Korigirani parametri stijenske raspucalosti i kritički osvrt na ostala empirijska svojstva stijenske mase na primjeru geoloških formacija Dohe, Katar

Vučemilović, Hrvoje

Doctoral thesis / Disertacija

2023

Degree Grantor / Ustanova koja je dodijelila akademski / stručni stupanj: **Josip Juraj Strossmayer University of Osijek, Faculty of Civil Engineering and Architecture Osijek / Sveučilište Josipa Jurja Strossmayera u Osijeku, Građevinski i arhitektonski fakultet Osijek**

Permanent link / Trajna poveznica: https://urn.nsk.hr/urn:nbn:hr:133:533759

Rights / Prava: In copyright / Zaštićeno autorskim pravom.

Download date / Datum preuzimanja: **2024-05-13**

GRAĐEVINSKI I ARHITEKTONSKI FAKULTET OSIJEK
Faculty of Civil Engineering and Architecture Osijek

Repository / Repozitorij:

Repository GrAFOS - Repository of Faculty of Civil Engineering and Architecture Osijek

DIGITALNI AKADEMSKI ARHIVI I REPOZITORIJI

Sveučilište Josipa Jurja Strossmayera u Osijeku

Građevinski i arhitektonski fakultet Osijek

Poslijediplomski sveučilišni studij Građevinarstvo

Doktorski rad

Korigirani parametri stijenske raspucalosti i kritički osvrt na ostala empirijska svojstva stijenske mase na primjeru geoloških formacija Dohe, Katar

mr. sc. Hrvoje Vučemilović dipl. ing. građ.

Osijek, 21. Travnja 2023. godine

Josip Juraj Strossmayer University of Osijek
Faculty of Civil Engineering and Architecture Osijek

Postgraduate University Study Programme in Civil Engineering

Doctoral dissertation

Corrected rock fracture parameters and critical review of other empirical properties of rock masses on the example of geological formations of Doha, Qatar

Mr. Sc. C. E. Hrvoje Vučemilović

Osijek, April 21st 2023.

Posvećeno mojoj supruzi i našoj dvojici sinova

Prosudbena povjerenstva i bibliografski podaci

Povjerenstvo za prihvaćanje teme doktorskog rada

Povjerenstvo za prihvaćanje teme doktorskog rada imenovano na 7. redovitoj elektoničkoj sjednici Fakultetsko vijeće Građevinskog i arhitektonskog fakulteta Osijek Sveučilišta Josipa Jurja Strossmayera u Osijeku, održanoj 10.veljače. 2021. godine:

1. izv. prof. dr. sc. Krunoslav, Minažek, dipl. Ing. građ., izvanredni profesor, Sveučilište Josipa Jurja Strossmayera u Osijeku, Građevinski i arhitektonski fakultet Osijek, predsjednik
2. prof. dr. sc. Mensur, Mulabdić, dipl. Ing. građ., redoviti profesor, Sveučilište Josipa Jurja Strossmayera u Osijeku, Građevinski i arhitektonski fakultet Osijek, član
3. prof. dr. sc. Ivan Vrkljan, professor emeritus, dipl. Ing. rud., Sveučilište u Rijeci, Građevinski fakultet, član

Tema, mentor i komentor doktorskog rada prihvaćeni su odlukom Fakultetskog vijeća Građevinskog i arhitektonskog fakulteta Osijek Sveučilišta Josipa Jurja Strossmayera u Osijeku na 9. redovitoj elektroničkoj sjednici održanoj 14. travnja 2021. godine.

Povjerenstvo za ocjenu doktorskog rada

Povjerenstvo za ocjenu doktorskog rada imenovano na 10. redovitoj sjednici Fakultetskog vijeća Građevinskog i arhitektonskog fakulteta Osijek Sveučilišta Josipa Jurja Strossmayera u Osijeku, održanoj

7. lipnja 2022. godine:

1. izv. prof dr. sc. Krunoslav Minažek, dipl. ing. građ., izvanredni profesor, Sveučilište Josipa Jurja Strossmayera u Osijeku, Građevinski i arhitektonski fakultet Osijek, predsjednik
2. prof. dr. sc. Predrag Miščević, dipl. Ing. građ.,redoviti profesor, Sveučilište u Splitu, Fakultet građevinarstva, arhitekture i geodezije, član
3. izv. prof. dr. sc. Petar Hrženjak, dipl. Ing. građ., izvanredni profesor, Rudarsko – geološko – naftnog fakulteta Sveučilišta u Zagrebu, član

prof. dr. sc. Sanja Dimter,dipl. ing. građ., redovita profesorica, Sveučilište Josipa Jurja Strossmayera u Osijeku, Građevinski i arhitektonski fakultet Osijek, zamjenska članica

Doktorski rad prihvaćen je odlukom Fakultetskog vijeća Građevinskog i arhitektonskog fakulteta Osijek Sveučilišta Josipa Jurja Strossmayera u Osijeku na 2. redovitoj sjednici održanoj 16. studenoga 2022. godine.

Povjerenstvo za obranu doktorskog rada

Povjerenstvo za obranu doktorskog rada imenovano na 2. redovitoj sjednici Fakultetskog vijeća Građevinskog i arhitektonskog fakulteta Osijek Sveučilišta Josipa Jurja Strossmayera u Osijeku, održanoj 16. studenoga 2022. godine.

1. izv. prof dr. sc. Krunoslav Minažek, dipl. ing. građ., izvanredni profesor, Sveučilište Josipa Jurja Strossmayera u Osijeku, Građevinski i arhitektonski fakultet Osijek, predsjednik
2. prof. dr. sc. Predrag Miščević, dipl. Ing. građ.,redoviti profesor, Sveučilište u Splitu, Fakultet građevinarstva, arhitekture i geodezije, član
3. izv. prof. dr. sc. Petar Hrženjak, dipl. Ing. građ., izvanredni profesor, Rudarsko – geološko – naftnog fakulteta Sveučilišta u Zagrebu, član
4. prof. dr. sc. Sanja Dimter,dipl. ing. građ., redovita profesorica, Sveučilište Josipa Jurja Strossmayera u Osijeku, Građevinski i arhitektonski fakultet Osijek, zamjenska članica

Doktorski rad javno je obranjen 21.04.2023. godine na Građevinskom i arhitektonskom fakultetu Osijek Sveučilišta Josipa Jurja Strossmayera u Osijeku.

