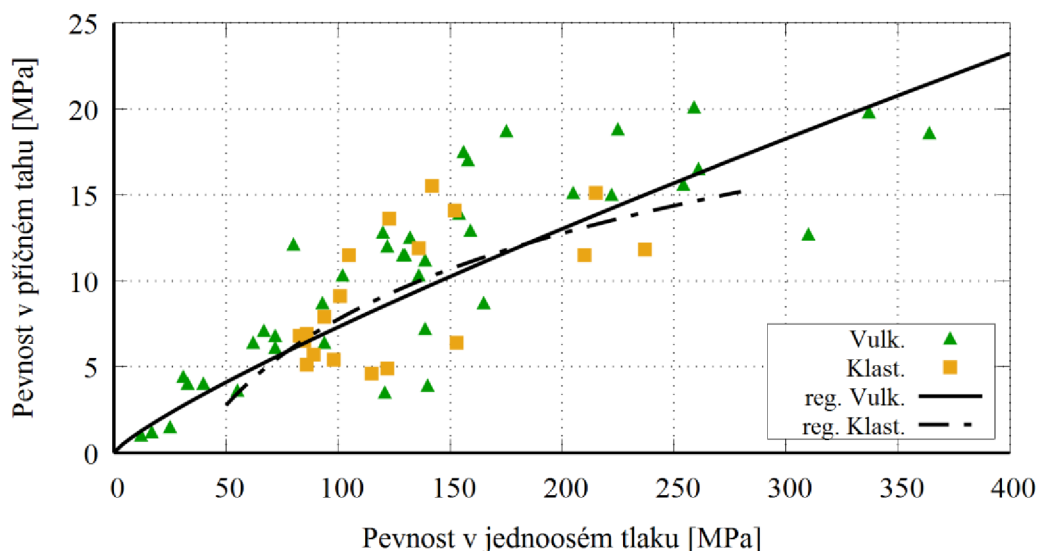
Skupina hornin	Korelační koeficient $r_{xy}$	Míra korelace	Regresní analýza
Všechny lokality	0,644	Silná pozitivní	$r_{xy} > 0,4 \Rightarrow$ ANO
Granitoidy	0,004	Velmi slabá pozitivní	$r_{xy} < 0,4 \Rightarrow$ NE
Vulkanity	0,823	Velmi silná pozitivní	$r_{xy} > 0,4 \Rightarrow$ ANO
Klastické sedimenty	0,609	Silná pozitivní	$r_{xy} > 0,4 \Rightarrow$ ANO
Karbonátové sedimenty	0,303	Slabá pozitivní	$r_{xy} < 0,4 \Rightarrow$ NE

Tab. 3-8: Nejvhodnější regresní funkce s nejvyšší hodnotou koeficientu determinace  $R^2$ .

Skupina hornin	Typ funkce	$R^2$	Regresní funkce	Vztah č.
Všechny lokality	Mocninová	0,49	$y = 0,237 \cdot x^{0,742}$	(3.12)
Vulkanity	Mocninová	0,79	$y = 0,156 \cdot x^{0,853}$	(3.13)
Klastické sedimenty	Logaritmická	0,41	$y = 7,22 \cdot \ln x - 25,5$	(3.14)



Obr. 3-6: Závislost tlakové a tahové pevnosti pro všechny lokality s regresní křivkou (3.12).



Obr. 3-7: Závislost tlakové a tahové pevnosti pro vulkanity s regresní křivkou (3.13) a pro klastické sedimenty s regresní křivkou (3.14).

Na Obr. 3-6 je patrné rozložení naměřených bodů závislosti pevnost v jednoosém tlaku – pevnost v příčném tahu. Nejširší interval pevnosti v tlaku vykazují vulkanity s rostoucím trendem pro tahovou pevnost. Granitoidy a karbonátové sedimenty naopak nevykazují téměř žádnou tendenci, což také odpovídá míře korelace vyhodnocené v Tab. 3-7. Z grafu na

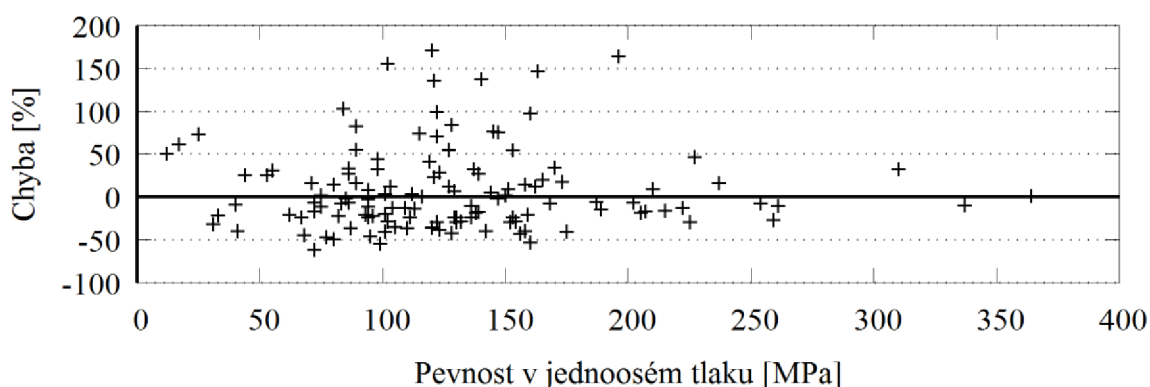
Obr. 3-6 lze zobecnit, že tahová pevnost roste s pevností v jednoosém tlaku, ovšem tento trend je méně výrazný se zvyšující se hodnotou pevnosti v tlaku.

Problematikou odhadu pevnosti v tahu na základě tlakové pevnosti se zabývali autoři Kim a Lade (1984) a jejich studii později rozšířil pro horniny z ČR Horák (1992). Jimi používaný regresní vztah je zapsán v rovnici (3.15):

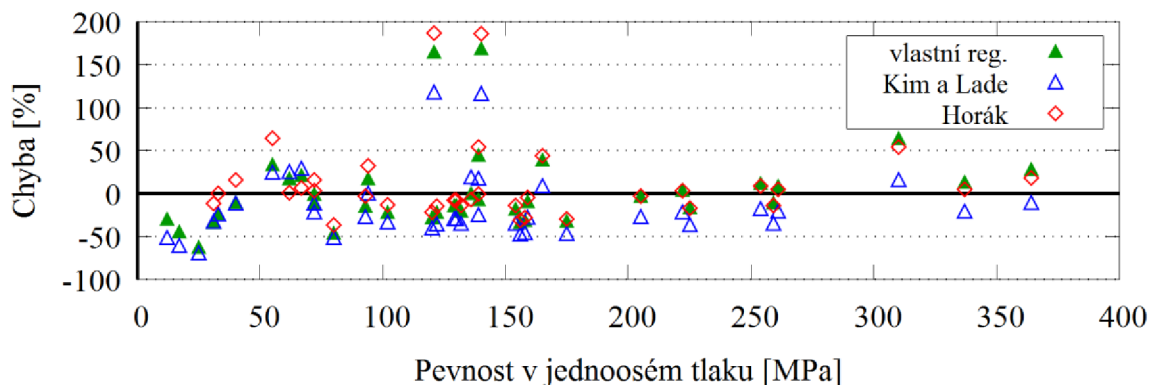
$$\sigma_t = T * p_a \left( \frac{\sigma_c}{p_a} \right)^t \quad (3.15)$$

kde  $\sigma_c$  je pevnost v jednoosém tlaku,  $p_a$  je atmosférický tlak,  $T$  a  $t$  jsou regresní koeficienty odpovídající genezi horniny. Podle Kima a Ladeho (1984) pro vyvřelé horniny:  $T = -0,53$ ;  $t = 0,7$  a pro usazené horniny:  $T = -0,22$ ;  $t = 0,75$ . Koeficienty podle Horáka (1992) pro vyvřelé horniny:  $T = -0,7$ ;  $t = 0,7$  a pro usazené horniny:  $T = -0,123$ ;  $t = 0,75$ .

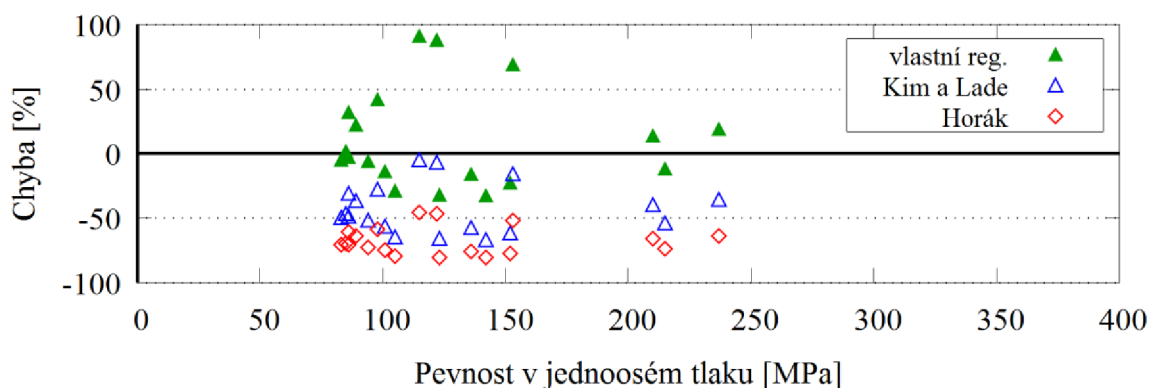
Dále byly vypočteny odhady tahové pevnosti pomocí vztahů (3.12), (3.13), (3.14) a podle (3.15) ve verzi Kim a Lade (1986) a Horák (1992). Odhady byly srovnány se skutečně naměřenými pevnostmi a chyba odhadu vyjádřena v % byla vynesena v grafech na Obr. 3-8 až 3-10.



Obr. 3-8: Chyba odhadů tahové pevnosti pro všechny lokality podle vztahu (3.12).



Obr. 3-9: Chyba odhadů tahové pevnosti pro vulkanity podle vztahu (3.13) a (3.15 – Kim a Lade, Horák).



Obr. 3-10: Chyba odhadů tahové pevnosti pro klastické sedimenty podle vztahu (3.14) a (3.15 – Kim a Lade, Horák).

Z grafů na Obr. 3-8 až 3-10 je patrné, že chyba odhadu je místy značná, téměř až dvojnásobná. Ze srovnání regresních vztahů (3.12) až (3.15) je patrné, že ve většině případů podhodnocují skutečnou tahovou pevnost (záporná hodnota mediánu v Tab. 3-9). V extrémních případech je ale nadhodnocení výraznější (hodnota max v Tab. 3-9). Zajímavá je relativně nízká směrodatná odchylka vztahu (3.15) pro klastické sedimenty. V tomto případě ovšem dochází k celkovému výraznému podhodnocení tahové pevnosti.

Tab. 3-9: Statistické údaje o velikosti chyb při odhadu tahové pevnosti pomocí testovaných regresních vztahů.

-	Všechny horniny, vztah (3.12)	Vulkanity, vztah (3.13)	Vulkanity, vztah (3.15) Kim a Lade	Vulkanity, vztah (3.15) Horák	Klastické sedimenty, vztah (3.14)	Klastické sedimenty, vztah (3.15) Kim a Lade	Klastické sedimenty, vztah (3.15) Horák
min	-62%	-63%	-70%	-125%	-33%	-67%	-81%
max	171%	169%	118%	187%	91%	-5%	-46%
mean	8%	2%	-15%	2%	11%	-44%	-68%
std	0,48	0,46	0,39	0,57	0,39	0,19	0,11
median	-7%	-11%	-26%	-3%	-3%	-49%	-71%

Pozn.: mean – střední hodnota vypočtená jako aritmetický průměr; Std – směrodatná odchylka.

### 3.2.3. Index pevnosti při bodovém zatížení (PLT) – Pevnost v jednoosém tlaku

Zkouška indexu pevnosti při bodovém zatížení je primárně určena ke zjišťování indexového parametru  $I_{s(50)}$  jako klasifikační vlastnosti hornin. Je ovšem rovněž použitelná k odhadu jiných pevnostních charakteristik hornin (Franklin et al., 1985). Posouzení korelace mezi indexem pevnosti při bodovém zatížení  $I_{s(50)}$  a pevností v jednoosém tlaku je uvedeno v Tab. 3-10. Všechny skupiny hornin projevily pozitivní korelaci, kromě granitoidů s velmi slabou negativní korelací. Nejsilnější korelace je u vulkanitů a nejnižší je u klastických sedimentů.



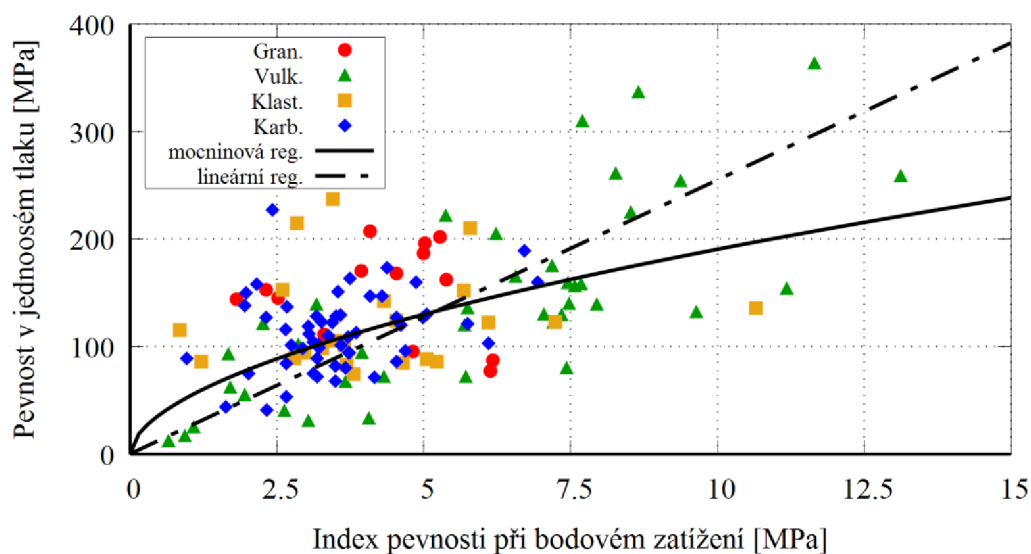
Tab. 3-10: Míra korelace indexu pevnosti při bodovém zatížení  $I_{s(50)}$  a pevnosti v jednoosém tlaku podle studovaných skupin hornin a jejich další zařazení k regresní analýze.

Skupina hornin	Korelační koeficient $r_{xy}$	Míra korelace	Regresní analýza
Všechny lokality	0,570	Střední pozitivní	$r_{xy} > 0,4 \Rightarrow$ ANO
Granitoidy	-0,150	Velmi slabá negativní	$r_{xy} > -0,4 \Rightarrow$ NE
Vulkanity	0,757	Silná pozitivní	$r_{xy} > 0,4 \Rightarrow$ ANO
Klastické sedimenty	0,124	Velmi slabá pozitivní	$r_{xy} < 0,4 \Rightarrow$ NE
Karbonátové sedimenty	0,305	Slabá pozitivní	$r_{xy} < 0,4 \Rightarrow$ NE

Regresní analýzou popsanou v kap. 3.1 byly nalezeny nejvhodnější typy regresních funkcí, které jsou uvedeny v Tab. 3-11 pro soubor všech lokalit a vulkanity. Pro obě sady dat je nejvhodnější mocninová funkce. Pro odhad pevnosti hornin v tlaku z indexu pevnosti v bodovém zatížení se často využívá jednoduchá lineární regrese ve tvaru  $K \cdot x$ , (viz vztah 3.20). Z tohoto důvodu byly doplněny také regresní vztahy (3.18) a (3.19).

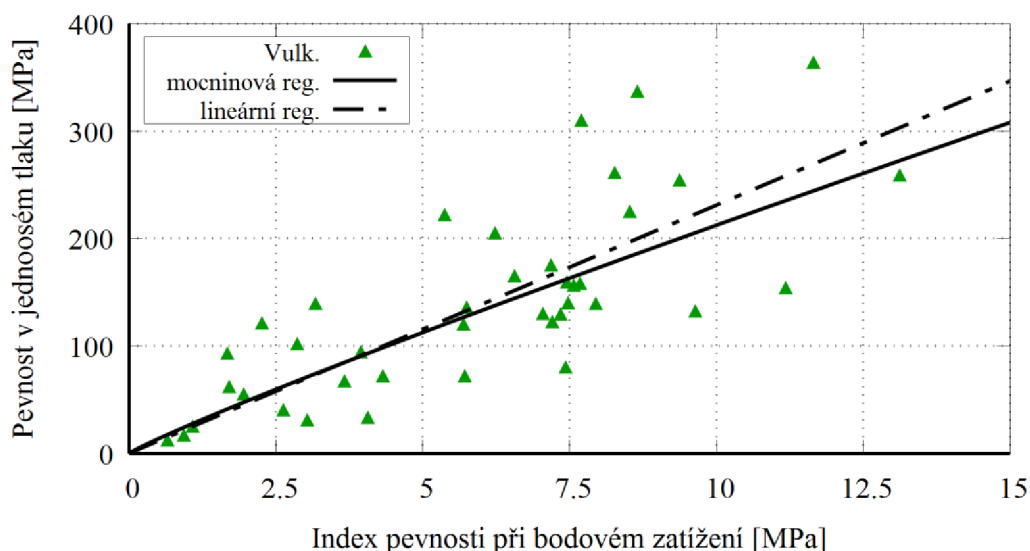
Tab. 3-11: Nejvhodnější regresní funkce s nejvyšší hodnotou koeficientu determinace  $R^2$  a zjednodušené lineární regresní vztahy.

Skupina hornin	Typ funkce	$R^2$	Regresní funkce	Vztah č.
Všechny lokality	Mocninová	0,34	$y = 53,5 \cdot x^{0,556}$	(3.16)
Vulkanity	Mocninová	0,69	$y = 25,7 \cdot x^{0,917}$	(3.17)
Všechny lokality	Lineární ( $K \cdot x$ )	0,08	$y = 25,6 \cdot x$	(3.18)
Vulkanity	Lineární ( $K \cdot x$ )	0,57	$y = 23,1 \cdot x$	(3.19)



Obr. 3-11: Závislost indexu pevnosti při bodovém zatížení  $I_{s(50)}$  a pevnosti v jednoosém tlaku pro všechny lokality s mocninovou regresní křivkou (3.16) a lineární regresi (3.18).

Na Obr. 3-11 je patrné rozložení naměřených bodů závislosti pevnost při bodovém zatížení – pevnost v jednoosém tlaku. Granitoidy a sedimenty, jak klastické, tak karbonátové, nevykazují téměř žádnou tendenci, což také odpovídá míře korelace vyhodnocené v Tab. 3-10. Jedinou skupinou hornin s poměrně výraznou korelací jsou vulkanity. Z grafu na Obr. 3-12 lze zobecnit, že pevnost v tlaku roste s pevností v bodovém zatížení. Při srovnání mocninového (3.17) a lineárního regresního vztahu (3.19) si lze povšimnout velmi podobného průběhu těchto křivek.



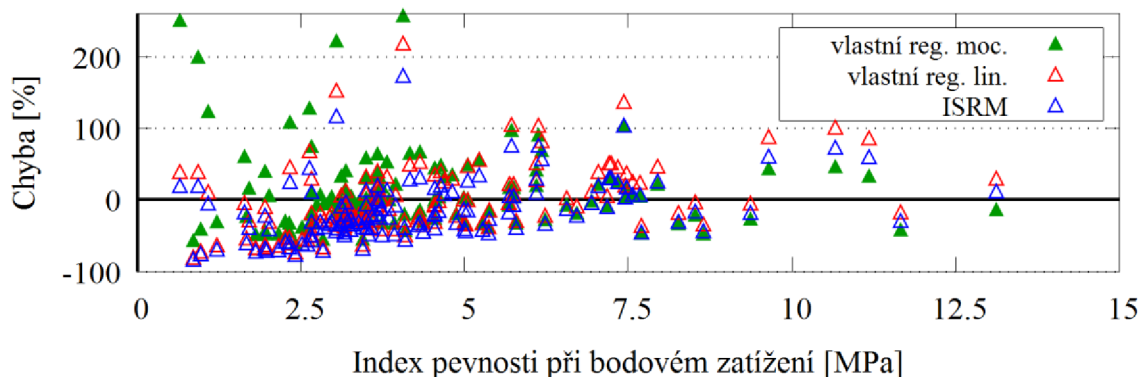
Obr. 3-12: Závislost indexu pevnosti při bodovém zatížení  $I_{s(50)}$  a pevnosti v jednoosém tlaku pro vulkanity s mocninovou regresní křivkou (3.17) a lineární regresí (3.19).

V praxi je zaužíván jednoduchý přístup přepočtu na pevnost v jednoosém tlaku pomocí korekčního součinitele:

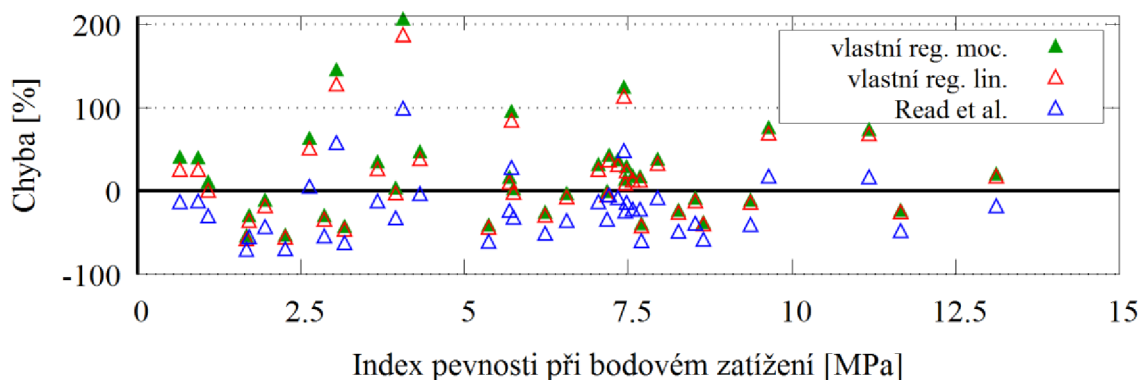
$$\sigma_{c,PLT} = K * I_{s(50)} \quad (3.20)$$

kde  $\sigma_{c,PLT}$  je odhad pevnosti v jednoosém tlaku stanovený z indexu pevnosti v bodovém zatížení,  $K$  je korekční součinitel a  $I_{s(50)}$  je index pevnosti v bodovém zatížení, kterého stanovení je popsáno v kap. 2.2.6.

Existuje značné množství publikací s různými hodnotami součinitele  $K$  stanoveného například podle typu horniny, geografické oblasti, nebo představuje obecnou hodnotu univerzálně použitelnou pro všechny typy hornin. Například metodika ISRM uvádí hodnotu  $K = 22$  pro všechny typy hornin (Franklin et al., 1985). Pro bazalty se uvádí  $K = 16$  (Read et al., 1980 in: Durmeková et al., 2013), přičemž tato hodnota součinitele zde byla testována pro odhad pevnosti vulkanitů bez podrobnějšího rozlišení.



Obr. 3-13: Chyba odhadů pevnosti v tlaku pro všechny lokality podle mocninového vztahu (3.16), lineárního vztahu (3.18) a (3.20 – ISRM).



Obr. 3-14: Chyba odhadů pevnosti v tlaku pro vulkanity podle mocninového vztahu (3.17), lineárního vztahu (3.19) a (3.20 – Read et al.).

Z grafu na Obr. 3-13 je patrné, že mocninový regresní vztah (3.16) má tendenci výrazně nadhodnocovat pevnost v některých případech pro nižší hodnoty indexu pevnosti. Vztah (3.20) podle ISRM produkuje obecně nižší hodnoty pevnosti a má také relativně konzistentnější odhad (nižší hodnota Std – viz Tab. 3-12). V grafu na Obr. 3-14 si lze povšimnout tendence podhodnocovat pevnost vulkanitů v případě vztahu (3.20) podle Reada et al. Rovněž zde ale platí relativní vyváženost chyby právě tohoto vztahu oproti vlastním regresím v podobě nižší Std (viz Tab. 3-12). Podle zhodnocení v Tab. 3-12 lze konstatovat, že mocninové regresní vztahy (3.16) a (3.17) produkují větší extrémní nadhodnocení pevnosti, než lineární vztahy. S použitím vztahu (3.20) podle ISRM a Reada et al. lze obecně dosáhnout vyrovnanější, i když konzervativnější odhad pevnosti v tlaku, než s použitím regresních vztahů (3.16) až (3.19).

Tab. 3-12: Statistické údaje o velikosti chyb při odhadu pevnosti v tlaku pomocí testovaných regresních vztahů.

-	Všechny horniny, mocninový vztah (3.16)	Všechny horniny, lineární vztah (3.18)	Všechny horniny, lineární vztah (3.20) ISRM	Vulkanity, mocninový vztah (3.17)	Vulkanity, lineární vztah (3.19)	Vulkanity, vztah (3.20) Read et al.
min	-61%	-81%	-84%	-55%	-59%	-71%
max	257%	219%	174%	207%	188%	99%
mean	11%	-1%	-15%	20%	13%	-22%
std	0,56	0,48	0,42	0,55	0,52	0,36
median	1%	-10%	-22%	15%	9%	-24%

Pozn.: mean – střední hodnota vypočtená jako aritmetický průměr; Std – směrodatná odchylka.

### 3.2.4. Index pevnosti při bodovém zatížení (PLT) – Pevnost v příčném tahu

Při zkoušce pevnosti v bodovém zatížení dochází k podobnému mechanismu porušení vzorku, jako u zkoušky v příčném tahu. Proto lze předpokládat významnou korelaci mezi těmito vlastnostmi a potažmo i možnost odhadu tahové pevnosti z hodnoty indexu  $I_{s(50)}$ . Posouzení korelace mezi indexem pevnosti při bodovém zatížení  $I_{s(50)}$  a pevností v příčném tahu je uvedeno v Tab. 3-13. Všechny hodnocené skupiny hornin projevily pozitivní korelaci. Nejsilnější korelace je u vulkanitů a nejnižší je u granitoidů.

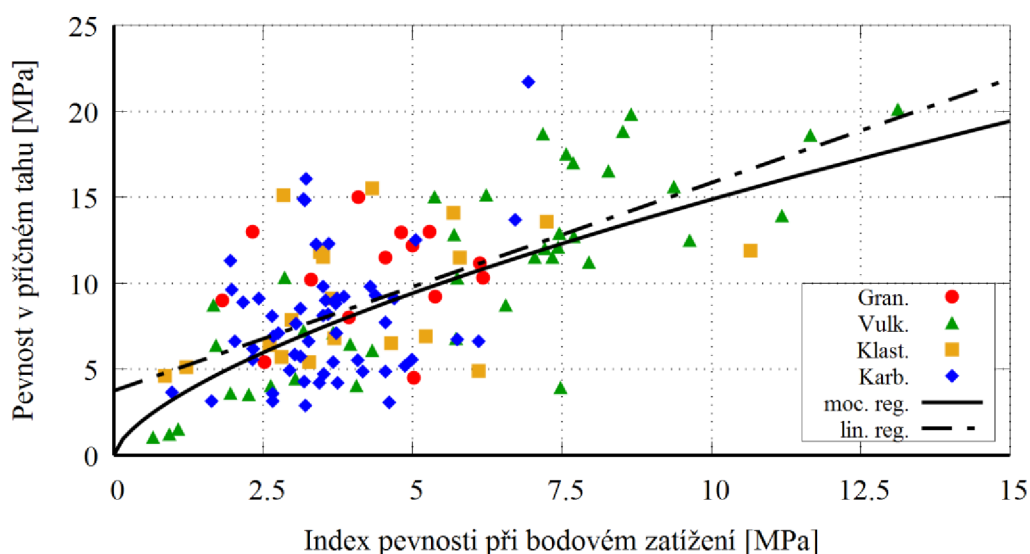
Tab. 3-13: Míra korelace indexu pevnosti při bodovém zatížení  $I_{s(50)}$  a pevnosti v jednoosém tlaku podle studovaných skupin hornin a jejich další zařazení k regresní analýze.

Skupina hornin	Korelační koeficient $r_{xy}$	Míra korelace	Regresní analýza
Všechny lokality	0,637	Silná pozitivní	$r_{xy} > 0,4 \Rightarrow$ ANO
Granitoidy	0,157	Velmi slabá pozitivní	$r_{xy} < 0,4 \Rightarrow$ NE
Vulkanity	0,819	Velmi silná pozitivní	$r_{xy} > 0,4 \Rightarrow$ ANO
Klastické sedimenty	0,412	Střední pozitivní	$r_{xy} > 0,4 \Rightarrow$ ANO
Karbonátové sedimenty	0,323	Slabá pozitivní	$r_{xy} < 0,4 \Rightarrow$ NE

Regresní analýzou popsanou v kap. 3.1 byly nalezeny nejvhodnější typy regresních funkcí, které jsou uvedeny v Tab. 3-14 pro soubor všech lokalit, vulkanity a klastické sedimenty. Pro všechny tři sady dat je nejvhodnější mocninová funkce (vztahy 3.21 až 3.23). Pro zjednodušení odhadu pevnosti hornin v tahu z indexu pevnosti v bodovém zatížení byly vytvořeny i regresní vztahy v lineární podobě (3.24) až (3.26) (viz Tab. 3-14).

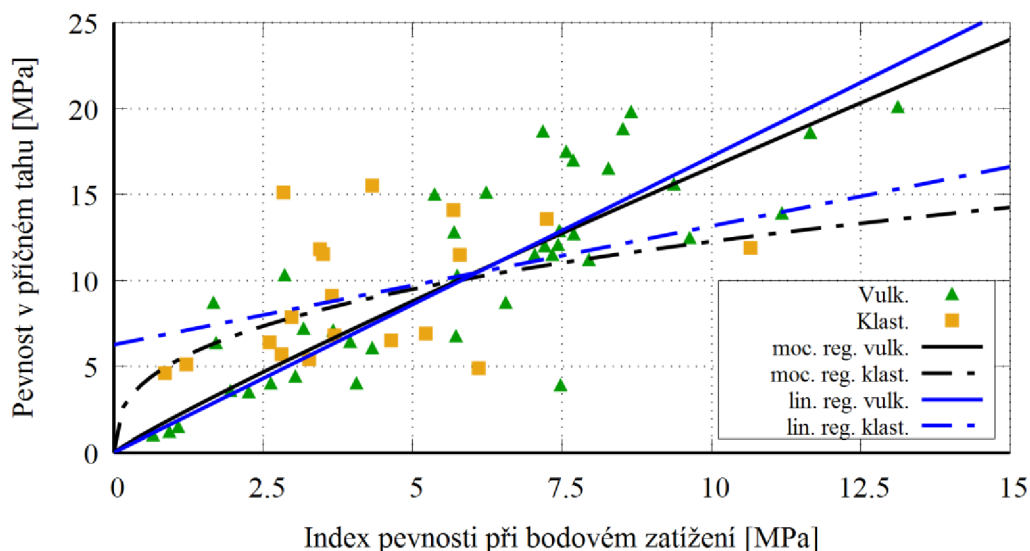
Tab. 3-14: Nejvhodnější regresní funkce s nejvyšší hodnotou koeficientu determinace  $R^2$ .

Skupina hornin	Typ funkce	$R^2$	Regresní funkce	Vztah č.
Všechny lokality	Mocninová	0,41	$y = 3,26 \cdot x^{0,659}$	(3.21)
Vulkanity	Mocninová	0,75	$y = 2,02 \cdot x^{0,914}$	(3.22)
Klastické sedimenty	Mocninová	0,27	$y = 5,23 \cdot x^{0,370}$	(3.23)
Všechny lokality	Lineární	0,41	$y = 1,21 \cdot x + 3,74$	(3.24)
Vulkanity	Lineární ( $K \cdot x$ )	0,65	$y = 1,72 \cdot x$	(3.25)
Klastické sedimenty	Lineární	0,17	$y = 0,69 \cdot x + 6,26$	(3.26)



Obr. 3-15: Závislost indexu pevnosti při bodovém zatížení  $I_{s(50)}$  a pevnosti v příčném tahu pro všechny lokality s mocninovou regresní křivkou (3.21) a lineární regresí (3.24).

Na Obr. 3-15 je patrné rozložení naměřených bodů závislosti pevnost při bodovém zatížení – pevnost v příčném tahu. Granitoidy a karbonátové sedimenty nevykazují téměř žádnou tendenci, co také odpovídá míře korelace vyhodnocené v Tab. 3-13. Vulkanity s výraznou korelací a klastické sedimenty s o něco nižší mírou korelace jsou zobrazeny také zvlášť na Obr. 3-16. Z grafů na Obr. 3-15 a 3-16 lze zobecnit, že pevnost v tahu roste s pevností v bodovém zatížení. Mocninový vztah (3.22) pro vulkanity vykreslený na Obr. 3-16 se velmi přibližuje průběhu lineárního vztahu (3.25). Lze tedy předpokládat, že jednodušší lineární vztah bude také poskytovat relevantní odhady tahové pevnosti. Obdobně je tomu u klastických sedimentů, kde ovšem lze očekávat větší zkreslení tahové pevnosti u nízkých hodnot  $I_{s(50)}$ .



Obr. 3-16: Závislost indexu pevnosti při bodovém zatížení  $I_{s(50)}$  a pevnosti v příčném tahu pro vulkanity s mocninovou (3.22) a lineární regresí (3.25) a klastické sedimenty s mocninovou (3.23) a lineární regresí (3.26).