Doktorski rad sadržava 162 stranice, 78 ilustracija, 37 tablica, 3 dodatka i 100 citiranih publikacija.

Mentor doktorskog rada je prof. dr. sc. Mensur Mulabdić, dipl. Ing. građ., Sveučilište Josipa Jurja Strossmayera u Osijeku, Građevinski i arhitektonski fakultet Osijek,

Komentor doktorskog rada je prof. dr. sc Predrag Miščević, dipl. Ing. građ., Sveučilište u Splitu, Fakultet građevinarstva, arhitekture i geodezije

Istraživanje u okviru doktorskog rada pripada znanstvenom području tehničkih znanosti, znanstvenom polju građevinarstvo.

Izjava o akademskoj čestitosti

Izjavljujem i svojim potpisom potvrđujem kako je doktorska disertacija isključivo rezultat mog vlastitog rada koji se temelji na mojim istraživanjima i oslanja se na objavljenu literaturu, a što pokazuju korištene bilješke i bibliografija. Izjavljujem kako nijedan dio rada nije napisan na nedozvoljen način, odnosno prepisan iz necitiranog rada te kako nijedan dio rada ne krši bilo čija autorska prava.

Izjavljujem kako nisam prijavio doktorsku disertaciju s istovjetnom temom na drugom studiju Sveučilišta ili na drugom sveučilištu.

Osijek, 21. Travnja 2023. g.

Predgovor

Stijenske formacije na području Države Katar, a posebice one ispod njene prijestolnice Dohe, tijekom protekla dva desetljeća bile su u središtu pažnje nebrojenih graditeljskih projekata. No nasumična priroda njihovih netaknutih svojstava i svojstava stijenske mase bila su, barem prije 2010. g., prepreka pokušajima da ih se podrobno znanstveno opiše i da se ujedine promatrana svojstva malih i velikih razmjera. Autor ovom problemu pristupa kao građevinski inženjer profesionalno aktivan u javnom građevinskom sektoru u Katru.

Stijenske mase Dohe i Katra već su bile tema istraživačkog rada od strane drugih autora različitih primijenjenih znanstvenih stupnjeva. Uzimajući u obzir da su ti prijašnji radovi već razotkrili neke vidove njihove prirode, ova disertacija predstavlja pokušaj da se ode korak dalje.

Ova disertacija najprije je rezultat mnogogodišnjih razmišljanja o upisu doktorskog studija. Stoga se zahvaljujem svojoj supruzi koja je bila ključna u nagovaranju i motiviranju. Ova disertacija ne bi postojala bez njenog ohrabrivanja i uvjeravanja koje je prethodilo upisu. Također se zahvaljujem svojim roditeljima koji su mi pružili obrazovanje do magistarske titule što mi je uvelike olakšalo doktorski studij.

Zahvaljujem se svojim mentorima prof. Mensuru Mulabdiću i prof. Predragu Miščeviću te prof. Ivanu Vrkljanu na njihovim savjetima, uputama i ispravcima tijekom svih koraka pisanja disertacije te, prije toga, tijekom objavljivanja prvog članka. Zahvaljujem se prof. Hishamu Eidu s Katarskog Sveučilišta na njegovom konkretnom prijedlogu kako poboljšati sadržaj prvog članka.

Veliko hvala i Dr. Evertu Hoeku na njegovoj pomoći vezanoj uz njegov raniji ključni rad. Zahvaljujem se Dr. Bassemu Soumayi koji je bio glavno nadahnuće za odabir područja disertacije i teme. Zahvaljujem se Colinu Willisu te Maheru Al Ajamu koji su pružili podršku oko dozvole za objavu prvog članka koji čini dobar dio materijala ove disertacije. Zahvaljujem se svojoj *alma mater* ustanovi, Građevinskom i arhitektonskom fakultetu u Osijeku na njihovoj fleksibilnosti koju su iskazali prema mojem pohađanju studija iz inozemstva. Na koncu se zahvaljujem svom katarskom poslodavcu, Qatar Trading and Contracting Grupi koja mi je omogućila radno okruženje prikladno za akademski istraživački rad.

Objavljeni radovi

1. Vučemilović, H., Mulabdić, M. & Miščević, P. (2021) Corrected Rock Fracture Parameters and Other Empirical Considerations for the Rock Mechanics of Rock Masses of Doha, Qatar. Geotech Geol Eng 39, 2823–2847 (2021). https://doi.org/10.1007/s10706-020-01658-y

   Pogledati Dodatak C.1.

2. Vučemilović, H. (2021) Technical Note Calculation of Mohr-Coulomb Parameters for Rocks of Doha, Qatar. Geotech Geol Eng (2021). https://doi.org/10.1007/s10706-021-01958-x

   Pogledati Dodatak C.2.

Sažetak

Ova disertacija uređena je prema sljedećim poglavljima:

Poglavlje 1 - Uvod: Uvodno se daje pozadinski pregled i objašnjenje za disertaciju, osvrćući se na povijest predmeta koji su razrađeni u njoj. Potom slijedi opis preduvjeta istraživačkog rada da bi se na kraju dao opis istraživačkih hipoteza.

Poglavlje 2 – Lokalna geologija Dohe i Katra: Dan je pregled lokalne geologije s naglaskom na područje grada Dohe. Predstavlja se stratigrafija slojeva koji obuhvaćaju cijeli Katar, potom slijedi detaljni opis triju geoloških članova i njihovih slojeva koji se javljaju ispod grada Dohe te na kraju fotografije s radova iskopa.

Poglavlje 3 – Metode i rezultati ispitivanja: Dan je opis metoda istraživanja, statistika i brojčani rasponi parametara iz istražnih bušotina, laboratorijskih ispitivanja i stijenskih kartiranja. Dani su standardi po kojima su izvršena laboratorijska i terenska ispitivanja te kratki opisi ispitnih mehanizama. Na koncu je dan prikaz rezultata ispitivanja u tekstualnom i tabličnom obliku.