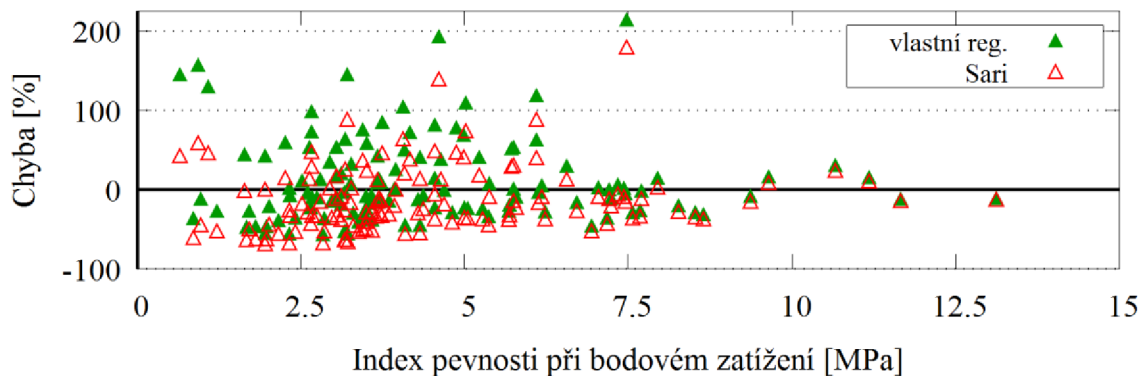
Závislost mezi indexem pevnosti v bodovém zatížení  $I_{s(50)}$  a tahovou pevností hornin studoval například Sari (2018), který uvádí zjednodušený lineární vztah (3.27). Lineární popis závislosti vztahem (3.28) uvádějí i Grasso et al. (1992 in: Sari, 2018). Sari (2018) ve své studii dále zpřesnil odhad tahové pevnosti zavedením mocninového vztahu (3.29).

$$\sigma_{t,PLT} = 1,517 * I_{s(50)} \quad (R^2 = 0,67) \quad (3.27)$$

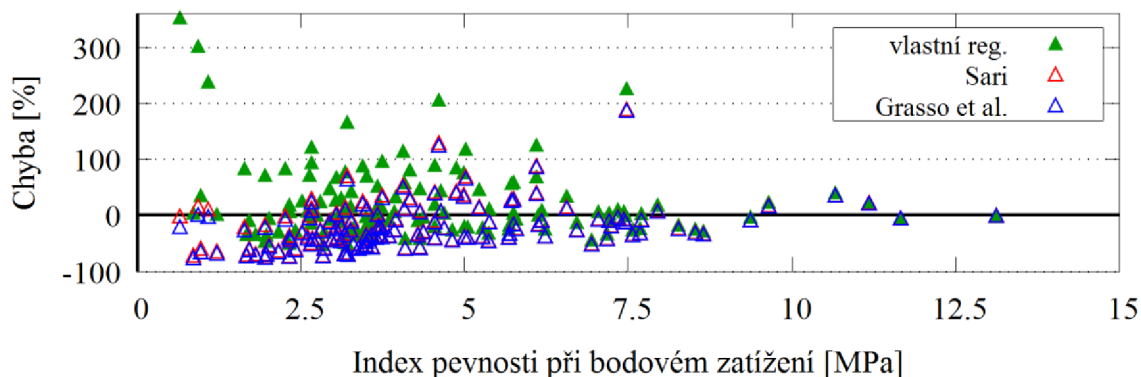
$$\sigma_{t,PLT} = 1,53 * I_{s(50)} - 0,21 \quad (R^2 = 0,79) \quad (3.28)$$

$$\sigma_{t,PLT} = 2,038 * I_{s(50)}^{0,835} \quad (R^2 = 0,72) \quad (3.29)$$

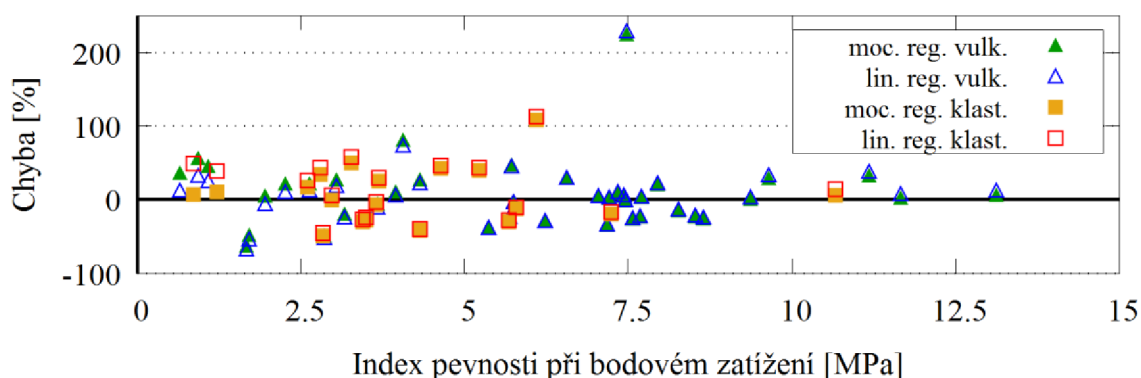
kde  $\sigma_{t,PLT}$  je odhad tahové pevnosti stanovený z indexu pevnosti v bodovém zatížení a  $I_{s(50)}$  je index pevnosti v bodovém zatížení, kterého stanovení je popsáno v kap. 2.2.6,  $R^2$  – koeficient determinace.



Obr. 3-17: Chyba odhadů tahové pevnosti pro všechny lokality podle mocninového vztahu (3.21) a (3.29 – Sari).



Obr. 3-18: Chyba odhadů tahové pevnosti pro všechny lokality podle lineárního vztahu (3.24), (3.27 - Sari) a (3.28 – Grasso et al.).



Obr. 3-19: Chyba odhadů tahové pevnosti pro vulkanity podle mocninového (3.22) a lineárního vztahu (3.25) a pro klastické sedimenty podle mocninového (3.23) a lineárního vztahu (3.26).

V grafu na Obr. 3-17 si lze povšimnout, že mocninový vztah (3.29) podle Sariho obecně poskytuje nižší odhady tahové pevnosti ve srovnání se vztahem (3.21). To rovněž platí o dříve publikovaných lineárních závislostech (3.27) a (3.28) ve srovnání s vlastní regresí (3.24) na Obr. 3-18. Ke stejnému závěru vede i statistické zhodnocení velikosti chyb uvedené v Tab. 3-15. Dříve publikované vztahy (3.27) až (3.29) jsou na analyzovaném souboru dat konzervativnější, než nově navržené regrese (3.21) a (3.24). Srovnání chyb mocninové a lineární regrese pro vulkanity a klastické sedimenty na Obr. 3-19 poukazuje na relativně malé rozdíly chyb. Rozdíly se zvyrazňují pouze při nízkých hodnotách  $I_{s(50)}$ , kdy pro vulkanity je přesnější lineární regrese (3.25) a pro klastické sedimenty naopak mocninová regrese (3.23). Matematicky složitější mocninový vztah je tedy možné v tomto případě nahradit jednodušším lineárním.

Tab. 3-15: Statistické údaje o velikosti chyb při odhadu tahové pevnosti pomocí testovaných regresních vztahů.

-	Všechny horniny, mocninový vztah (3.21)	Všechny horniny, mocninový Sari (3.29)	Všechny horniny, lineární vztah (3.24)	Všechny horniny, lineární Sari (3.27)	Všechny horniny, lineární Grasso et al. (3.28)
min	-57%	-68%	-52%	-74%	-76%
max	214%	179%	353%	190%	187%
mean	10%	-12%	22%	-18%	-20%
std	0,53	0,41	0,67	0,41	0,40
median	-5%	-20%	4%	-25%	-27%
-	Vulkanity, mocninový vztah (3.22)	Vulkanity, lineární vztah (3.25)	Klastické sedimenty, mocninový vztah (3.23)	Klastické sedimenty, lineární vztah (3.26)	-
min	-63%	-67%	-49%	-46%	-
max	225%	229%	108%	113%	-
mean	8%	5%	6%	14%	-
std	0,47	0,46	0,38	0,41	-
median	4%	5%	5%	14%	-

Pozn.: mean – střední hodnota vypočtená jako aritmetický průměr; Std – směrodatná odchylka.

### 3.2.5. Schmidtova odrazová tvrdost – Pevnost v jednoosém tlaku

Schmidtovo kladivo a jím stanovená odrazová tvrdost patří v mechanice hornin k často používaným indexovým zkouškám. Důvodem je především jednoduchost a rychlost zkoušky, kterou lze dobře provádět jak v laboratoři, tak v terénu. V praxi se využívá zejména korelace odrazové tvrdosti s pevností hornin v jednoosém tlaku. Posouzení korelace právě těchto veličin je uvedeno v Tab. 3-16. Měření byly provedeny kladivem typu L. Všechny hodnocené skupiny hornin projevily pozitivní korelaci, kromě granitoidů. Míra korelace ovšem není příliš vysoká. Nejsilnější korelace je u vulkanitů, a to pouze na spodní hranici intervalu silné korelace. Naopak nejnižší míra je u klastických sedimentů, a to uprostřed intervalu slabé korelace.

Tab. 3-16: Míra korelace odrazové tvrdosti Schmidtovým kladivem a pevnosti v jednoosém tlaku podle studovaných skupin hornin a jejich další zařazení k regresní analýze.

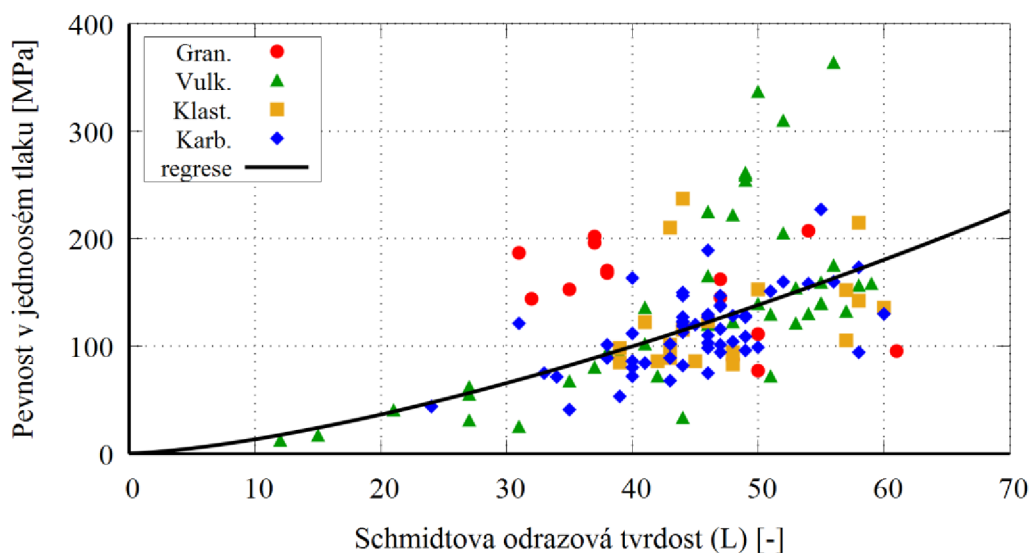
Skupina hornin	Korelační koeficient $r_{xy}$	Míra korelace	Regresní analýza
Všechny lokality	0,476	Střední pozitivní	$r_{xy} > 0,4 \Rightarrow$ ANO
Granitoidy	-0,518	Střední negativní	$r_{xy} < -0,4 \Rightarrow$ ANO
Vulkanity	0,644	Silná pozitivní	$r_{xy} > 0,4 \Rightarrow$ ANO
Klastické sedimenty	0,301	Slabá pozitivní	$r_{xy} < 0,4 \Rightarrow$ NE
Karbonátové sedimenty	0,594	Střední pozitivní	$r_{xy} > 0,4 \Rightarrow$ ANO



Regresní analýzou popsanou v kap. 3.1 byly nalezeny nejvhodnější typy regresních funkcí, které jsou uvedeny v Tab. 3-17 pro soubor všech lokalit, granitoidy, vulkanity a karbonátové sedimenty. Pro všechny sady dat je nejvhodnější mocninová funkce (vztahy 3.30, 3.32 a 3.33) s výjimkou granitoidů, kde se jako nejvhodnější ukázala exponenciální funkce (3.31). Právě použití exponenciálních a mocninových vztahů je doporučeno v metodice ISRM (Aydin, 2009) pro odhad pevnosti v tlaku ze Schmidtovy odrazové tvrdosti.

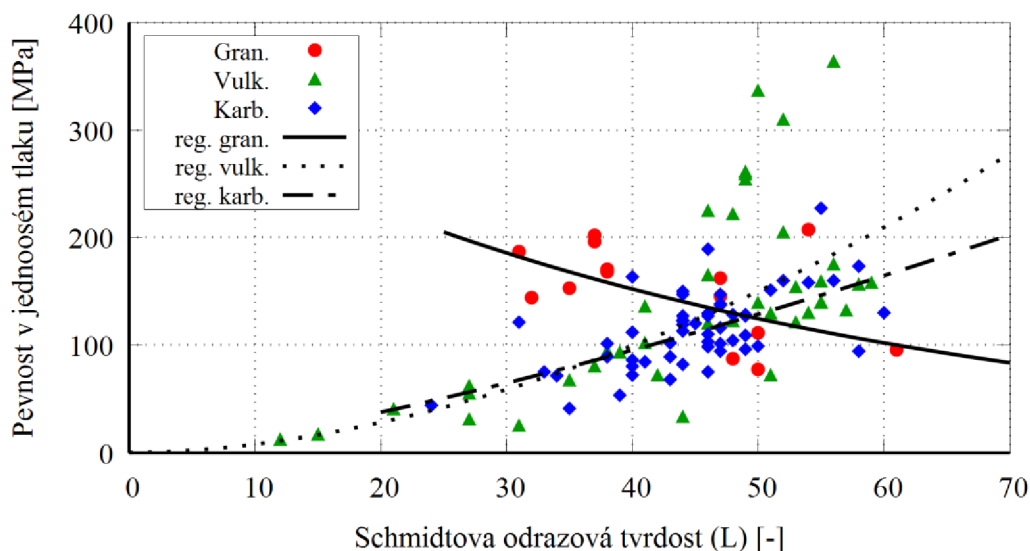
Tab. 3-17: Nejvhodnější regresní funkce s nejvyšší hodnotou koeficientu determinace  $R^2$ .

Skupina hornin	Typ funkce	$R^2$	Regresní funkce	Vztah č.
Všechny lokality	Mocninová	0,46	$y = 0,457 \cdot x^{1,46}$	(3.30)
Granitoidy	Exponenciální	0,30	$y = 338 \cdot e^{-0,02x}$	(3.31)
Vulkanity	Mocninová	0,69	$y = 0,112 \cdot x^{1,84}$	(3.32)
Karbonátové sedimenty	Mocninová	0,41	$y = 0,654 \cdot x^{1,35}$	(3.33)



Obr. 3-20: Závislost Schmidtovy odrazové tvrdosti (kladivo typu L) a pevnosti v jednoosém tlaku pro všechny lokality s regresní křivkou (3.30).

Na Obr. 3-20 a 3-21 je zobrazeno rozložení naměřených bodů závislosti Schmidtova odrazová tvrdost – pevnost v jednoosém tlaku. Granitoidy jako jediné projevují klesající trend, který je ovšem velmi nevýrazný. Hodnotě korelačního koeficientu  $r_{xy} = -0,518$  (Tab. 3-16) tedy zřejmě nelze přisoudit velkou váhu. Vulkanity a karbonátové sedimenty projevují výraznější trend, který je ovšem rostoucí. U vulkanitů dochází nad hodnotou odrazové tvrdosti 45 k značnému nárůstu rozptylu pevnosti testovaných hornin. Klastické sedimenty nevykazují téměř žádnou tendenci, což také odpovídá míře korelace vyhodnocené v Tab. 3-16. Z grafů na Obr. 3-20 a 3-21 lze zobecnit, že pevnost v tlaku roste se Schmidtovou odrazovou tvrdostí.



Obr. 3-21: Závislost Schmidtovy odrazové tvrdosti (kladivo typu L) a pevnosti v jednoosém tlaku pro granitoidy s regresní křivkou (3.31), pro vulkanity s regresní křivkou (3.32) a pro karbonátové sedimenty s regresní křivkou (3.33).

Závislost mezi Schmidtovou odrazovou tvrdostí a pevností v tlaku u hornin studovali například Deere a Miller (1966), kterých výsledky využívá i metodika ISRM pro popis diskontinuit (Barton et al., 1978). Původní vztah byl publikován v imperiálních jednotkách a jeho převod na jednotky SI (vztah 3.34) uvádí např. Yagiz (2009). Jiný vztah (3.35), opět s využitím objemové hmotnosti hornin publikoval Aufmuth (1973 in: Yagiz, 2009). Speciálně karbonátům se věnovaly Sachpazis (1990 in: Yagiz, 2009) (vztah 3.36) a Kahraman (2001). Kahramanův vztah (3.37) byl ovšem stanoven pro odrazy kladiva typu N. Analyzované hodnoty stanovené kladivem L byly tedy přepočteny korekčním vztahem podle metodiky ISRM (Aydin, 2009). Po této úpravě byly zjištěny chyby odhadů a srovnány s ostatními hodnocenými vztahy.