Poglavlje 4 – *RQD-indeks* i njegove modifikacije za stijenske mase Dohe i Katra: U ovom poglavlju provedena je temeljna teorijska analiza *RQD-indeks* parametra i većine njegovih modifikacija i alternativa. Iznesena je rasprava o odnosu dva najbitnija parametra stijenske raspucanosti (*RQD-indeks* i *λ)* te o nedostacima *RQD-indeks*a. Detaljno su izneseni prethodni prijedlozi više autora o izmjenama i prilagodbama *RQD* parametra. Iznosi se rasprava o korištenju *RQD-indeks*a kod kartiranja stijenskih površina te se podržava drugačija inačica imenovanja *RQD-indeks*a kod ovog tipa uporabe (RQD_G-*indeks*).

Poglavlje 5 – *RQD-indeks* i *λ* za stijenske mase Dohe i Katra: U ovom poglavlju nudi se objašnjenje koji od modificiranih parametara iz poglavlja 4 i zašto je odabran za daljnju razradu spram katarskih stijenskih masa. Predstavljaju se i detaljno razrađuju dva korigirana parametra stijenske raspucanosti, jedan koji je zasnovan na *RQD-indeks*u te drugi koji je zasnovan na frekvenciji raspucanosti *λ* te ga prvi put predlaže autor, i to pomoću zapisa bušotinskog kartiranja i fotografija kutija stijenskih jezgri. Također su dane njihove probabilističke raspodjele te raspodjele vrijednosti parametara s dubinom. Pokazano je kako povezati dva parametra različite vrste (iz bušotina te kartiranja površina) putem statističke veze, u ovom slučaju njihovih srednjih vrijednosti. To je moguće uslijed matematičke prilagodljivosti korigiranog *RQD-indeks*a. Također se ukazuje na poboljšanu međusobnu korelaciju dvaju korigiranih parametara. Na kraju se razmatra utjecaj razmjera na oba parametra.

Poglavlje 6 – Kartiranje izloženih stijenskih površina u Dohi i Katru: U ovom poglavlju predstavljeni su podaci prethodnih autora i ovog istraživanja te koje se korelacije mogu uspostaviti između sustava klasifikacije stijenskih masa *GSI*, *Q* vrijednosti i RQD_G-*indeksa*, dobivenih kartiranjem stijenskih površina katarskih stijenskih masa te do kojih statističkih zaključaka se može doći. Također se nudi rasprava o primjenjivosti Hoek-Brown kriterija na katarske stijenske mase, temeljena na komponentnom parametru *Q* sustava (parametar broja setova pukotina J_n) te na ranijim Hoekovim razmatranjima.

Poglavlje 7 – Svojstva intaktnih stijena Dohe i Katra: nudi raspravu o svojstvima nataknute stijene koja su dobivena laboratorijskim ispitivanjima uzetim u razmatranje u ovom istraživanju. Rezultati uključuju jednoosnu tlačnu čvrstoću, indeks točkaste čvrstoće, troosnu čvrstoću te vlačnu čvrstoću brazilskom metodom. Dana je detaljna analiza za rezultate vlačne čvrstoće brazilskom metodom troosne čvrstoće na katarskim stijenskim uzorcima.

Poglavlje 8 - Zaključak

Dodatak A.1 – Hoek Brown i drugi modeli za stijene Doha i Katra: detaljno razlaže Hoek-Brownov kriterij i neke druge modele te njihovu primjenjivost na katarske stijenske mase. Rezultati brazilske vlačne čvrstoće su konvertirani u jednoosnu vlačnu čvrstoću putem izraza drugih autora. *R-indeks* vrijednosti su izračunate i za konvertirane i nekonvertirane rezultate vlačne čvrstoće te se primjenjuju tranzicijski ekvivalenti Hoek-Brownovih parametara za meke stijene. Raščlanjuju se troosna ispitivanja katarskih komercijalnih laboratorija te se objašnjava zbog čega ovakva ispitivanja ne mogu polučiti koherentan parametar m_i. Na koncu, nudi se rasprava o konverziji Hoek-Brownovih parametara u Mohr-Coulombove parametre te se pokazuje koji postupak je prema stavu autora najprikladniji, koji su najvjerojatniji rasponi MC parametara te su podastrti dokazi u prilog tvrdnjama.

Dodatak A.2 – Svojstva stijenskih masa Doha i Katra: Hoek-Brownov kriterij i drugi modeli primijenjeni su za izračun parametara stijenske mase katarskih stijena. Pokazano je da se tim izrazima mogu dobiti uski rasponi za tlačnu i vlačnu čvrstoću stijenske mase te modul elastičnosti stijenske mase, potvrdom od više autora. Na kraju je iznesen zaključak o svrstavanju katarskih stijenskih masa u kontekstu tipova stijenskih masa iz literature.

Dodatak B – Tablice sustava klasifikacije: Dane su tablice sustava klasifikacija stijenskih masa prema sustavima *RMR*, *Q*, *GSI* te EN ISO 14689:2017

Dodatak C – Objavljeni članci: Dana su dva objavljena članka autora na engleskom jeziku koji su prethodili disertaciji.

Zaključak dodataka

Ključne riječi

Doha Katar; korigirani parametri stijenske raspucanosti; svojstva stijenske mase; svojstva netaknute stijene; empirijski izrazi; bušotinski parametri; parametri kartiranja stijenskih površina; Hoek–Brownov kriterij; Mohr Coulombov kriterij; troosno ispitivanje stijena; prijelazna zona stijena ka tlima

Abstract

This thesis is organized under following chapters:

Chapter 1 - Introduction: Introduction is given which first provides an overview of the background and rationale for the dissertation, by giving a history of subjects which are elaborated in it. This is followed by a description of premises for this research endeavours, which is followed by a description of research hypotheses.

Chapter 2 – Local geology of Doha and Qatar: A review of the local geology is given with the emphasis on the area of the city of Doha. Stratigraphy of layers encompassing the whole of Qatar is presented, followed by a detailed description of three geological members and related layers that occur below the city of Doha, accompanied with some photographic records from excavations.

Chapter 3 – Methods and results of tests: The test methods, statistics and numerical ranges for the presented data from boreholes, lab tests and rock exposures mappings are presented in this section. Standards are listed which were followed during the execution of laboratory and field tests and short descriptions of test mechanisms are added as well. This is followed by test results summaries in both textual and tabular form.

Chapter 4 – *RQD* and its modifications for rock masses of Doha and Qatar: An in-depth and theoretical analysis of the *RQD* parameter and most of its modifications and alternatives is conducted in this section. Relationship between two principal rock fracture parameters is discussed first (*RQD* and λ). Shortcomings of *RQD* are discussed as well. Previous published proposals from multiple authors on *RQD* modifications and alternatives are discussed in detail. Usage of *RQD* in rock exposures mapping is discussed and different variant for *RQD* parameter is presented for this type of usage (RQD_G).

Chapter 5 – *RQD* and λ for rock masses of Doha and Qatar: In this section the explanation is offered which of the modified parameters from chapter 4 and why, has been chosen for detailed elaboration on the Qatari rock masses. Two corrected rock fracture parameters, one based on *RQD*, and the other based on the fracture frequency λ, which is proposed for the first time by the author, are presented and elaborated in detail with aid of logging records and core box photographs, including their probabilistic distributions and value vs. depth distributions. It is shown how to connect two parameters of different origin (from boreholes and from exposures mapping) via a statistical connection, in this case their mean values. This is possible due to mathematical adaptability of the corrected *RQD*. Likewise, the improved mutual correlation is demonstrated between the two corrected borehole parameters. Lastly, scale considerations for the two parameters are considered.

Chapter 6 – Rock face mapping in Doha and Qatar: In this section data is presented from previous authors and this research and what correlations can be drawn between rock mass classification systems *GSI*, *Q* and RQD_G, acquired through exposures mapping of Qatari rock masses, and what statistical conclusions can be reached. Also, a discussion is offered on the applicability of Hoek-Brown criterion to Qatari rock masses, based on the component parameter of the *Q* system (joint set number parameter J_n) and earlier considerations from Hoek.

Chapter 7 – Properties of intact rocks of Doha and Qatar: In this chapter, intact tock properties are discussed which were yielded by lab tests considered by the research. The results include uniaxial compressive strength, from which also secant elasticity modulus is obtained, point load index, triaxial strength, and Brazilian tensile strength. Detailed analysis is provided for *BTS* and triaxial test results for Qatari rock samples.

Chapter 8 - Conclusion

Appendix A.1 – Hoek-Brown and other models applied to rocks of Doha and Qatar: This section presents in detail the Hoek Brown criterion and some other models and their application to Qatari rocks. Brazilian tensile test results are converted to uniaxial tensile results via formulas from other authors. *R-index* values are calculated for both converted and unconverted tensile results, and transitional equivalents of Hoek-Brown parameters for soft rocks are applied as well. Triaxial test from Qatari commercial geotechnical labs are analyzed in detail and it is elaborated why these tests cannot give a coherent m_i parameter. Finally, conversion of Hoek-Brown parameters to Mohr-Coulomb parameters is discussed and it is demonstrated which procedure in the opinion of the author is the most appropriate, what are the likeliest MC parameters spans, and evidence is provided to substantiate the claims.

Appendix A.2 – Properties of rock masses of Doha and Qatar: Hoek-Brown law and other models are applied to calculate rock mass values for Qatari rock masses. It is shown that by applying these formulas narrow ranges can be obtained for rock mass compressive and tensile strength and rock mass elasticity modulus by corroboration from multiple authors. At the end a statement is offered on the classification of Qatari rock masses in the context of rock mass types discussed in the literature.

Appendix B: Classification systems tables: Tables are given of rock mass classification systems *RMR*, *Q*, *GSI* and EN ISO 14689:2017

Appendix C: Published papers: Two published papers are given in English language which predate this dissertation.

Conclusion of appendices

Keywords

Doha Qatar; Corrected rock fracture parameters; Rock mass properties; Intact rock properties; Empirical relations; Borehole parameters; Rock exposure mapping parameters; Hoek–Brown criterion; Mohr Coulomb criterion; Triaxial rock testing; Rock to soil transition zone

Sadržaj

Popis slika

Popis tablica

Popis simbola i kratica

1. Uvod 1
   1.1. Problemski okvir i obrazloženje 1
   1.2. O ovom istraživanju 3
   1.3. Istraživačke hipoteze 4
2. Lokalna geologija Dohe i Katra 6
   2.1. Uvod 6
   2.2. Stratigrafija 8
   2.3. Područje Dohe 8
3. Metode i rezultati ispitivanja 13
   3.1. Metode ispitivanja 13
   3.2. Rezultati ispitivanja 13
4. *RQD-indeks* i njegove modifikacije za stijenske mase Dohe i Katra 17
   4.1. Nedostaci *RQD*-indeksa 17
   4.2. Odnos *RQD-indeksa* i λ 20
   4.3. Metoda odabira *RQD-indeksa* 22
   4.4. *RQD* iz kartiranja izloženih stijenskih površina (indirektna metoda) 23
   4.5. Ponderirana gustoća pukotina 25
   4.6. Poboljšani *RQD-indeks* (RQD_I-*indeks*) 27
   4.7. Modificirani *RQD-indeks* (*MRQD-indeks*) 28
   4.8. Koeficijent stijenskih blokova (J_{cm}) 29
   4.9. Korigirani *RQD-indeks* (RQD_C-*indeks*) 29
   4.10. Modificirani *RQD* (*RQDm-indeks*) 30
5. *RQD-indeks* i λ za katarske stijenske mase 32
   5.1. Uvod 32
   5.2. RQD_C-*indeks* 32
   5.3. Korigirani indeks raspucanosti FI_C-*indeks* 34