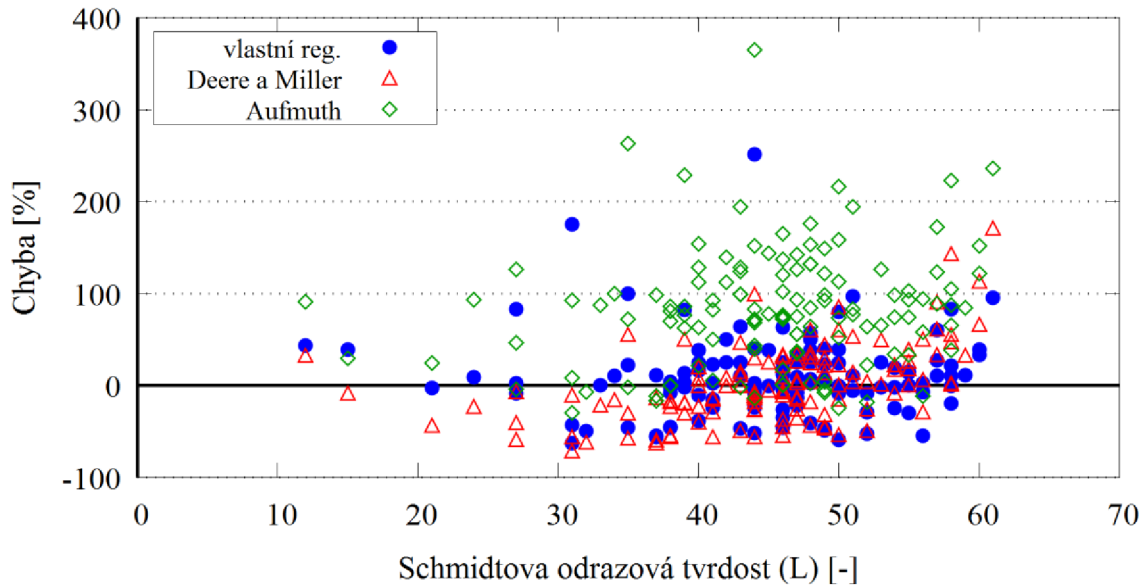
$$\sigma_{c,SCH} = 9,97 * e^{0,02 * R * \rho} \quad (R^2 = 0,88) \quad (3.34)$$

$$\sigma_{c,SCH} = 0,33 * (R * \rho)^{1,35} \quad (R^2 = 0,64) \quad (3.35)$$

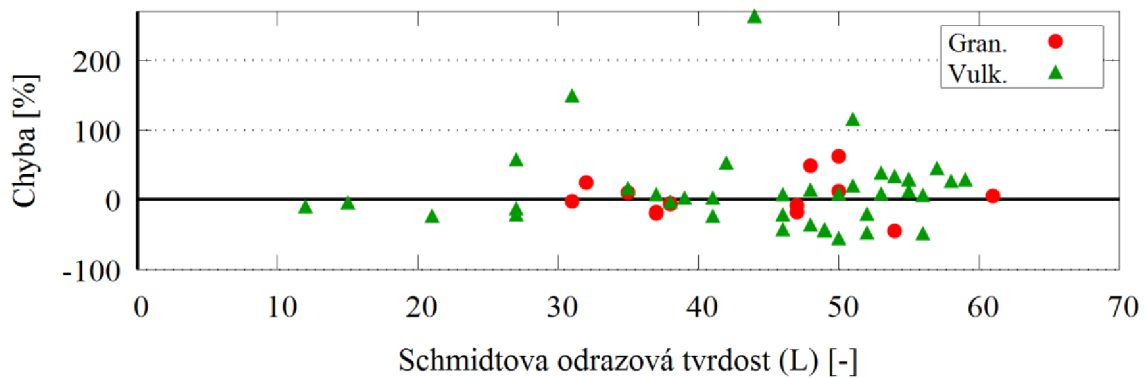
$$\sigma_{c,SCH} = 4,29 * R - 67,52 \quad (R^2 = 0,92) \quad (3.36)$$

$$\sigma_{c,SCH} = 6,97 * e^{0,01 * RN * \rho} \quad (R^2 = 0,61) \quad (3.37)$$

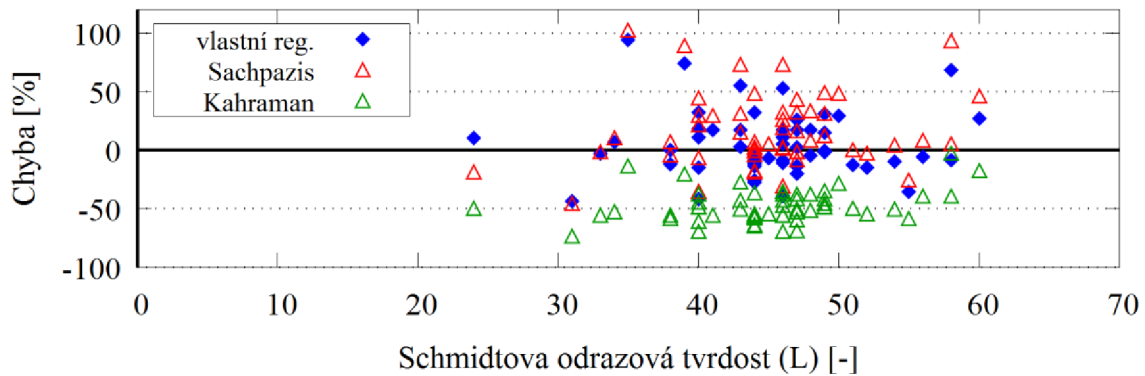
kde  $\sigma_{c,SCH}$  je odhad pevnosti v jednoosém tlaku stanovený ze Schmidtovy odrazové tvrdosti,  $R$  je Schmidtova odrazová tvrdost (kladivo typu L),  $RN$  je Schmidtova odrazová tvrdost (kladivo typu N) a  $\rho$  je objemová hmotnost horniny [ $g/cm^3$ ],  $R^2$  – koeficient determinace.



Obr. 3-22: Chyba odhadů pevnosti v tlaku pro všechny lokality podle vztahu (3.30), (3.34 – Deere a Miller) a (3.35 – Aufmuth).



Obr. 3-23: Chyba odhadů pevnosti v tlaku pro granitoidy podle vztahu (3.31), a pro vulkanity podle vztahu (3.32).



Obr. 3-24: Chyba odhadů pevnosti v tlaku pro karbonátové sedimenty podle vztahu (3.33), (3.36 – Sachpazis) a (3.37 – Kahraman).

V grafu na Obr. 3-22 si lze povšimnout, že vztah (3.34) podle Deere a Millera relativně dobře odhaduje pevnost v tlaku a kromě tří bodů s odrazovou tvrdostí přibližně 60 neprodukuje žádné extrémní chyby na rozdíl od regrese (3.30). Naopak, Aufmuthův vztah (3.35) výrazně nadhodnocuje pevnost a chyby odhadů mají značný rozptyl. Toto pozorování potvrzuje i Tab. 3-18. Na Obr. 3-23 je vidět větší rozptýlenost chyby odhadu pevnosti u vulkanitů, než u granitoidů, která se ovšem projevuje pouze lokálně. Na Obr. 3-24 si lze povšimnout, že Sachpazisův vztah (3.36) poskytuje velmi podobnou kvalitu odhadů pro karbonátové horniny, jako regrese (3.33), což je zachyceno i v Tab. 3-18. Naproti tomu Kahramanova regrese (3-37) výrazně podhodnocuje pevnost, ovšem rozptyl těchto odhadů je nižší, než u zbylých dvou vztahů.

Tab. 3-18: Statistické údaje o velikosti chyb při odhadu pevnosti v tlaku pomocí testovaných regresních vztahů.

-	Všechny horniny, vztah (3.30)	Všechny horniny, Deere a Miller (3.34)	Všechny horniny, Aufmuth (3.35)	Granitoidy, vztah (3.31)
min	-63%	-72%	-30%	-45%
max	251%	171%	365%	62%
mean	8%	1%	83%	3%
std	0,44	0,42	0,65	0,28
median	2%	-6%	81%	-4%
-	Vulkanity, vztah (3.32)	Karbonátové sedimenty, vztah (3.33)	Karbonátové sedimenty, Sachpazis (3.36)	Karbonátové sedimenty, Kahraman (3.37)
min	-56%	-44%	-46%	-74%
max	263%	94%	102%	-3%
mean	11%	5%	16%	-48%
std	0,59	0,28	0,31	0,14
median	6%	-2%	8%	-51%

Pozn.: mean – střední hodnota vypočtená jako aritmetický průměr; Std – směrodatná odchylka.

### 3.2.6. Shoreho odrazová tvrdost – Pevnost v jednoosém tlaku

Shoreho odrazová tvrdost je principiálně podobným parametrem, jako Schmidtova odrazová tvrdost. Shoreho přístroj ovšem používá menší nárazovou energii a tedy minimalizuje možnost destrukce i malého testovaného vzorku horniny (viz kap. 2.2.7). V mechanice hornin se tedy Shoreho odrazová tvrdost využívá např. k odhadu pevnosti v tlaku, či různých technologických vlastností hornin, přičemž v této práci je analyzována právě korelace Shoreho odrazové tvrdosti s pevností v jednoosém tlaku. V České a Slovenské republice jde o málo frekventovanou zkoušku. Přínosem dizertační práce je tedy uvedení regresních vztahů pro Shoreho odrazovou tvrdost pro místní horniny. Tato korelační analýza čerpá přímo z dat naměřených autorem (Tab. 3-19). Shoreho odrazová tvrdost je převzatá z Tab. 2-12, příslušné pevnosti v jednoosém tlaku z Tab. 2-3 a objemové hmotnosti z Tab. 2-2, která je potřebná pro

regresní vztah (3.43). Další postup je analogický podle metodiky použité v předešlých případech.

Tab. 3-19: Data pro korelační analýzu Shoreho odrazové tvrdosti  $R_{sh}$  a pevnosti v jednoosém tlaku  $\sigma_c$  (měřeno přístrojem typu D; uvedeny jsou průměrné hodnoty).

Hornina a lokalita	Geneze horniny	Odrazová tvrdost $R_{sh}$ [-]	$\sigma_c$ [MPa]	$\rho_d$ [kg/m <sup>3</sup> ]
Granodiorit – Dolní Kounice	vyvřelá	<b>68</b>	74	2618
Trachyt – Ústí nad Labem	vyvřelá	<b>67</b>	65	2423
Fylit – Železný Brod	přeměněná	<b>34</b>	6,1	2535
Fylit až kvarcit – Vilémov	přeměněná	<b>68</b>	50	2628
Pararula 1 – Hrob	přeměněná	<b>38</b>	29	2519
Pararula 2 – Pec pod Sněžkou	přeměněná	<b>69</b>	72	2641
Ortorula – Vlastějovice	přeměněná	<b>67</b>	66	2579
Amfibolit – Hanušovice	přeměněná	<b>59</b>	62	2869
Slínovec písčité – V. Opatovice	usazená	<b>37</b>	55	2152
Vápenec mikritický – Čs. Kras	usazená	<b>46</b>	51	2669
Pískovec křemenný – Děčínsko	usazená	<b>35</b>	31	2016
Tufit – Vrané nad Vltavou	usazená	<b>74</b>	86	2627
Břidlice – Štěchovice	usazená	<b>65</b>	29	2690
Opuka 1 – Česká Skalice	usazená	<b>59</b>	100	2566
Opuka 2 – Česká Skalice	usazená	<b>52</b>	78	2479
Droba jemnozrná – Koberžice	usazená	<b>77</b>	206	2663
Pískovec – Žlutava	usazená	<b>39</b>	27	2229

Pozn.:  $\rho_d$  - objemová hmotnost suché horniny.

Posouzení korelace Shoreho odrazové tvrdosti a pevnosti v jednoosém tlaku je uvedeno v Tab. 3-20. Vyvřelé a přeměněné horniny byly pro podobnost naměřených hodnot spojeny do jedné skupiny (viz Obr. 3-25). Pevnost břidlice ve skupině usazených hornin byla při laboratorních testech snížena orientací ploch vrstevnatosti (odklon od osy válcového vzorku přibližně 20° až 30°). Pevnost horniny bez těchto ploch oslabení by byla vyšší, na co poukazuje relativně vysoká hodnota Shoreho odrazové tvrdosti. Toto zkreslující měření tedy bylo vyloučeno z další regresní analýzy. V Tab. 3-20 jsou uvedeny pro srovnání hodnoty korelačního koeficientu, které jsou právě při zahrnutí břidlice nižší. Ve všech případech byla korelace kladná. Velmi silná míra korelace pro skupinu vyvřelých a přeměněných hornin a také pro usazené horniny vedla ke stanovení samostatných regresí pro tyto skupiny.

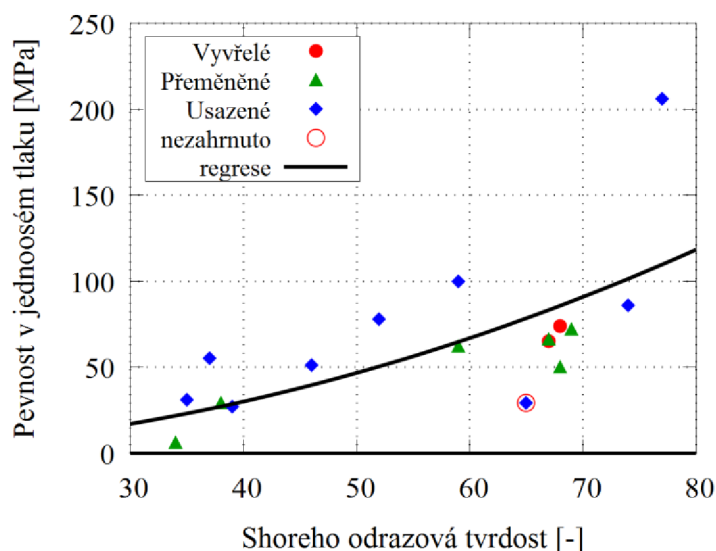
Tab. 3-20: Míra korelace Shoreho odrazové tvrdosti a pevnosti v jednoosém tlaku podle studovaných skupin hornin a jejich další zařazení k regresní analýze.

Skupina hornin	Korelační koeficient $r_{xy}$	Míra korelace	Regresní analýza
Všechny lokality	0,638	Silná pozitivní	NE
Všechny lokality (bez břidlice)	0,692	Silná pozitivní	$r_{xy} > 0,4 \Rightarrow$ ANO
Vyvřelé + přeměněné	0,926	Velmi silná pozitivní	$r_{xy} > 0,4 \Rightarrow$ ANO
Usazené	0,691	Silná pozitivní	NE
Usazené (bez břidlice)	0,827	Velmi silná pozitivní	$r_{xy} > 0,4 \Rightarrow$ ANO

Regresní analýzou popsanou v kap. 3.1 byly nalezeny nejvhodnější typy regresních funkcí studovaných skupin hornin, které jsou uvedeny v Tab. 3-21. Pro soubory vyvřelých a přeměněných hornin a usazené horniny byly navíc stanoveny i lineární regresní vztahy (3.40) a (3.42), které nemají výrazně nižší koeficient determinace.

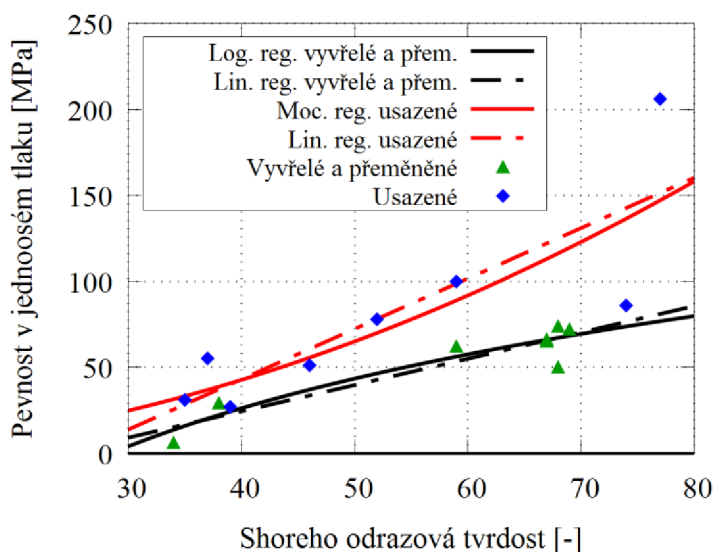
Tab. 3-21: Nejvhodnější regresní funkce s nejvyšší hodnotou koeficientu determinace  $R^2$ .

Skupina hornin	Typ funkce	$R^2$	Regresní funkce	Vztah č.
Všechny lokality	Mocninová	0,58	$y = 0,020 \cdot x^{1,98}$	(3.38)
Vyvřelé + přeměněné	Logaritmická	0,88	$y = 77,3 \cdot \ln x - 259$	(3.39)
Vyvřelé + přeměněné	Lineární	0,86	$y = 1,53 \cdot x - 36,9$	(3.40)
Usazené	Mocninová	0,77	$y = 0,040 \cdot x^{1,89}$	(3.41)
Usazené	Lineární	0,70	$y = 2,93 \cdot x - 74,2$	(3.42)

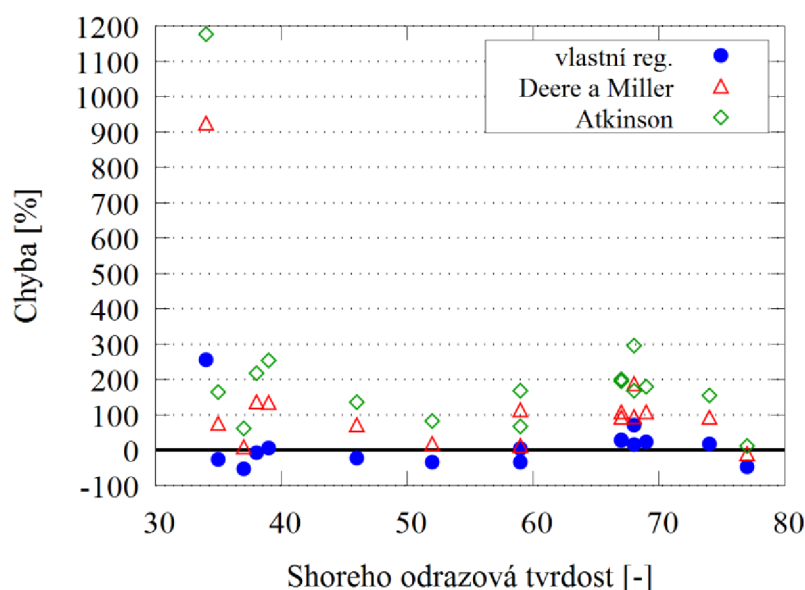


Obr. 3-25: Závislost Shoreho odrazové tvrdosti a pevnosti v jednoosém tlaku pro všechny lokality s regresní křivkou (3.38).

Na Obr. 3-25 je zobrazeno rozložení naměřených bodů závislosti Shoreho odrazová tvrdost – pevnost v jednoosém tlaku. Hodnoty vyvřelých hornin se přimykají k přeměněným horninám, a proto lze tyto skupiny sjednotit pro další analýzu. Vyznačeno je odlehlé měření na břídlici, které je vyřazeno z regresní analýzy. Vykreslené body vykazují trend rostoucí pevnosti s rostoucí odrazovou tvrdostí, přičemž lze rozlišit prudší nárůst v případě usazených hornin. Na Obr. 3-26 jsou vykresleny průběhy regresních funkcí (3.39) až (3.42) pro sjednocené vyvřelé a přeměněné horniny a pro usazené horniny. Na Obr. 3-26 si lze povšimnout také větších rozestupů mezi naměřenými body, které tak nevyplňují celý sledovaný interval rovnoměrně.