5.4. Skupna analiza *RQD_C-indeksa* i *FI_C-indeksa* 36
5.5. Utjecaj razmjera za *RQD_C-indeks* i *FI_C-indeks* 47
6. Kartiranje izloženih stijenskih površina u Dohi i Katru 53
7. Svojstva intaktnih stijena Dohe i Katra 64
7.1. Uvod 64
7.2. *UCS*, I_s50 i E_s za katarske stijene 65
7.3. Rezultati troosnih i *BTS* ispitivanja za katarske stijene 69
8. Zaključak 76
8.1. Preporuke za daljnje istraživanje 78
Dodatak A.1. Hoek-Brown i drugi modeli za stijene Dohe i Katra 79
A.1.1. Hoek Brown model općenito 79
A.1.2. Hoek-Brown primijenjen na katarske netaknute stijene 83
A.1.3. Konverzija u Mohr Coulomb kriterij 85
A.1.3.1. Mohr-Coulomb konverzija za SL član 90
A.1.3.2. Mohr-Coulomb konverzija za MSH član 92
A.1.3.3. Mohr-Coulomb konverzija za RUS član 94
A.1.3.4. Provjera rezultata konverzije 95
A.1.3.5. Zaključno o Mohr-Coulomb konverziji za katarske stijene 97
Dodatak A.2. Svojstva stijenskih masa Dohe i Katra 99
Dodatak B – Tablice sustava klasifikacije 105
B.1. RMR sustav klasifikacije 105
B.2. Q sustav klasifikacije 106
B.3. GSI sustav klasifikacije 107
B.4. Stupnjevi trošnosti prema EN ISO 14689:2017 108
Dodatak C – Objavljeni članci 109
C.1. Vučemilović, H., Mulabdić, M. & Miščević, P. (2021) Corrected Rock Fracture Parameters and Other Empirical Considerations for the Rock Mechanics of Rock Masses of Doha, Qatar 109
C.2. Vučemilović H (2021) Technical Note Calculation of Mohr-Coulomb Parameters for Rocks of Doha, Qatar 140
Zaključak dodataka 149
Reference 151

Curriculum Vitae 161

Popis slika

Slika 1.1. Područje grada Dohe obuhvaćeno istraživanjem 4

Slika 2.1. Pojednostavljena geološka karta Katra (Al Yousef 2003 [50]) 7

Slika 2.2. Trošni Simsima vapnenac sloj, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51]10

Slika 2.3. Trošni Simsima vapnenac sloj 10

Slika 2.4. Simsima vapnenac sloj 10

Slika 2.5. Gore - Simsima vapnenac sloj, Dolje - Bazalni Simsima vapnenac sloj, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51] 11

Slika 2.6. Midra škriljevac sloj, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51] 11

Slika 2.7. Midra škriljevac sloj 11

Slika 2.8. Od gore: Midra škriljevac sloj, Khor vapnenac sloj i Rus kalcificirani sloj, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51] 12

Slika 2.9. Rus kalcificirani sloj 12

Slika 4.1. *RQD-indeks* princip prema [1] i [49].....17

Slika 4.2. *RQD** krivulje dobivene jednadžbom (4.2) za različite vrijednosti *t*, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51] 18

Slika. 4.3. Histogram raspodjele vjerojatnosti za *RQD-indeks*, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51] 19

Slika 4.4. Odnos između *RQD-indeska* i prosječne frekvencije λ (Priest i Hudson 1976 [17] lijevo; te Russo i Hormazabal 2019 [62] desno).....21

Slika 4.5. Odnos između *RQD-indeksa* i frekvencije λ za katarske stijenske mase (Vučemilović 2023 [72]) 21

Slika 4.6. Raspon *RQD-indeksa* za graničnu vrijednost 0,1 m i 0,7 m, za negativnu eksponencijalnu funkciju (Harrison (1999) [8]) 23

Slika 4.7. Optimalna granična vrijednost *RQD-indeka* za negativnu eksponencijalnu funkciju distribucije (Harrison (1999) [8]) 23

Slika 4.8. Linijsko kartiranje diskontinuiteta izloženog stijenskog lica (Terzaghi 1946 [66]) (nije u potpunosti u skladu s izrazom 4.9) 24

Slika 4.9. Histogram raspodjele vjerojatnosti za *RQD_G-indeksa* za elaborirane stijenske, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51] 25

Slika 4.10. Definicije mjerenja *WJD* kod bušotina i na ravnim površinama stijena (Haftani et al. 2015 [7]) te vrijednosti faktora f_i za svaki kutni interval (Palmstrom 2005 [68]) 26

Slika 4.12. Jezgre analizirane za RQD_I-indeks od Azimian (2015) [4]) 28

Slika 4.14. Varijacija *RQD_C-indeksa* sa *N*, za različite vrijednosti *a*, u standardnoj ravnini (lijevo) te u log-log ravnini (desno) (Li et al. 2009 [11]) 30

Slika 5.1. Histogram raspodjele vjerojatnosti *RQD_C-indeksa*, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51] 33

Slika 5.2. Korelacija *RQD_C–indeksa* i *RQD-indeksa* 34

Slika 5.3. Raspodjela vjerojatnosti za *FI-indeks*, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51]35

Slika 5.4. Raspodjela vjerojatnosti za *FI_C-indeks*, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51] 35

Slika 5.5. Raspodjela vjerojatnosti za ln(*FI_C*), kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51]36

Slika 5.6. Korelacija *FI-indeksa* i *RQD-indeksa*, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51]37

Slika 5.7. Korelacija *FI_C-indeksa* i *RQD_C-indeksa*, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51] 38

Slika 5.8. *RQD-indeks* po dubini, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51]..... 39

Slika 5.9. *FI-indeks* po dubini, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51] 39

Slika 5.10. *RQD_C-indeks* po dubini, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51]..... 40

Slika 5.11. *FI_C–indeks* po dubini, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51]..... 40

Slika 5.12. Primjer 1 dvaju fotografija kutija jezgri (gornja i donja), kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51] 41

Slika 5.13. Primjer 2 dvaju fotografija kutija jezgri (gornja i donja) 43

Slika 5.14. Primjer 3 dvaju fotografija kutija jezgri (gornja i donja 44

Slika 5.15. Primjer 4 dvaju fotografija kutija jezgri (gornja i donja) 45

Slika 5.16. Nepravilno i pravilno određivanje *FI-indeksa* ili FI_C*-indeksa*, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51] 47