Obr. 3-26: Závislost Shoreho odrazové tvrdosti a pevnosti v jednoosém tlaku pro vyvřelé a přeměněné horniny s logaritmickou (3.39) a lineární regresní křivkou (3.40) a pro usazené horniny s mocninovou (3.41) a lineární regresní křivkou (3.42).



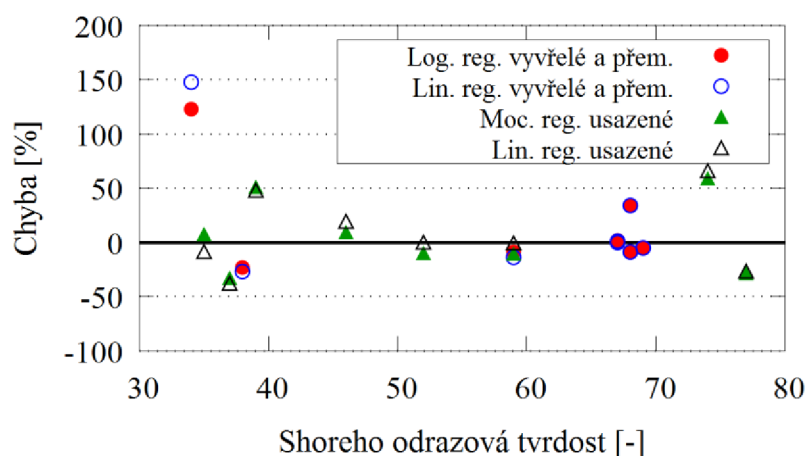
Obr. 3-27: Chyba odhadů pevnosti v tlaku pro všechny lokality podle vztahu (3.38), (3.43 – Deere a Miller) a (3.44 – Atkinson).

Deere a Miller (1966) studovali také závislost mezi Shoreho odrazovou tvrdostí a pevností hornin v tlaku. Sestavili regresní vztah v imperiálních jednotkách, kterého převedenou formu na SI jednotky (3.43) uvádí Sari (2018). Další vztah (3.44) pro odhad pevnosti v tlaku, ovšem v lineární formě, publikoval Atkinson (1990 in: Hólmgeirsdóttir a Thomas, 1998).

$$\sigma_{c,SHO} = 28,75 * e^{0,009*R*\rho} \quad (R^2 = 0,85) \quad (3.43)$$

$$\sigma_{c,SHO} = 3,54 * (R - 12) \quad (3.44)$$

kde  $\sigma_{c,SHO}$  je odhad pevnosti v jednoosém tlaku stanovený ze Shoreho odrazové tvrdosti,  $R$  je Shoreho odrazová tvrdost a  $\rho$  je objemová hmotnost horniny [ $\text{g}/\text{cm}^3$ ],  $R^2$  – koeficient determinace.



Obr. 3-28: Chyba odhadů pevnosti v tlaku pro vyvřelé a přeměněné horniny podle logaritmického (3.39) a lineárního vztahu (3.40), a pro usazené horniny podle mocninového (3.41) a lineárního vztahu (3.42).

V grafu na Obr. 3-27 se objevují dvě extrémní chyby podle Deere a Millera (3.43) i podle Atkinsona (3.44). Jedná se o vzorek fylitu, který je nejvíce nadhodnocen i navrženým regresním vztahem (3.38). Pevnost horniny zjištěná přímým testem mohla být snížena nepříznivou orientací foliace, podobně, jak tomu bylo u břidlice zmíněné v začátku této kapitoly. Proto se předpovědi pevnosti podle odrazové tvrdosti výrazně vymykají skutečnosti. Graf na Obr. 3-27 také poukazuje na tendenci významně nadhodnocovat pevnost podle vztahů Deere a Millera (3.43) i podle Atkinsona (3.44), co je také dokumentováno v Tab. 3-22. Na Obr. 3-28 je největší chyba opět v odhadu pevnosti fylitu. Jinak jsou odhady pevnosti relativně konzistentní pro obě sledované skupiny hornin podle nelineárních i lineárních regresních vztahů. Pro usazené horniny (vztahy 3.41 a 3.42) mají chyby nejnižší rozptyl i extrémní hodnoty ze všech zkoumaných regresních vztahů (viz Tab. 3-22).



Tab. 3-22: Statistické údaje o velikosti chyb při odhadu pevnosti v tlaku pomocí testovaných regresních vztahů.

-	Všechny horniny, vztah (3.38)	Všechny horniny, vztah (3.43) Deere a Miller	Všechny horniny, vztah (3.44) Atkinson	Vyvřelé a přem., log. vztah (3.39)	Vyvřelé a přem., lin. vztah (3.40)	Usazené horniny, moc. vztah (3.41)	Usazené horniny, lin. vztah (3.42)
min	-53%	-12%	12%	-23%	-27%	-33%	-38%
max	256%	924%	1177%	123%	148%	59%	66%
mean	14%	134%	221%	14%	16%	5%	7%
std	0,72	2,17	2,65	0,47	0,56	0,34	0,35
median	5%	93%	168%	-3%	-3%	-2%	-1%

Pozn.: mean – střední hodnota vypočtená jako aritmetický průměr; Std – směrodatná odchylka.

## 4. Diskuse

### 4.1. Laboratorní zkoušky

Při praktickém provádění laboratorních zkoušek se autor potýkal s různými činiteli, které mohou mít dopad na výsledky testů. V této kapitole je na základě praktických zkušeností a poznatků z literatury diskutováno, jak zvýšit výpovědnou hodnotu testů.

- Stanovení **objemové hmotnosti** je nenáročná a nedestruktivní zkouška. Pokud máme k dispozici opracované vzorky přesného geometrického tvaru, například pro testy pevnosti, pak je zkouška poměrně rychlá. Je vhodné mít k dispozici váhy s podvěsným vážením v případě potřeby hydrostatického vážení. Varianta hydrostatického vážení je zdouhavější, ale dokáže využít i relativně malá a nepravidelná tělesa, která nejsou vhodná k mechanickým zkouškám. K výsledku je důležité doplnit, k jakému stavu vlhkosti se objemová hmotnost vztahuje (přirozená vlhkost, vysušená, nebo plně nasycená hornina).

Zjištěné objemové hmotnosti uvedené v Tab. 2-2 vykazují nejnižší variabilitu ze zde studovaných vlastností hornin. Z 23 lokalit se součinitel variability *Var* v 18 případech pohybuje pod 1 %. Maximální variabilita dosahuje 3,5 %. Lze tedy konstatovat, že objemovou hmotnost horniny je možné stanovit s relativně vysokou přesností.

- **Pevnost v jednoosém tlaku** je považována za základní charakteristiku horniny v MH. Jejím stanovení se věnuje značné množství metodik, které mají různé požadavky na provedení zkoušky (viz kap. 2.2.2). Hodnotu pevnosti v jednoosém tlaku ovšem ovlivňuje mnoho faktorů. Je to velikost a tvar zkušební tělesa, štíhlostní poměr, kvalita výroby zkušebních těles (rovinnost zatěžovaných podstav), rychlost zatěžování, vlhkost vzorku či orientace ploch oslabení (vrstevnatost, foliace) (Hawkes a Mellor, 1970).

Problémem při srovnávání hodnot dosažené pevnosti mezi různými studii může být rozdílná velikost a štíhlostní poměr zkušebních těles (tzv. „*scale-effect*“). Vlivem geometrie se zabývali např. Goodman (1989) a Du et al. (2019), kteří konstatují pokles pevnosti se zvětšující se velikostí zkušební tělesa. K podobným závěrům došli i Yoshinaka et al. (2008), kteří doplňují, že velikost „*scale-effect-u*“ může záviset na typu, struktuře a pevnosti horniny. Durmeková a Ondrášik (2012) popisují pískovec, který se vymyká zmíněnému zaužívanému předpokladu. Hornina s rostoucí velikostí vzorku i štíhlostním poměrem  $L/D$  tělesa dosáhla vyšších pevností. Proto není vhodné používat obecné vzorce pro přepočty pevnosti na jinou velikost zkušební tělesa, ale experimentálně stanovit tento vztah pro každý petrografický typ horniny samostatně (Durmeková a Ondrášik, 2012). Existenci „*scale-effect-u*“ potvrzuje také autor dizertace svou studií na drobách (Závacký, 2020). S rostoucí štíhlostí válcových vzorků klesala pevnost a rostl rozptyl dosažených hodnot pevností. Vhodnou volbou tvaru zkušebních těles jsou válce se štíhlostním poměrem 2,0, které odpovídají požadavkům mezinárodně

uznávaných metod testování hornin (ISRM, ASTM – viz kap. 2.2.2) a splňují také nároky pro určení přetvárných charakteristik, které jsou diskutovány níže. Válcové vzorky jsou podle praktických zkušeností autora vhodné i z pohledu výroby a opracování zkušebních těles.

Dalším problémem při zjišťování pevnosti horniny v jednoosém tlaku je vlhkost vzorku. Hawkes a Mellor (1970) a Wong et al. (2016) upozorňují, že kromě rozdílu v pevnosti vysušené a plně nasycené horniny může mít značný vliv již částečné nasáknutí adsorpční vzdušné vlhkosti. Pokud tedy testujeme horninu ve „vysušeném stavu“ a důsledně nekontrolujeme změny vlhkosti mezi ukončením sušení a testováním, nejedná se o úplně exaktní přístup, neboť i kontakt vzorku se vzdušnou vlhkostí může ovlivnit výslednou pevnost. Autor dizertace také potvrzuje významný pokles pevnosti (25 %) u droby nasáklé vodou ve srovnání s vysušenými vzorky v kontaktu se vzdušnou vlhkostí (Šujanská a Závacký, 2018).

Z uvedené polemiky můžeme konstatovat, tak jako Tang a Hudson (2010), že pevnost v jednoosém tlaku je více experimentální vlastnost, než materiálová charakteristika. Výhodiskem z této situace může být celkové sjednocení metodik pro zkoušky pevnosti hornin v tlaku a zavedení jednoznačných prováděcích podmínek bez ohledu na jaký účel se pevnost zjišťuje, jak navrhuje Durmeková et al. (2013). Dokud nedojde k oficiálnímu sjednocení, je velmi vhodné alespoň podrobně zaznamenat, za jakých podmínek byly zkoušky realizovány, aby mohly být objektivně srovnávány s jinými výsledky pevnosti v jednoosém tlaku.

Podle Tab. 2-3 se v souboru testovaných hornin pohybuje jejich pevnost v širokém intervalu od 6,1 MPa (fylit) do 240 MPa (granulit). Variabilita výsledků pro jednotlivé lokality kolísá od 5 do 57 %. Pro některé lokality je tedy postačující menší počet zkušebních těles, jiné si zas vyžadují provedení většího počtu zkoušek, aby byla dostatečně výstižně zachycena proměnlivost horniny. Není tedy zcela správné obecně stanovit pevný počet zkoušek pro jednu lokalitu.

- **Přetvárné charakteristiky hornin** (statický modul pružnosti  $E$ , modul deformace  $E_{def}$ , Poissonovo číslo  $\nu$ ) jsou obvykle určovány při zkoušce v jednoosém tlaku. V této souvislosti je nutno mít na zřeteli, že u předmětné zkoušky se jedná o namáhání vzorku jednoosým tlakem pouze ve smyslu zatěžovací soustavy, ale ne z pohledu napjatosti ve vzorku Durmeková et al. (2013). Důvodem je tření na kontaktu podstav vzorku s čelistmi zatěžovacího lisu, které vytváří ve vzorku oblasti koncentrovaného napětí a vysokého přetvoření – viz Obr. 2-5 (Thuro et al., 2001). Pro relevantní stanovení přetvárných charakteristik je proto nutné používat tělesa s dostatečnou štíhlostí a měřit deformace vzorku ve střední části s pružnou deformací. Vhodná a zaužívaná štíhlost tělesa je 2,0 (případně vyšší) a odpovídá požadavkům např. ČSN EN 14580, nebo metodikám ISRM (Bieniawski et al., 1979).

K měření lokálních deformací přímo na vzorku je možné využít odporových tenzometrů, LVDT, nebo optoelektronických snímačů (viz kap. 2.2.3). Autor práce má zkušenosti s prvními dvěma typy snímačů, kterých srovnání provedl ve studii (Závacký a Štefaňák, 2019). Odporové tenzometry jsou jednorázové snímače, které se musí pevně nalepit na vzorek, čím je jejich instalace pracnější oproti lehce upínatelným LVDT. U odporových tenzometrů je také značné riziko jejich poškození trhlinami tvořícími se ve vzorku. Ohrožen je zejména snímač příčné deformace (Obr. 2-3b). Tato technologie tedy neumožňuje spolehlivé ovládání zkoušky s kontrolou příčné deformace v blízkosti maximálního zatížení a po jeho překročení. Značnou výhodou odporových tenzometrů oproti LVDT je jejich řádově nižší cena.

Existuje více způsobů, jak z pracovního diagramu určit hodnotu konkrétního modulu. Pracujeme-li pouze s pružnou deformací (zjistíme ji pomocí odlehčovacího cyklu v průběhu zkoušky – popisuje ČSN EN 14580), hovoříme o modulu pružnosti  $E$ . Zahrneme-li do vyhodnocení i nevratnou deformaci, hovoříme o deformačním modulu  $E_{def}$ , který lze stanovit jako tečnový, průměrný, nebo sečnový (viz kap. 2.2.3). Tyto různé metodiky srovnávaly ve studii např. Małkowski a Ostrowski (2017) a také autor dizertace (Závacký a Horák, 2019) se závěrem, že hodnota modulu je závislá na oboru napětí, ze kterého se stanovuje a je tedy velmi důležité k výsledku zkoušky uvést také podrobnosti použité metodiky. Z pohledu praxe je žádoucí, aby zadavatel zkoušky definoval požadavky na test přetvárných charakteristik s ohledem na jejich další využití. Každá geotechnická úloha je totiž specifická a je tedy důležité, aby projektant pracoval s relevantními hodnotami přetvárných charakteristik.

Pro výpočet deformací v geotechnické úloze je důležitým parametrem také Poissonovo číslo  $\nu$ . Je důležité určovat jeho hodnotu při nižším namáhání vzorku, kdy ještě nedochází k porušování vnitřní struktury horniny. Vhodným způsobem stanovení  $\nu$  je využití odlehčovacího cyklu, jak je popsáno v kap. 2.3.3.

Podrobná analýza jednotlivých složek přetvoření (osové, příčné, objemové – viz kap. 2.2.3) umožňuje identifikovat postupně probíhající fáze porušování hornin, které nemusí být makroskopicky rozeznatelné (Martin a Chandler, 1994), (Zhao a Cai, 2010). Na základě těchto měření lze detailně popsat chování horniny (Cieslik, 2013), či srovnat účinek změn metodiky testování (Du et al., 2019). Autor práce také provedl několik analýz složek přetvoření, které rozšiřují poznání získané z obvyklého pracovního diagramu (Obr. 2-17 až 2-22) a ukazují významné rozdíly v průběhu porušování různých hornin, které se odehrává nejenom v hodnotě dosažené pevnosti (Obr. 2-24). Tímto podrobným přístupem k vyhodnocování zkoušek je možné lépe pochopit a vysvětlit makroskopické odlišnosti v chování hornin a také například určit obor napětí vhodný ke stanovení Poissonova čísla.

- Určení **pevnosti horniny v trojosém tlaku** je pro geotechnickou praxi významné. Právě triaxiální zkoušky simulují víceosové tlakové namáhání hornin, které je typické pro horninový masív. V důsledku tohoto namáhání dochází ke smykovému porušení hornin (Obr. 2-25).

Samotné triaxiální testy jsou ovšem pouze podkladem k určení podmínky porušení, kterou je charakterizována pevnost horniny za různých stavů napjatosti. Právě formulace podmínky porušení je významná pro řešení geotechnických úloh. V praxi jsou v mechanice hornin zaužívány M-C a H-B podmínky (příklady vyhodnocení na Obr. 2-27 až 2-33). M-C podmínka byla převzata z mechaniky zemin, ovšem chování hornin značně zjednodušuje. Pro horniny typický nelineární průběh čáry pevnosti lépe vystihuje H-B podmínka vytvořená právě pro tuto problematiku (Hoek a Brown, 1980).

Ani tato teorie ovšem není dokonalá a jsou proto navrhovány částečná zlepšení, například zpřesnění aproximace pevnosti horniny v tahové oblasti (Cai, 2010). Nové poznatky z teoretické a praktické mechaniky hornin jsou do H-B podmínky postupně zapracovávány (Hoek a Brown, 2019), čím se zvyšuje její výstižnost. Velmi užitečnou pro praxi je možnost upravit parametry této podmínky pomocí stupnice GSI tak, aby charakterizovala celý skalní masív včetně diskontinuit. Toto rozšíření ovšem značně přesahuje problematiku laboratorního testování hornin, proto se jím autor dizertace podrobněji nezabýval.

- Přímé zjištění **tahové pevnosti hornin** si vyžaduje speciální vybavení, kterým standardně laboratoř MH nedisponuje, vyhotovení štíhlých zkušebních těles s vysokou geometrickou přesností a vyřešení uchycení tělesa při zkoušce (Nagaraj, 1993). Pro uvedené komplikace byla proto pozornost věnována jednodušejí proveditelné zkoušce v příčném tahu, označované též jako Brazílská zkouška, která určuje tahovou pevnost sice nepřímo, ale obecně je uznávaná jako plnohodnotná náhrada přímé zkoušky (Erarslan, 2012).

Snahy o zjednodušení zkoušky v přímém tahu ovšem neustaly. Luong (1986) publikoval ve Francii studii o modifikované tahové zkoušce – MTT (viz kap. 2.2.5). Tuto metodu používají v některých laboratořích MH v Rakousku (Blümel, 2000) a Německu (Plinninger et al., 2004). Autor dizertace také provedl pilotní studii v rámci ČR (Závacký, 2019). Molenda et al., (2013) vyjádřili pochybnosti o rozložení napětí v tělese při MTT a proto je nutné tuto metodu podrobněji prostudovat i z hlediska mechaniky.

- **Pevnost při bodovém zatížení** je již po dlouhou dobu etablovanou indexovou zkouškou, která se uplatňuje při geologickém průzkumu. Podrobně ji popisuje metodika ISRM (Franklin et al., 1985). V této metodice je popsán také způsob stanovení indexu pevnosti při bodovém zatížení  $I_{s(50)}$ , který se využívá jako klasifikační parametr a často se pomocí něho odhaduje pevnost horniny v jednoosém tlaku. K výpočtu  $I_{s(50)}$  se zavádí tzv. ekvivalentní průměr  $D_e$  a dále se pracuje se čtvercem této vzdálenosti ( $D_e^2$ ). Thuro (2010) modifikoval postup vyhodnocení, kde využívá přímo průmět plochy vzniklé porušením vzorku.

Thurova metodika je podle názoru autora jednodušejí uchopitelná, ovšem při přepočtu maximální síly dosažené při testu na indexovou hodnotu  $I_{s(50)}$  produkuje systematicky nižší hodnoty, než postup podle ISRM. Rozdíl vzniká nadhodnocením skutečné plochy porušení metodikou ISRM o 27 % v důsledku použití  $D_e^2$ . V praxi je pro vyhodnocování častěji používán postup podle ISRM. Proto je při použití jiného postupu, např. (Thuro, 2010), nutné dostatečně zdůraznit tento fakt a dále ho uvádět s hodnotou  $I_{s(50)}$ , aby nedošlo k dezinterpretaci výsledku.

Výsledek zkoušky může být ovlivněn nejenom anizotropií pevnosti testované horniny, či její vlhkostí, ale například i zkušeností a drobnými odlišnostmi v technice provádění testu operátorem (Durmeková et al., 2013). Proto je důležité zaznamenávat všechny okolnosti provádění zkoušky.

- **Schmidtova odrazová tvrdost** je často využívaná indexová zkouška k popisu hornin. Je považována za nedestruktivní metodu, která podle zkušeností autora může způsobit poškození v případě malých vzorků, například vrtných jader. Tato odrazová zkouška podléhá celé řadě detailů provedení zkoušky, které autor při testování pozoroval.

Je důležité pevné uložení testovaného vzorku tak, aby nedocházelo k disipaci nárazové energie a tím ke zkreslení měření. Zejména vrtná jádra by měla být uchycena vždy stejným způsobem, ideálně v souladu s ISRM metodikou (Aydin, 2009), protože při změně uchycení dochází k odlišnému útlumu nárazové energie a tím k ovlivnění výsledku.

Zkouška je také citlivá na objem zkušebního tělesa. Autor tento jev zaznamenal při testování bloků hornin a vrtných jader ze stejného materiálu (viz Tab. 2-11). Demirdag et al. (2009) identifikovali kritickou velikost vzorku  $1,33 \text{ dm}^3$ , nad kterou již nedochází k ovlivnění měření. Katz et al. (2000) popisují citlivost zkoušky na členitost povrchu testované horniny. Autor práce studoval tento jev na pískovci, kde při větší členitosti rostl rozptyl naměřených hodnot. To ale není důvodem k zamítnutí takových testů, ale jako opatření lze zvýšit počet měření, aby se zachovala výpovědná hodnota souboru naměřených hodnot. Rozdíly byly pozorovány i podle původu povrchu – přírodní diskontinuita, uměle rozpojená hornina (Závacký a Závacký, 2019). V Tab. 2-11 a na Obr. 2-39 a 2-40 je dokumentován rozdíl v hodnotách odrazové tvrdosti podle struktury horniny, kde jemnozrnější pískovec a droba dosáhly vyšší odrazovou tvrdost, než stejná, ale hrubozrnější hornina. Výše popsané jevy byly v průběhu práce podrobněji studovány pouze u dvou typů hornin a nelze tak zatím pozorované trendy zobecňovat.

Schmidtova odrazová zkouška je tedy do značné míry citlivá na okolnosti testování. V případě, že bychom trvali na dodržení všech podmínek eliminujících vnější vlivy, zkouška by přišla o svou jednoduchost a rychlost provedení. Je tedy na místě akceptovat jisté nedokonalosti v zájmu zachování robustné použitelnosti zkušební metody, které ovšem zohledníme při vyhodnocování výsledků. Právě k vyhodnocování poznamenává metodika ISRM, že by se neměly vyřazovat krajní hodnoty z naměřeného intervalu,

protože i ty charakterizují heterogenitu horniny. Jako výsledek by se měly uvádět nejenom průměrné hodnoty, ale také medián, modus a rozsah naměřených hodnot (Aydin, 2009).

- Měření **Shoreho odrazové tvrdosti** je v rámci ČR v současnosti ojedinělá zkouška. Má ovšem své přednosti, jako využitelnost i relativně malých vzorků, díky nízké nárazové energii nedochází k poškození vzorku, nebo jen ve velmi malé míře bezprostředně v místě dopadu testovacího hrotu a má potenciál v možnosti odhadu dalších vlastností hornin na základě takto zjištěné odrazové tvrdosti. Nevýhodou této zkoušky je nutnost testování těles s opracovaným hladkým povrchem, což ale na druhou stranu zlepšuje homogenitu měření.

Rozšířenější typ Shoreho přístroje C je citlivý na zkreslení měření na tělesech menšího objemu, než  $80 \text{ cm}^3$  (Altindag, 2002). Z tohoto pohledu je výhodnější použití přístroje typu D, který tuto citlivost nevykazuje a získané hodnoty odrazové tvrdosti projevují jen malé rozdíly oproti hodnotám z přístroje C (Hólmgeirsdóttir a Thomas, 1998).

## 4.2. Korelační analýza

Korelační analýza byla provedena na údajích ze 127 lokalit uvedených v databázi v „IG atlasu“ (Holzer et al., 2009) a v případě Shoreho odrazové tvrdosti na 16 lokalitách z dat autora. Studováno bylo celkem 6 dvojic vlastností (viz kap. 3.2). Kromě souboru všech lokalit, byly studovány i korelace v dílčích souborech rozříděných podle typů hornin. Hodnoty korelačních koeficientů  $r_{xy}$  jsou uvedeny sumárně v Tab. 4-1 a pro Shoreho odrazovou tvrdost v Tab. 4-2.

Pro všechny lokality se hodnota  $r_{xy}$  pohybuje v intervalu od 0,476 ( $R_{sch} - \sigma_c$ ) do 0,692 ( $R_{sh} - \sigma_c$ ). V případě rozdělení podle typů hornin, došlo v 11 z 22 případů ke zvýšení míry korelace. Očekávaný byl vyšší podíl kladných výsledků, takže se nepotvrdil předpoklad, že toto rozčlenění přinese významné zvýšení míry korelace. Celkově se míry korelace (pouze v rámci Tab. 4-1) pohybují v nízkých hodnotách a jenom 7 z 25 případů dosahuje silnou korelaci (nad 0,6). Jako nejvýznamnější se ukázaly vztahy  $\sigma_c - \sigma_{t,stit}$  a  $I_{s(50)} - \sigma_{t,stit}$  (o  $R_{sh} - \sigma_c$  bude pojednáno níže). Kromě dvou výjimek u granitoidů jsou všechny závislosti v Tab. 4-1 a Tab. 4-2 kladné.

Tab. 4-1: Míra korelace studovaných dvojic vlastností hornin vyjádřená hodnotou korelačního koeficientu  $r_{xy}$ .

Skupina hornin	$\rho_d - \sigma_c$	$\sigma_c - \sigma_{t,stit}$	$I_{s(50)} - \sigma_c$	$I_{s(50)} - \sigma_{t,stit}$	$R_{sch} - \sigma_c$
Všechny lokality (127)	0,480	0,644	0,570	0,637	0,476
Granitoidy (14)	0,365	0,004	-0,150	0,157	-0,518
Vulkanity (40)	0,708	0,823	0,757	0,819	0,644
Klastické sedimenty (19)	0,501	0,609	0,124	0,412	0,301
Karbonátové sedimenty (54)	0,595	0,303	0,305	0,323	0,594

Pozn.:  $\rho_d$  – objemová hmotnost suché horniny;  $\sigma_c$  – pevnost v jednoosém tlaku;  $\sigma_{t,stit}$  – pevnost v příčném tahu;  $I_{s(50)}$  – index pevnosti při bodovém zatížení;  $R_{sch}$  – Schmidtova odrazová tvrdost; v závorce uveden počet lokalit daného souboru.

Tab. 4-2: Míra korelace Shoreho odrazové tvrdosti  $R_{sh}$  a pevnosti v jednoosém tlaku  $\sigma_c$  vyjádřená hodnotou korelačního koeficientu  $r_{xy}$ .

Skupina hornin	Všechny lokality (16)	Vyvrělé + přeměněné (8)	Usazené (8)
$R_{sh} - \sigma_c$	0,692	0,926	0,827

Pozn.: v závorce uveden počet lokalit daného souboru.

Skupina granitoidů vykazuje celkově nejnižší míru korelace. Pouze v případě  $R_{sch} - \sigma_c$  dosahuje středně silnou korelaci, ovšem zápornou (viz Tab. 4-1), co je v rozporu s ostatními skupinami hornin a všeobecným předpokladem. Na Obr. 3-21 rozložení naměřených bodů také nejeví jednoznačně klesající trend a zřejmě jde o falešnou korelaci, která by při početnějších zkouškách mohla vykazat jiný trend. Protože se jedná o méně početný soubor



dat, který v jiných případech nevykazuje významnou korelaci, nelze hodnotě  $r_{xy}$  v tomto případě přikládat zásadní význam.

Skupina vulkanitů jako jediná skupina hornin ve všech korelacích dosáhla silnou, nebo velmi silnou míru korelace (viz Tab. 4-1). Má tedy nejvýznamnější podíl na míře korelace pro souhrn všech lokalit. Může to být způsobeno zastoupením poměrně širokého intervalu vlastností hornin. Uvážíme-li, že v souboru jsou začleněny horniny od málo pevných pórovitých tufů až po velmi pevné a kompaktní bazalty, je zde dobrý předpoklad na výraznější projevení se určitého trendu chování hornin. Naproti tomu granitoidy, nebo karbonátové sedimenty jsou v rámci své skupiny podobnými horninami z pohledu složení a struktury, tudíž trend korelovaných vlastností nemusí být tak výrazný a spíše se v naměřených hodnotách projevuje jistá náhodnost.

Podle hodnot  $r_{xy}$  se zdá jako nejlepší korelace  $R_{sh} - \sigma_c$ , obzvláště v případě rozčlenění podle typů hornin. Jedná se ovšem o vyhodnocení odlišného souboru dat, než v ostatních případech a jde o značně menší množinu údajů. Při rozšíření této analýzy lze také předpokládat pokles hodnot  $r_{xy}$  v důsledku velké variability chování hornin, které se projevilo v ostatních korelovaných vlastnostech. Nicméně je zapotřebí ověřit tento předpoklad dalším testováním a zatím jsou výsledky korelace  $R_{sh} - \sigma_c$  nejslibnější ze všech studovaných případů.

Regresní analýza byla provedena pouze v případech, kdy  $|r_{xy}| > 0,4$ . V Tab. 4-3 a 4-4 jsou sumarizovány typy regresních vztahů, které nejpřesněji popisují daný soubor hodnot. Mocinná funkce je nejpočetněji zastoupena, a to ve 12 z 19 případů. Pouze u vztahu  $\rho_d - \sigma_c$  je dominantní exponenciální funkce. Jak bylo zmíněno výše, skupina vulkanitů se významně podílí na míře korelace souhrnu všech lokalit. Odráží se to na typech regresních funkcí, které jsou pro samostatně hodnocené vulkanity a všechny lokality hodnocené společně totožné ve všech případech (viz Tab. 4-3).

Tab. 4-3: Shrnutí nejvýstižnějších typů regresních funkcí pro danou skupinu hornin a dvojici vlastností. V závorce uvedena hodnota koeficientu determinace  $R^2$ .

Skupina hornin	$\rho_d - \sigma_c$	$\sigma_c - \sigma_{t, \text{stt}}$	$I_{s(50)} - \sigma_c$	$I_{s(50)} - \sigma_{t, \text{stt}}$	$R_{\text{sch}} - \sigma_c$
Všechny lokality	Exp (0,45)	Moc (0,49)	Moc (0,34)	Moc (0,41)	Moc (0,46)
Granitoidy	-	-	-	-	Exp (0,30) *
Vulkanity	Exp (0,69)	Moc (0,79)	Moc (0,69)	Moc (0,75)	Moc (0,69)
Klastické sedimenty	Exp (0,27)	Log (0,41)	-	Moc (0,27)	-
Karbonátové sedimenty	Exp (0,36)	-	-	-	Moc (0,41)

Pozn.: Exp – exponenciální; Moc – mocinná; Log – logaritmická; \* - nerelevantní – viz diskuse k Tab. 4-1.

Tab. 4-4: Shrnutí nejvýstižnějších typů regresních funkcí  $R_{sh} - \sigma_c$  pro danou skupinu hornin. V závorce uvedena hodnota koeficientu determinace  $R^2$ .

Skupina hornin	Všechny lokality	Vyvěřelé + přeměněné	Usazené
$R_{sh} - \sigma_c$	Moc (0,58)	Log (0,88)	Moc (0,77)

V analýze chyby odhadu hledaného parametru horniny pomocí regresních vztahů se ukázalo, že některé dříve publikované regrese systematicky nadhodnocovaly (např. (3.35) a Obr. 3-22), nebo podhodnocovaly (např. (3.15) pro usazené horniny a Obr. 3-10) pevnost analyzovaných hornin. V některých případech docházelo k produkci nesmyslných odhadů, kdy pevnost nabývala záporných hodnot (např. (3.9) a Obr. 3-3). Není tedy vhodné nekriticky přebrat určitý regresní vztah bez jeho verifikace.

Dále je nutno upozornit, že regresní vztah s relativně vysokým koeficientem determinace  $R^2$ , který je považován za dobře vystihující popisovaná data, produkuje relativně rovnoměrně nadhodnocení i podhodnocení skutečné pevnosti. Jako příklad můžeme uvést zde navržený vztah (3.13) s  $R^2 = 0,79$  (viz Obr. 3-9 a Tab. 3-9). Z toho vyplývá, že i relativně spolehlivé regrese třeba používat obezřetně, protože pravděpodobnost nadhodnocení i podhodnocení pevnosti je relativně vyrovnaná. Z inženýrského pohledu je ovšem nutno přihlížet na určitou míru bezpečnosti. Pak se zdá, že za jistých okolností může být bezpečnější používat vztahy, které pevnost podhodnocují. To ale není exaktní přístup. Zlepšením v této oblasti by mohlo být zpracování pravděpodobnosti výskytu odhadnuté hodnoty pevnosti.

Jak se ukázalo z korelační a regresní analýzy, odhad hledaného parametru horniny regresními funkcemi není podle studovaných dat vhodné aplikovat obecně na větší množství lokalit. Příčinou může být citlivost výsledků zkoušek na detaily provádění testů diskutované v kap. 4.1, které se běžně nesledují, a proto je nedokážeme v další analýze zohlednit. Může se jednat například o aktuální míru vlhkosti vzorku a citlivost horniny na obsah vody, nebo vliv struktury horniny na odrazovou tvrdost a tak dále. Uplatnění regresních vztahů lze dále hledat v lokálnějším měřítku, kde se můžeme lépe soustředit na specifika studované horniny a nalézt korelace s vyšší mírou významnosti. Zde je prostor pro využití indexových zkoušek k identifikaci změny vlastností hornin, které jsou dále kvantifikovány podrobnějším laboratorním testováním.

## 5. Závěr

Dizertační práce sestává ze dvou stěžejních částí: laboratorní zkoušky a korelační analýza. První část se věnuje měření vlastností hornin významných z pohledu geotechniky. Druhá část se pak zabývá prací s výsledky laboratorních zkoušek, a to posouzením vzájemných korelací mezi vybranými vlastnostmi hornin a jejich regresní analýzou.

V souvislosti s dovybavením Ústavu geotechniky FAST VUT v letech 2014 až 2016 bylo rozšířeno i zařízení pro testování hornin. Právě zkoušky hornin totiž nebyly v předešlých letech na ústavu příliš frekventovány. Jedním z cílů dizertace proto bylo osvojení si postupů laboratorního testování v mechanice hornin. Jednalo se o poměrně náročný a rozsáhlý úkol, neboť s testováním souvisela i příprava horninových vzorků (vyžadující speciální techniky pro jádrové vrtání, řezání a broušení), která se předtím na Ústavu geotechniky nerealizovala a autor práce ji musel zavést a prakticky zvládnout. Dále bylo nutno naučit se ovládat nové laboratorní zařízení a fyzicky provést testy. V neposlední řadě šlo o zpracování naměřených dat a vyhodnocování zkoušek. Pro zvládnutí zmíněných úkolů autor provedl literární rešerši a navštívil několik zavedených laboratoří mechaniky hornin, a to i v zahraničí.