Slika 5.17. Varijacija RQD_C*-indeksa*, *RQD-indeksa* sa idealiziranom frekvencijom pukotina Li et al. (2009) [11] 48

Slika 5.18. Teoretska varijacija FI_C*-indeks*a spram RQD_C,*-indeksa* za različite vrijednosti *SCR-indeks*a te za eksponent *a* vrijednosti (za RQD_C*-indeks*) od 0,25, i interval kartiranja od 1,0 m (Vučemilović 2023 [72]) 49

Slika 5.19. Teoretska varijacija FI_C 50

Slika 5.20. RQD_C 51

Slika 5.21. FI_C-indeks vrijednosti spram duljina intervala kartiranja (Vučemilović 2023 51

Slika 6.1. Korelacija *Q-sustava* i *RMR-klasifikacije* iz Stypulkowski i Bernardeau (2018) [25] 53

Slika. 6.2. Vrijednosti *RMR-klasifikacije* od Kassem (2016) [26] 54

Tablica 6.2. Vrijednosti RMR_{89}-klasifikacije od Karagkounis et al. (2016) [27] 54

Slika. 6.4. Probabilistička raspodjela *Q-sustava* 56

Slika. 6.5. Probabilistička raspodjela *GSI-indeksa*.....56

Slika 6.6. Korelacijski dijagram *Q-sustava* prema *GSI-indeksu*, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51] 57

Slika 6.7. Korelacijski dijagram *GSI-indeksa* prema *Q-sustavu*, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51] 57

Slika 6.8. Korelacijski dijagram *Q-sustava* prema RQD_G*-indeksu*, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51] 58

Slika 6.9. Korelacijski dijagram RQD_G*-indeksa* prema *Q-sustavu*, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51] 59

Slika 6.10. Korelacijski dijagram *GSI-indeksa* prema RQD_G-*indeksu*, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51] 59

Slika 6.11. Korelacijski dijagram RQD_G-*indeksa* prema *GSI-indeksu*, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51] 60

Slika 6.12. Frekvencija J_n vrijednosti iz Q vrijednosti iz tablice 3.1, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51] 61

Slika 6.13. Korištenje Hoek-Brown kriterija ovisno o broju skupova pukotina prema Hoek (2007) [38] 62

Slika 7.1. Vapnenački uzorak katarskih stijena prije i poslije *UCS* ispitivanja 64

Slika 7.2. Dijagram deformacija i ispitni podaci za *UCS* uzorak sa slike 7.1. 65

Slika 7.3. Dijagram E_S prema *UCS*, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51].....67

Slika 7.4. Dijagram *UCS* prema I_s50, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51].....67

Slika 7.5. Dijagram gustoće vjerojatnosti za I_S50, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51] 68

Slika 7.6. Dijagram gustoće vjerojatnosti za *UCS*, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51] 68

Slika 7.7. Dijagram gustoće vjerojatnosti za E_S , kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51]69

Slika 7.8. Primjeri Hoek-Brown anvelope sloma iz Mostyn i Douglas (2000) [40].....71

Slika 7.9. Troosni rezultati za SL član, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51].....72

Slika 7.10. Troosni rezultati za MSH član, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51]72

Slika 7.11. Troosni rezultati za RUS član, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51]73

Slika 7.12. Mohr–Coulomb vrijednosti iz konverzije, τ prema φ, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51] 74

Slika A1.1 Troosna ćelija za stijenske uzorke prema Franklin i Hoek [82] 80

Slika A1.2. Fizički značaj jednadžbi iz Hoek i Brown (1980b) [74] 81

Slika A1.3. Neprikladni uređaji (lijevo) i metode (sredina) za izvođenje i razradu troosnih ispitivanja u usporedbi s uputama iz ASTM D7012-10 (2010) [52] (gore desno), ka kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [85]) 87

Slika A1.4. Korelacije između *R-indeksa* i m_i za pet tipova stijena prema Shen i Karakus (2014) [83]89

Slika A1.5. Graf Mohr-Coulomb konverzije za SL prema Hoek i Brown (1997) [30], k kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [85]) 92

Slika A1.6. Graf Mohr-Coulomb konverzije za MSH prema Hoek i Brown (1997) [30], ka kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [85]) 93

Slika A1.7. Graf Mohr-Coulomb konverzije za RUS prema Hoek i Brown (1997) [30], kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [85]) 95

Slika A2.1. Graf UCS_{rm}/UCS spram *GSI* spram UCS_i & UCS_i/T, iz Carter et al. (2008) [41] 99

Slika A2.2. Graf $\sigma_{crm} = UCS_{rm}$ spram *UCS* i *GSI* u prijelaznoj zoni, iz Carvalho et al. (2007) [42] 100

Slika A2.3. Načini oštećivanja stijena i sloma za tvrde stijene prema Diederichs et al. (2004) [98] & Diederichs et al. (2007) [99] 104

Popis tablica

Tablica 2.1. Pregled geologije stijenskih masa Dohe[a], kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51] 9

Tablica 3.1. Sažetak rezultata stijenskog kartiranja, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51] 14

Tablica 3.2. Sažetak rezultata troosnih ispitivanja 15

Tablica 3.3. Sažetak rezultata ispitivanja na uzorcima iz bušotina, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51] 15

Tablica 4.1. Sažetak *RQD-indeks* podataka....19

Tablica 4.2. Sažetak podataka za RQD_G*-indeks*....25

Tablica 4.3. Klasifikacija stijenskih masa prema RQD_I*-indeksu* (Azimian (2015) [4]) 27

Tablica 4.4. Klasifikacija stijenskih masa prema *MRQD-indeksu* (Araghi et al. 2006 [3]) 29

Tablica 5.1. Sažetak RQD_C*–indeks* i FI_C*-indeks* podataka, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51] 36

Tablica 5.2. Primjerni izračuni *RQD-indeksa* , RQD_C*-indeksa FI-indeksa* i FI_C*-indeksa* za jezgre sa slike 5.12 , kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51]....42

Tablica 5.3. Primjerni izračuni *RQD-indeksa* , RQD_C*-indeksa FI-indeksa* i FI_C*-indeksa* za jezgre sa slike 5.13 43

Tablica 5.4. Primjerni izračuni *RQD-indeksa* , RQD_C*-indeksa FI-indeksa* i FI_C*-indeksa* za jezgre sa slike 5.14 44

Tablica 5.5. Primjerni izračuni *RQD-indeksa* , RQD_C*–indeksa FI-indeksa* i FI_C*–indeksa* za jezgre sa slike 5.15 45

Tablica 5.6. Udjeli različitih duljina intervala kartiranja za RQD_C*-indeks* i FI_C*-indeks* (Vučemilović 2023 [72])....52

Tablica 6.1. Sažetak podataka za *RMR-klasifikacije* od Kassem (2016) [26]....54

Tablica 6.3. Sažetak podataka za *Q-sustav, GSI-indeks* i RQD_G*-indeks*, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51] 55

Tablica 7.1. Sažetak podataka za *UCS*, I_s50 i E_s, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51]66

Tablica 7.2. Vrijednosti za konstantu m_i za intaktnu stijenu, po vrstama stijena, prema Hoek i Brown (1997) [30] 70

Tablica 7.3. Sažetak rezultata troosnih ispitivanja 71

Tablica 7.4. Sažetak *BTS* ispitnih podataka, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51]74

Tablica 7.5. Sažetak konvertiranih jednoosnih vlačnih čvrstoća preko omjera *UTS* prema *BTS*, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51] 75

Tablica A1.1. Sažetak izračunatih m_i i vezanih vrijednosti iz jednadžbi od mekoliko autora[a], kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51] 84

Tablica A1.1. nastavak 85

Tablica A1.2 Mohr-Coulomb podaci od prethodnih autora za katarske stijenske mase i iz ove disertacije , kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [85]) 86

Tablica A1.3. Primjerni izračun Mohr-Coulomb vrijednosti iz troosnih ispitnih rezultata za RUS formaciju, prema Hoek (1983) [86] jednadžbama (1) do (3), kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [85]).....88

Tablica A1.4. Odabrane m_i vrijednosti.....89

Tablice A1.5. Mohr-Coulomb koverzija za SL član, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [85]) 90

Tablice A1.6. Mohr-Coulomb konverzija za MSH član, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [85]).....92

Tablice A1.7. Mohr-Coulomb konverzija za RUS član, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [85]).....94

Tablica A1.8. Prikaz Mohr-Coulomb parametara za sedimentne stijene od drugih relevantnih autora, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [85]) 96

Tablica A2.1. Sažetak veličina stijenske mase iz više jednadžbi i od više autora, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51]) 101

Tablica A2.1. nastavak 102

Tablica A2.2. Dodatni parametri stijenske mase izvedeni za predmetne stijenske mase 103

Tablica B.1. Sustav klasifikacije *RMR* prema Bieniawski (1989) [59] 105

Tablica B.2. Sustav klasifikacije *Q* prema Barton et al. (1974) [13] 106

Tablica B.3. Sustav klasifikacije *GSI* prema Marinos i Hoek (2000) [79] 107

Tablica B.4. Stupnjevi trošnosti stijenskih masa prema EN ISO 14689:2017 [48] 108

Popis simbola i kratica

simbol / kratica	značenje
a, f	eksponent potencijske funkcije
a	empirijska materijalna konstanta (Hoek-Brown)
a^*	empirijska materijalna konstanta – tranzicijski ekvivalent
A	površina presjeka uzorka
ASTM	Američki standard za ispitivanje materijala
BTS	vlačna čvrstoća brazilskom metodom
c	kohezija
c_i	trenutna kohezija
CW, C	duljina praznog dijela bušotinske jezgre
CV	koeficijent varijacije
D	faktor poremećaja (*disturbance*), promjer
E_s	sekantni modul elastičnosti
E_i	modul elastičnosti intaktne stijene
E_{rm}	modul elastičnosti stijenske mase
F	korekcijski faktor
FI	*FI-indeks*, indeks raspucanosti (*fracture index*)
Fr, Cr	duljina raspucanog dijela bušotinske jezgre
FI_C	FI_C*-indeks*, korigirani indeks raspucanosti (*fracture index corrected*)
GSI	*GSI-indeks*, geološki indeks čvrstoće
I_s50	indeks točkaste čvrstoće
J_v	volumetrijski broj pukotina
J_n	indeks skupova/familija pukotina
J_r	indeks hrapavosti pukotina
J_a	indeks alteracije pukotina
J_w	indeks redukcije vode u pukotinama
J_{cm}	koeficijent stijenskih blokova
K	duljina ispranog dijela bušotinske jezgre
K_o	koeficijent tla pri mirovanju
L	razmak dodirnih točaka
L, L_t	ukupna duljina bušene jezgre
L_{FZ}	duljina nečvrstog dijela bušotinske jezgre
m	empirijska materijalna konstanta (Hoek-Brown)
m_i	netaknuta stijenska konstanta
m_b	konstanta stijenske mase
m_b^*	empirijska materijalna konstanta – tranzicijski ekvivalent
MR	omjer modula
MRi	intaktni omjer modula
NGI	Norveški geotehnički institut