První část práce, která se soustředila na zprovoznění laboratorních zkoušek hornin a získání přehledu o teoretických a praktických souvislostech provádění testů, byla časově náročnější oproti původnímu předpokladu. Autor tak nezískal vhodný a dostatečně rozsáhlý soubor vlastních dat pro druhou část práce. Pro korelační a regresní analýzu proto byla převážně využita externí databáze.

Korelační a regresní analýza měla za cíl posoudit možnost využití jednoduchých, především indexových zkoušek, k odhadu pevnostních parametrů hornin. V rámci geotechnického průzkumu by tak bylo možné efektivněji plánovat náročnější a dražší zkoušky hornin. Výsledky zde provedené analýzy ovšem nepotvrdily tento předpoklad v obecné rovině. Dosažená míra korelace není dostatečná pro zevšeobecnění navržených regresí. Není to ale důvod k úplnému zavržení indexových zkoušek. Naopak, jejich potenciál lze dále hledat v kalibraci vztahů na místní poměry určité menší oblasti, resp. v rámci zkoumaného staveniště.

Dizertační práce v průběhu svého řešení poskytla komplexní základ pro další testování hornin na Ústavu geotechniky FAST VUT a rozvoj mechaniky hornin v rámci ústavu. Vytváří se tak potenciál pro další růst pracoviště. Přínosem je zavedení postupů pro stanovení přetvárných charakteristik hornin, které se na ústavu geotechniky doposud neprováděly. Dále jde o zavedení triaxiálních zkoušek hornin (realizovaných také na stříkaném betonu z tunelových ostění), které předtím v rámci VUT neprobíhaly. Provedena byla také pilotní studie přímého stanovení tahové pevnosti pomocí MTT. Tato zkouška byla podle autorovi dostupných informací provedena poprvé v rámci celé ČR.

## Seznam použitých zkratek a symbolů

<b>Zkratka</b>	<b>Popis:</b>
AdMaS	Výzkumné centrum Fakulty stavební VUT v Brně ( <i>Advanced Materials and Structures</i> )
ASTM	<i>American Society for Testing and Materials</i>
Exp	Exponenciální (funkce)
FMT	Katedra mechaniky hornin a tunelů na Technické univerzitě Graz ( <i>Institut für Felsmechanik und Tunnelbau</i> )
GSI	Klasifikační systém v mechanice hornin ( <i>Geological Strength Index</i> )
H-B	Hoek-Brownova podmínka porušení
ISRM	<i>International Society for Rock Mechanics</i>
Log	Logaritmická (funkce)
LOGAR	Metoda vyhodnocení indexu pevnosti z PLT zkoušek
LVDT	Typ snímače deformací ( <i>Linear Variable Differential Transformer</i> )
M-C	Mohr-Coulombova podmínka porušení
MH	Mechanika hornin
Moc	Mocninová (funkce)
MTT	Modifikovaná tahová zkouška ( <i>Modified Tension Test</i> )
NX	Profil jádra vývrtu 54,74 mm (2,155 <sup>o</sup> ) standardizované rozměrové řady „N“ pro diamantové jádrové vrtání
PLT	Zkouška pevnosti při bodovém zatížení ( <i>Point Load Test</i> )
RMR	Klasifikační systém v mechanice hornin ( <i>Rock Mass Rating</i> )
Std	Směrodatná odchylka ( <i>Standard deviation</i> )
STT	Zkouška v příčném tahu ( <i>Splitting Tensile Test</i> )
TBM	Metoda strojního ražení tunelů ( <i>Tunnel Boring Machine</i> )
UCS	Zkratka v angličtině pro pevnost v jednoosém tlaku (používané varianty: <i>Uniaxial/ Unconfined / Ultimate compressive strength</i> )
Var	Variační součinitel – podíl směrodatné odchylky a aritmetického průměru, resp. střední hodnoty

<b>Symbol:</b>	<b>Jednotka:</b>	<b>Popis:</b>
a	[-]	Empirická materiálová konstanta H-B podmínky porušení
A	[mm <sup>2</sup> ]	Plocha; plocha porušení při PLT zkoušce
a, b		Parametry regresních funkcí (regresní analýza)
c	[MPa; kPa]	Soudržnost, zdánlivá soudržnost (pro skalní horniny)
D	[mm; cm]	Příčný rozměr upraveného tělesa (průměr válce, hrana podstavy krychle/hranolu)
D <sub>e</sub>	[mm]	Ekvivalentní průměr vzorku při PLT zkoušce
E	[GPa]	Modul pružnosti statický (pouze vratná deformace)
E <sub>av</sub>	[GPa]	Průměrný modul deformace
E <sub>def</sub>	[GPa]	Modul deformace (vratná i trvalá deformace)
E <sub>dyn</sub>	[GPa]	Modul pružnosti dynamický
E <sub>sec</sub>	[GPa]	Sečnový modul deformace
E <sub>t</sub>	[GPa]	Tečnový modul deformace
ε	[-; με]	Poměrné přetvoření (obecně), jednotka με: ε*10 <sup>6</sup> (μm/m)
ε <sub>ax</sub>	[-; με]	Osové přetvoření
ε <sub>i</sub>		Chyba bodového odhadu (regresní analýza)
ε <sub>rad</sub>	[-; με]	Radiální přetvoření válce
ε <sub>vol</sub>	[-; με]	Objemové přetvoření
F	[kN; N]	Síla (obvykle maximální zatížení při zkoušce)
F <sup>c</sup>	[%]	Mrazuvzdornost
φ	[°]	Úhel vnitřního tření
I <sub>d</sub>	[%]	Odolnost proti rozpadu (stanovení: Slake Durability Test)
I <sub>s</sub>	[MPa]	Index pevnosti v tlaku (při bodovém zatížení)
I <sub>s(50)</sub>	[MPa]	Index pevnosti v tlaku (při bodovém zatížení) standardizovaný na průměr vzorku D = 50 mm
(II)		Směr rovnoběžně s vrstevnatostí či foliací
K	[-]	Korekční součinitel pro odhad pevnosti z PLT zkoušky
k <sub>f</sub>	k <sub>f</sub> [m.s <sup>-1</sup> ]	Propustnost
L	[mm; cm]	Délka upraveného tělesa (válec, hranol) mezi podstavami
LA	[-]	Odolnost proti drcení (stanovení: Los Angeles)
m	[kg; g]	Hmotnost
m <sub>d</sub>	[kg; g]	Hmotnost suchého vzorku
m <sub>h</sub>	[kg; g]	Hmotnost plně nasyceného vzorku pod vodou
m <sub>i</sub>	[-]	Empirická materiálová konstanta H-B podmínky porušení

$m_{\text{sat}}$	[kg; g]	Hmotnost vodou plně nasyceného vzorku
$m_{\text{sp}}$	[kg; g]	Hmotnost suchého vzorku obaleného parafinem
$m_{\text{sph}}$	[kg; g]	Hmotnost vzorku obaleného parafinem pod vodou
$n$	[%]	Pórovitost
$N$		Počet hodnot ve statistickém souboru (statistická veličina)
$N(v)$	[%]	Nasákavost (vodou)
$\nu$	[-]	Poissonovo číslo
$p_a$	[MPa; kPa]	Atmosférický tlak
$Q$	[-]	Korekční součinitel pro výpočet $I_{s(50)}$ při PLT zkoušce
$R$	[-]	Odrazová tvrdost
$R_{\text{sch}}$	[-]	Schmidtova odrazová tvrdost
$R_{\text{sh}}$	[-]	Shoreho odrazová tvrdost
$r_{xy}$		Korelační koeficient (statistická veličina)
$R^2$		Koeficient determinace (regresní analýza)
$\rho$	[kg/m <sup>3</sup> ; g/cm <sup>3</sup> ]	Objemová hmotnost (včetně pórů, dutin a jejich výplně)
$\rho_d$	[kg/m <sup>3</sup> ; g/cm <sup>3</sup> ], [pcf]	Objemová hmotnost ve vysušeném stavu
$\rho_{\text{par}}$	[kg/m <sup>3</sup> ; g/cm <sup>3</sup> ]	Objemová hmotnost parafínu
$\rho_s$	[kg/m <sup>3</sup> ; g/cm <sup>3</sup> ]	Hustota (pouze pevná fáze)
$\rho_w$	[kg/m <sup>3</sup> ; g/cm <sup>3</sup> ]	Objemová hmotnost vody
$s$	[-]	Empirická materiálová konstanta H-B podmínky porušení
$S_{\text{rez}}$		Reziduální součet čtverců (regresní analýza)
$S_{\text{tot}}$		Celkový součet čtverců (regresní analýza)
$\sigma$	[MPa; kPa]	Napětí (obecně)
$\sigma_{1,\text{max}}$	[MPa]	Maximální hlavní napětí; index max – vrcholová hodnota dosažená při triaxiální tlakové zkoušce
$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$	[MPa]	Maximální, střední a minimální hlavní napětí
$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$	[MPa]	Také pomocné indexy napětí při výpočtu přetvárných charakteristik
$\sigma_3$	[MPa]	Také komorové napětí při triaxiální tlakové zkoušce obvykle odpovídající minimálnímu hlavnímu napětí
$\sigma_c$	[MPa], [psi]	Pevnost v jednoosém tlaku
$\sigma_{c,\text{dry}}$	[MPa]	Pevnost v jednoosém tlaku vysušené horniny
$\sigma_{ci}$	[MPa]	Modelová pevnost horniny v jednoosém tlaku v H-B podmínce porušení
$\sigma_{c,\text{PLT}}$	[MPa]	Pevnost v jednoosém tlaku odhadnutá z PLT zkoušky

$\sigma_{c,SCH}$	[MPa]	Odhad pevnosti v jednoosém tlaku stanovený ze Schmidovy odrazové tvrdosti
$\sigma_{c,SHO}$	[MPa]	Odhad pevnosti v jednoosém tlaku stanovený ze Shoreho odrazové tvrdosti
$\sigma_{c,wet}$	[MPa]	Pevnost v jednoosém tlaku vodou nasáklé horniny
$\sigma_n$	[MPa; kPa]	Normálové napětí (v M-C podmínice porušení)
$\sigma_t$	[MPa]	Pevnost v tahu (v jednoosém tahu, nebo bez bližší specifikace)
$\sigma_{t,H-B}$	[MPa]	Extrapolovaná pevnost v tahu z H-B podmínky porušení
$\sigma_{to}$	[MPa]	Pevnost v tahu za ohybu
$\sigma_{t,slt}$	[MPa]	Tahová pevnost stanovená zkouškou v příčném tahu
$\sigma_{sw}$	[MPa], [%]	Bobtnavost
$t, T$	[-]	Regresní koeficienty pro odhad tahové pevnosti horniny z pevnosti v jednoosém tlaku
(T)		Směr kolmo k vrstevnatosti či foliaci
$\tau$	[MPa; kPa]	Smykové napětí
V	[m <sup>3</sup> ; cm <sup>3</sup> ]	Objem
w	[%]	Vlhkost (hmotnostní)
x		Nezávislá proměnná (regresní analýza)
y		Závislá proměnná (regresní analýza)
$\hat{y}_i$		Bodový odhad vysvětlované veličiny (regresní analýza)
$x_i, y_i$		Jednotlivá měření korelovaných veličin (regresní analýza)
$\bar{x}, \bar{y}$		Střední hodnoty korelovaných veličin (regresní analýza)

## Použitá literatura

- Altindag, R., 2002. Effects of Specimen Volume and Temperature on Measurements of Shore Hardness. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 35(2), pp.109-113.  
DOI:10.1007/s006030200014
- Altindag, R. & Güney, A., 2006. ISRM Suggested Method for determining the Shore Hardness value for rock. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 43(1), pp.19-22. DOI:10.1016/j.ijrmms.2005.04.004
- Altindag, R. & Güney, A., 2010. Predicting the relationships between brittleness and mechanical properties (UCS, TS and SH) of rocks. *Scientific Research and Essays*, 5(16), pp.2107-2118.
- Aydin, A., 2009. ISRM Suggested method for determination of the Schmidt hammer rebound hardness: Revised version. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 46(3), pp.627-634. DOI:10.1016/j.ijrmms.2008.01.020
- Barton, N., et al., 1978. ISRM Suggested Methods for the Quantitative Description of Discontinuities in Rock Masses, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts*, 15(6), pp.319-368.
- Bieniawski, Z.T. & Hawkes, I., 1978. ISRM Suggested methods for determining tensile strength of rock materials. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts*, 15(3), pp.99-103.
- Bieniawski, Z.T. et al., 1979. ISRM Suggested methods for determining the uniaxial compressive strength and deformability of rock materials, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts*, 16(2), pp.135-140.
- Bieniawski, Z.T., 1989. Engineering Rock Mass Classifications. New York: Wiley. 272 p.  
ISBN: 978-0-471-60172-2
- Blümel, M., 2000. Improved Procedures for Laboratory Rock Testing. In: *Proceedings ISRM Symposium EUROCK 2000 - Aachen*; pp.573-578. ISBN: 3-7739-1246-3.
- Briševac, Z. et al., 2017. Estimate of Uniaxial Compressive Strength and Young's Modulus of the Elasticity of Natural Stone Giallo d'Istria. *Procedia Engineering*, 191, pp.434-44.  
DOI:10.1016/j.proeng.2017.05.201
- Broch, E. & Franklin, J.A., 1972. The point-load strength test. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts*, 9(6), pp.669-676.
- Brosch, F.J. et al., 2000. Preliminary investigation results on fabrics and related physical properties of an anisotropic gneiss. *Journal of Structural Geology*, 22(11-12), pp.1773-1787. DOI:10.1016/S0191-8141(00)00106-1
- Cai, M., 2010. Practical Estimates of Tensile Strength and Hoek–Brown Strength Parameter  $m_i$  of Brittle Rocks. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 43(2), pp.167-184.  
DOI:10.1007/s00603-009-0053-1
- Cieslik J., 2013. Plasticity and damage of selected rocks in uniaxial and triaxial compression tests. Krakow: Wydawnictwa AGH. 149 p. ISBN: 978-83-7464-619-2
- Costin, L.S., 1987. Time-dependent deformation and failure. In: Atkinson, B.K. ed. *Fracture Mechanics of Rock*. London: Academic press, pp.167-215. ISBN 0-12-066265-5



- CONTROLS, 2018. Hoek cell for triaxial test. [cit. 2018-11-29]. Dostupné z: <http://www.controls-group.com/eng/rock-mechanics-testing-equipment/hoek-cells-and-sample-extruder.php>
- Deere, D.U. & Miller, R.P., 1966. Engineering classification and index properties for intact rock. Urbana: University of Illinois. 324 p. AFWL-TR-65-116
- Demirdag, S. et al., 2009. The effect of sample size on Schmidt rebound hardness value of rocks. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 46(4), pp.725-730. DOI:10.1016/j.ijrmms.2008.09.004
- Du, K. et al., 2019. Specimen shape and cross-section effects on the mechanical properties of rocks under uniaxial compressive stress. *Bulletin of Engineering Geology and the Environment*, 78(8), pp.6061-6074. DOI:10.1007/s10064-019-01518-x
- Durmeková, T. & Ondrášik, R., 2012. Nerovnorodosť a rozmerový efekt pri stanovovaní pevnostno-deformačných vlastností hornín. *Mineralia Slovaca*, 42(2), pp.149-156.
- Durmeková, T. et al., 2013. Vlastnosti hornín a ich stanovenie v laboratóriu - I. Skalné horniny. Bratislava: Univerzita Komenského. 173 p. ISBN: 978-80-223-3330-6
- Eberhardt, E. et al., 1998. Identifying crack initiation and propagation thresholds in brittle rock. *Canadian Geotechnical Journal*, 35(2), pp.222-233. DOI:10.1139/t97-091
- Erarslan, N. et al., 2012. Experimental and Numerical Studies on Determination of Indirect Tensile Strength of Rocks. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 45(5), pp.739-751. DOI:10.1007/s00603-011-0205-y
- Fairhurst, C.E. & Hudson, J.A., 1999. Discussion: Draft ISRM suggested method for the complete stress-strain curve for intact rock in uniaxial compression. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 36(3), pp.279-289. DOI: 10.1016/S0148-9062(99)00006-6
- Franklin, J.A. et al., 1985. ISRM Suggested method for determining point load strength. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts*, 22(2), pp.51-60.
- Goodman, R. E., 1989. Introduction to Rock Mechanics, 2nd Edition. New York: Wiley. 576 p. ISBN 978-0-471-81200-5.
- Havlíčková, D. et al., 2019. Mechanical properties of granulite from Horní Bory in Bohemian Massif. *Geoscience Engineering*, 65(4), pp.38-53. DOI: 10.35180/gse-2019-0022
- Hawkes, I. & Mellor, M., 1970. Uniaxial testing in rock mechanics laboratories. *Engineering Geology*, 4(3), pp.179-285. DOI:10.1016/0013-7952(70)90034-7
- Hoek, E. & Franklin, J.A. 1968. A simple triaxial cell for field and laboratory testing of rock. *Trans. Instn Min. Metall.*, 77, A22- 26.
- Hoek, E. & Brown, E.T., 1980. Empirical strength criterion for rock masses. *Journal of the Geotechnical Engineering Division, ASCE*, 106(GT9), pp.1013-1035.
- Hoek, E. et al., 2002. Hoek-Brown failure criterion - 2002 Edition. In: *NARMS-TAC Conference*. Toronto, pp.267-273.
- Hoek, E. & Brown, E.T., 2019. The Hoek–Brown failure criterion and GSI – 2018 edition. *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering*, 11(3), pp.445-463. DOI:10.1016/j.jrmge.2018.08.001

- Hólmgeirsdóttir, T. & Thomas, P.R., 1998. Use of the D-762 shore hardness scleroscope for testing small rock volumes. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 35(1), pp.85-92. DOI:10.1016/S0148-9062(97)00317-3
- Holzer, R. et al., 2009. Inžinierskogeologický atlas hornín Slovenska. Bratislava: Štátny geologický ústav Dionýza Štúra. 532 p. ISBN: 978-80-89343-29-4
- Horák, V., 1992. Prognóza mechanického chování hornin a její využití v geomechanice - Kandidátská disertační práce. Brno: Fakulta stavební – Vysoké učení technické v Brně.
- Horák, V., 2006. Mechanika hornin: Modul BF05-M01 Laboratoř mechaniky hornin. Brno: Fakulta stavební – Vysoké učení technické v Brně. 46 p.
- Kahraman, S., 2001. Evaluation of simple methods for assessing the uniaxial compressive strength of rock. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 38(7), pp.981-994. DOI:10.1016/S1365-1609(01)00039-9
- Katz, O. et al., 2000. Evaluation of mechanical rock properties using a Schmidt Hammer. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 37(4), pp.723-728. DOI:10.1016/S1365-1609(00)00004-6
- Kim, M.K. & Lade, P.V., 1984. Modelling rock strength in three dimensions. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts*, 21(1), pp.21-33. DOI:10.1016/0148-9062(84)90006-8
- Kovári, K. et al., 1983. ISRM Suggested methods for determining the strength of rock materials in triaxial compression: Revised version. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts*, 20(6), pp.285-290.
- Kwasniewski, M., 2007. Mechanical behaviour of rocks under true triaxial compression conditions – volumetric strain and dilatancy. *Archives of Mining Sciences*, 52(3), pp. 409–435.
- Li, D. & Wong, L.N.Y., 2013. The Brazilian Disc Test for Rock Mechanics Applications: Review and New Insights. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 46(2), pp.269-287. DOI:10.1007/s00603-012-0257-7
- Li, M. et al., 2016. A Novel True Triaxial Apparatus to Study the Geomechanical and Fluid Flow Aspects of Energy Exploitations in Geological Formations. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 49(12), pp.4647-4659. DOI:10.1007/s00603-016-1060-7
- Luong, M.P., 1986. A new test for tensile strength measurements. *Revue Francaise de Géotechnique*, 34(1), pp.69–74.
- Małkowski, P. & Ostrowski, Ł., 2017. The Methodology for the Young Modulus Derivation for Rocks and Its Value. *Procedia Engineering*, 191, pp.134-141. DOI:10.1016/j.proeng.2017.05.164
- Martin, C.D. & Chandler, N.A., 1994. The progressive fracture of Lac du Bonnet granite. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts*, 31(6), pp.643-659. DOI:10.1016/0148-9062(94)90005-1
- Meghanathan, N., 2016. Assortativity Analysis of Real-World Network Graphs based on Centrality Metrics. *Computer and Information Science*, 9(3), pp.7-25. DOI:10.5539/cis.v9n3p7

- Molenda, M. et al., 2013. Comparison of Hydraulic and Conventional Tensile Strength Tests. In: Jeffrey, R., ed. *Effective and Sustainable Hydraulic Fracturing*. Brisbane: InTech. ISBN: 978-953-51-6341-1. DOI:10.5772/56300
- MTS System Corporation, 2015. Triaxial Accessories for Rock Mechanics Testing. [cit. 27.8.2019]. Dostupné z: [https://www.mts.com/cs/groups/public/documents/library/mts\\_2013188.pdf](https://www.mts.com/cs/groups/public/documents/library/mts_2013188.pdf)
- Muralha, J. et al., 2013. ISRM Suggested Method for Laboratory Determination of the Shear Strength of Rock Joints: Revised Version. In: Ulusay, R., ed. *The ISRM Suggested Methods for Rock Characterization, Testing and Monitoring: 2007-2014*. Cham: Springer, pp.131-142. ISBN 978-3-319-07713-0. DOI:10.1007/978-3-319-07713-0\_10
- Nagaraj, T.S., 1993. Principles of Testing Soils, Rocks and Concrete. Amsterdam: Elsevier. 708 p. ISBN: 0444889116
- Novovičová, J., 2006. Pravděpodobnost a matematická statistika. Praha: Vydavatelství ČVUT. 154 p.
- Plinninger, R.J. et al., 2004. The Modified Tension Test (MTT) – Evaluation and Testing Experiences with a New and Simple Direct Tension Test. In: *Proceedings EUROCK 2004 & 53rd Geomechanics Colloquium*. Salzburg, pp.545-548.
- Sari, M., 2018. Investigating Relationships between Engineering Properties of Various Rock Types. *Global Journal of Earth Science and Engineering*, 5(1), pp.1-25. DOI:10.15377/2409-5710.2018.05.1
- Smith, H.J., 1997. The point load test for weak rock in dredging applications. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 34(3-4), pp.295.e1-295.e13. DOI:10.1016/S1365-1609(97)00063-4
- Šujanská, D. & Závacký, M., 2018. Vliv vody na pevnost skalních hornin. In: *Sborník příspěvků 46. konference Zakládání staveb*. Brno: Česká geotechnická společnost ČSSI, pp.7-12. ISBN: 978-80-87920-06-0
- Tang, Ch. & Hudson, J.A., 2010. Rock Failure Mechanisms: Explained and Illustrated. Leiden: CRC Press. 364 p. ISBN: 978-0415498517
- Thuro, K. et al., 2001. Scale effects in rock strength properties - Part 1: Unconfined compressive test and Brazilian test. In: *Rock Mechanics – a Challenge for Society EUROCK 2001*. Espoo, pp.169-174.
- Thuro, K., 2010. Empfehlung Nr. 5 “Punktlastversuche an Gesteinsproben“ des Arbeitskreises 3.3 “Versuchstechnik Fels“ der Deutschen Gesellschaft für Geotechnik. *Bautechnik*, 87(6), pp.322-330. DOI:10.1002/bate.201010025
- Tumac, D. et al., 2007. Estimation of Rock Cuttability from Shore Hardness and Compressive Strength Properties. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 40(5), pp.477-490. DOI:10.1007/s00603-006-0108-5
- Tuncay, E. et al., 2019. An approach to predict the length-to-diameter ratio of a rock core specimen for uniaxial compression tests. *Bulletin of Engineering Geology and the Environment*, 78(7), pp.5467-5482. DOI:10.1007/s10064-019-01482-6
- Ulusay, R. & Hudson, J.A., 2007. The Complete ISRM Suggested Methods for Rock Characterization, Testing and Monitoring: 1974-2006. Ankara: ISRM Turkish National Group. 628 p. ISBN: 978-975-93675-4-1

- Yagiz, S., 2009. Predicting uniaxial compressive strength, modulus of elasticity and index properties of rocks using the Schmidt hammer. *Bulletin of Engineering Geology and the Environment*, 68(1), pp.55-63. DOI:10.1007/s10064-008-0172-z
- Yaşar, E. & Erdoğan, Y., 2004. Estimation of rock physico-mechanical properties using hardness methods. *Engineering Geology*, 71(3-4), pp.281-288. DOI:10.1016/S0013-7952(03)00141-8
- Yoshinaka, R. et al., 2008. Practical determination of mechanical design parameters of intact rock considering scale effect. *Engineering Geology*, 96(3-4), pp.173-186. DOI:10.1016/j.enggeo.2007.10.008
- Wang, H. et al., 2017. Correlation of UCS Rating with Schmidt Hammer Surface Hardness for Rock Mass Classification. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 50(1), pp.195-203. DOI:10.1007/s00603-016-1044-7
- Wawersik, W.R. & Fairhurst, C., 1970. A study of brittle rock fracture in laboratory compression experiments. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts*, 7(5), pp.561-575. DOI:10.1016/0148-9062(70)90007-0
- Wikipedia, 2019. Linear variable differential transformer. [cit. 27.8.2019]. Dostupné z: [https://en.wikipedia.org/wiki/Linear\\_variable\\_differential\\_transformer](https://en.wikipedia.org/wiki/Linear_variable_differential_transformer)
- Wikipedia, 2020. Pearson correlation coefficient. [cit. 9.5.2020]. Dostupné z: [https://en.wikipedia.org/wiki/Pearson\\_correlation\\_coefficient](https://en.wikipedia.org/wiki/Pearson_correlation_coefficient)
- Wong, L.N.Y. et al., 2016. Water effects on rock strength and stiffness degradation. *Acta Geotechnica*, 11(4), pp.713-737. DOI:10.1007/s11440-015-0407-7
- Závacký, M., 2019. A comparison of testing methods for determination of sprayed concrete tensile strength. *Acta Polytechnica CTU Proceedings*, 23, pp.54-57. DOI:10.14311/APP.2019.23.0054
- Závacký, M. & Horák, V., 2019. Srovnání metodik pro stanovení přetvárnosti skalních hornin. In: *Sborník příspěvků 47. konference Zakládání staveb*. Brno: Česká geotechnická společnost ČSSI, pp.7-12. ISBN: 978-80-87920-07-7
- Závacký, M. & Štefaňák, J., 2019. Strains of rock during uniaxial compression test. *Stavební obzor - Civil Engineering Journal*, 28(3), pp.398-403. DOI:10.14311/CEJ.2019.03.0032
- Závacký, M. & Závacký, J., 2019. Aspekty vyhodnotenia merania tvrdosti hornín Schmidovým kladivom. In: *Zakladanie stavieb 2019 – Zborník príspevkov z 21. konferencie*. Stará Lesná: Spolok Statikov Slovenska, pp.118-125. ISBN: 978-80-89842-04-9
- Závacký, M., 2020. Vplyv štihlости horninových skúšobných telies na pevnosť v jednoosom tlaku. In: *Sborník příspěvků 22. odborné konference doktorského studia JUNIORSTAV 2020*. Brno: Fakulta stavební – Vysoké učení technické v Brně, pp.371-375. ISBN: 978-80-86433-73-8
- Zavoral, J. et al., 1987. Metodiky laboratorních zkoušek v mechanice zemin a hornin: III - Mechanika hornin. Praha: Český geologický úřad. 91 p.
- Zhao, X.G. & Cai, M., 2010. A mobilized dilation angle model for rocks. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 47(3), pp.368-384. DOI:10.1016/j.ijrmms.2009.12.007

## **Normy:**

ASTM D3967-95a: *Standard Test Methods for Splitting Tensile Strength of Intact Rock Core Specimens*. West Conshohocken: ASTM International, 1996.

ASTM D7012-13: *Standard Test Methods for Compressive Strength and Elastic Moduli of Intact Rock Core Specimens under Varying States of Stress and Temperatures*. West Conshohocken: ASTM International, 2013.

ČSN EN 14580: *Zkušební metody přírodního kamene – Stanovení statického modulu pružnosti*. Praha: Český normalizační institut ČNI, 2005.

ČSN EN 1926: *Zkušební metody přírodního kamene – Stanovení pevnosti v prostém tlaku*. Praha: Český normalizační institut ČNI, 2007.

ČSN EN 1997-2 „Eurokód 7“: *Navrhování geotechnických konstrukcí - Část 2: Průzkum a zkoušení základové půdy*. Praha: Český normalizační institut ČNI, 2008.

## Přehled publikovaných prací

- [1] ZÁVACKÝ, M., 2020. Vplyv štíhlosti horninových skúšobných telies na pevnosť v jednoosom tlaku. In: *Juniorstav 2020 – sborník příspěvků* [CD]. Brno: Fakulta stavební – Vysoké učení technické v Brně, s. 370-374. ISBN: 978-80-86433-73-8.
- [2] HAVLÍČKOVÁ, D., ZÁVACKÝ, M., KRMÍČEK, L., BLÜMEL, M., ROZSYPALOVÁ, I., 2019. Mechanical properties of granulite from horní bory in bohemian massif. *Geoscience Engineering*, 65(4), s. 38-53. ISSN: 1802-5420. DOI: 10.35180/gse-2019-0022
- [3] ZÁVACKÝ, M., MAJDA, T., ROZSYPALOVÁ, I., ŠTEFAŇÁK, J., 2019. Moravian greywacke – evaluation of fracture, strength and deformability properties. *E3S Web Conferences: AG 2019 – 5<sup>th</sup> International Conference on Applied Geophysics*, 133(2019), 02003. ISSN: 2267-1242. DOI: 10.1051/e3sconf/201913302003
- [4] ZÁVACKÝ, M., HORÁK, V., 2019. Srovnání metodik pro stanovení přetvárnosti skalních hornin. In: *Sborník příspěvků 47. konference Zakládání staveb*. Brno: Česká geotechnická společnost ČSSI, s. 7-12. ISBN: 978-80-87920-07-7.
- [5] ZÁVACKÝ, M., ZÁVACKÝ, J., 2019. Aspekty vyhodnotenia merania tvrdosti hornín Schmidtovým kladivom. In: *Zakladanie stavieb 2019 – Zbornik prispevkov z 21. konferencie*. Stará Lesná: Spolok Statikov Slovenska, s.118-125. ISBN: 978-80-89842-04-9.
- [6] ZÁVACKÝ, M., ŠTEFAŇÁK, J., 2019. Strains of rock during uniaxial compression test. *Civil Engineering Journal*, 2019(3), s. 398-403. ISSN: 1805-2576. DOI: 10.14311/CEJ.2019.03.0032
- [7] ZÁVACKÝ, M., 2019. A comparison of testing methods for determination of sprayed concrete tensile strength. *Acta Polytechnica CTU Proceedings*, 23(2019), s. 54-57. ISSN: 2336-5382. DOI: 10.14311/APP.2019.23.0054
- [8] ZÁVACKÝ, M., BLÜMEL, M., HORÁK, V., 2019. Laboratory determination of shear strength of rock. In: *Sborník příspěvků 14. mezinárodní konference Podzemní stavby Praha 2019* [CD]. Praha: Česká tunelářská asociace ITA-AITES, s. 1-5. ISBN: 978-80-906452-3-3.
- [9] HAVLÍČKOVÁ, D., ZÁVACKÝ, M., KRMÍČEK, L., 2019. Anisotropy of mechanical properties of greywacke. *Geoscience Engineering*, 65(1), s. 46-52. ISSN: 1802-5420. DOI: 10.35180/gse-2019-0005
- [10] ZÁVACKÝ, M., ŠTEFAŇÁK, J., 2018. Geotechnická laboratoř ve výzkumném centru AdMaS. *TUNEL*, 27(4), s. 23-29. ISSN: 1211-0728.
- [11] ŠUJANSKÁ, D., ZÁVACKÝ, M., 2018. Vliv vody na pevnost skalních hornin. In: *Sborník příspěvků 46. konference Zakládání staveb*. Brno: Česká geotechnická společnost ČSSI, s. 7-12. ISBN: 978-80-87920-06-0.
- [12] ZÁVACKÝ, M., CHALMOVSKÝ, J., MIČA, L., BÍLEK, P., 2018. Calibration of input parameter values for an advanced material model of sprayed concrete. *Acta Polytechnica CTU Proceedings*, 16(2018), s. 40-45. ISSN: 2336-5382. DOI: 10.14311/APP.2018.16.0040

- [13] ŠUJANSKÁ, D., ZÁVACKÝ, M., KRMÍČEK, L., 2018. Behaviour of syenite under triaxial load conditions. In: *18th International Multidisciplinary Scientific GeoConference SGEM 2018*. Sofia: STEF92 Technology, s. 137-144. ISBN: 978-619-7408-36-2.
- [14] HORÁK, V., ZÁVACKÝ, M., 2018. Předběžné posouzení interakce základu dálničního mostu na konstrukci stávajícího železničního tunelu. In: *Tunely a podzemné stavby 2018 - zborník príspevkov* [CD]. Žilina: Slovenská tunelárska asociácia, s. 56-56. ISBN: 978-80-973073-9-4.
- [15] ZÁVACKÝ, M., CHALMOVSKÝ, J., ŠTEFAŇÁK, J., MIČA, L., BÍLEK, P., 2018. Modelling of tunnel lining degradation. In: *5th International Conference on Road and Rail Infrastructure (CETRA 2018)*. Zagreb: University of Zagreb, s. 1499-1505. ISBN: 978-953-8168-25-3. DOI: 10.5592/CO/CETRA.2018.794
- [16] ZÁVACKÝ, M., 2018. Způsob vyhodnocení triaxiálních zkoušek hornin. In: *Juniorstav 2018 – sborník příspěvků* [CD]. Brno: Fakulta stavební – Vysoké učení technické v Brně, s. 552-557. ISBN: 978-80-86433-69-1.
- [17] KRMÍČEK, L., ZÁVACKÝ, M., 2017. Triaxial compression testing of multicomponent geomaterials from quartz-poor (syenitic) systems. *Geoscience Engineering*, 63(4), s. 1-7. ISSN: 1802-5420.
- [18] CHALMOVSKÝ, J., ZÁVACKÝ, M., MIČA, L., 2017. Calibration of an advanced material model for a shotcrete lining. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, 236, 012078. ISSN:1757-899X. DOI: 10.1088/1757-899X/236/1/012078
- [19] ZÁVACKÝ, M., ŠTEFAŇÁK, J., HORÁK, V., MIČA, L., 2017. Statistical estimate of uniaxial compressive strength of rock based on shore hardness. *Procedia Engineering*, 191, s. 248-255. ISSN: 18777058. DOI: 10.1016/j.proeng.2017.05.178
- [20] ZÁVACKÝ, M., 2016. Modernizace laboratoře mechaniky hornin Ústavu geotechniky VUT v Brně. In: *Workshop doktorandů 2016* [CD]. Ostrava: Ústav geoniky AV ČR, s. 1-4. ISBN: 978-80-86407-61-6.