n	broj uzoraka
n_d	broj diskontinuiteta / pukotina
N	broj jezgara (komada)
p_a	atmosferski tlak
p_r, pu	postotak izvađenih jezgri
P	opterećenje sloma
Q	*Q*-sustav
RQD	*RQD-indeks*, indeks kvalitete jezgre
RQD_G	RQD_G*-indeks,* generalizirani indeks kvalitete jezgre
RQD_C	RQD_C*–indeks,* korigirani indeks kvalitete jezgre (*RQD corrected*)
*RQD**	teoretski *RQD-indeks*
RQDm	modificirani *RQD-indeks*
MRQD	modificirani *RQD*-indeks
RQD_I	poboljšani RQD-indeks (*RQD improved*)
RQD_{WJD}	*RQD-indeks* ponderirane gustoće pukotina
RMR	*RMR-klasifikacija,* ocjena stijenske mase (*rock mass rating*)
R^2, r^2	koeficijent određenosti
s	empirijska materijalna konstanta (Hoek-Brown)
s^*	empirijska materijalna konstanta – tranzicijski ekvivalent
SCR	*SCR-indeks*, postotak krutih izvađenih jezgri (*solid core recovery*)
SRF	faktor smanjenja naprezanja (*stress relief factor*)
T_{rm}	vlačna čvrstoća stijenske mase - dvoosna
t	granična vrijednost duljine / prag duljine
t^*	teoretska granična vrijednost / prag duljine
UCS	jednoosna tlačna čvrstoća (*unconfined compressive strength*)
UCS_i	intaktna jednoosna tlačna čvrstoća
UCS_{rm}	jednoosna tlačna čvrstoća stijenske mase *(UCS for rock mass*)
UTS	jednoosna tlačna čvrstoća (*uniaxial tensile strength*)
VZ	duljina šupljikavog dijela bušotinske jezgre (*vuggy zone*)
wJd, WJD	ponderirana gustoća pukotina (*weighted joint density*)
W	širina ili debljina jezgre/uzorka (*width*)
$\overline{X}$	srednja vrijednost
δ	kut spram vertikale/osi
λ	frekvencija pukotina
λ_s	frekvencija pukotina duž linije kartiranja
$\mu_{1/2}$	medijan vrijednost
σ	standardna devijacija
σ_n	normalno naprezanje
σ_n'	efektivno normalno naprezanje
σ_{ni}	normalno naprezanje u točki tangente
σ_1	osno glavno naprezanje
σ_3	glavno bočno naprezanje

σ_{ci} , σ_c	intaktna tlačna čvrstoća
σ_{cm} , σ_{crm}	tlačna čvrstoća stijenske mase
σ_{tm}	vlačna čvrstoća stijenske mase jednoosna
σ_t	vlačna sila cijepanja, vlačna čvrstoća
τ	posmično naprezanje/čvrstoća
φ	kut trenja
φ_i	trenutni kut trenja
ϑ_i	akutni kut između normale i skupa pukotina

1. Uvod

1.1. Problemski okvir i obrazloženje

RQD-indeks (*Rock Quality Designation* – indeks kvalitete jezgre) je parametar procjene za stijene koji je 1963. g. uveo Deere (1963) [1] kao parametar procjene iz istražnih bušotina. U vremenu od tada, doživio je brojne primjene kao jedan od glavnih parametara mehanike stijena. Međutim, posljednjih 20 godina znanstvena zajednica dovodi u pitanje njegovu valjanost i korisnost te predlaže promjene i adaptacije, npr. u Ahmed (2013) [2], Araghi et al. (2006) [3], Azimian (2015) [4], Bartolomé et al. (2007) [5], Chen et al. (2019) [6], Haftani et al. (2015) [7], Harrison (1999) [8] te Zhao i Zhi (2015) [9]. U isto vrijeme, neki autori zastupaju djelomično ukidanje u korist drugog parametra (Pells et al. 2017 [10]).

Jedan od alternativnih predloženih parametara je *RQD-indeks* korigirani, ili RQD_C*-indeks* koji su prvotno predložili 2009. g. Li et al. (2009) [11] i bio je primijenjen na konkretnu stijensku masu u Ahmed (2013) [2] ali je bio razrađen u ograničenom obimu.

Jednako tako, sa uvođenjem parametara stijenskog kartiranja; ocjene stijenske mase - Rock Mass Rating *RMR* 1973. g. od strane Bieniawskog et al. (1973) [12]; indeksa kakvoće stijene – Rock Mass Rating *Q* 1974. g. od strane Bartona et al. (1974) [13]; *RQD-indeks* je postao parametar procjene stijenskih masa izvan istražnih bušotina, gdje ga se procjenjuje promatranjem izloženih stijenskih površina iz iskopa ili sa površinskih stijena. Do danas je predloženo razlikovanje za ova dva različita načina primjene putem generaliziranog RQD-*indeks*a (Du et al. 2000 [14] ,Wang et al. 2002a [15] te Zhang et al. 2012a [16])

λ (frekvencija pukotina), koja se još naziva i *FI-indeks* te FF-indeks (Fracture Indeks – indeks raspucanosti te fracture frequency - frekvencija pukotina) je parametar razrađen 1976. g. kada mu je i uspostavljena matematička povezanost s *RQD-indeksom* u Priest i Hudson (1976) [17], dok je poopćena matematička povezanost uspostavljena za *RQD-indeks* s proizvoljnom graničnom duljinom 2000. g. u Hudson i Harrison (2000) [18]. U jednakoj mjeri λ je široko korišten do danas i do sada nisu iznašani prijedlozi ka modifikacijama ili adaptacijama. Međutim jedan autorski par je predložio matematičku ovisnost između λ i *RQD-indeks* za određenu lokaciju (Indonezija) u Vali i Arpa (2012) [19].

Kada su u pitanju prethodni radovi o katarskim stijenskim masama, prve od njih tijekom sedamdesetih objavili su Cavelier et al. (1970) [20] te su bili geološke tematike. Kasniji radovi o geologiji objavljivani su u vremenu od tada sve do 2017. g. Najzapaženiji su radovi Al-Saad et al. (2002) [21], Cavelier et al. (1970) [20], Embabi i Ali (1990) [22] & Sadiq i Nasir (2002) koji su ujedno i reference ovoj disertaciji [23]. Radovi koji se bave mehanikom stijena počeli su s 2010. g., i uključuju ukupno sedam radova koji su uzeti kao reference u ovom radu. Svi ovi radovi dali su vrijedna saznanja; vrijednosne raspone odabranih parametara (za čvrstoću i modul elastičnosti stijenske mase, jednoosnu netaknutu čvrstoću *UCS* i netaknuti modul elastičnosti E_S, *RMR*, *GSI*, Mohr-Coulombove parametre itd.). Među njima, jedna skupina autora je pokušala povezati netaknuta svojstva s penetracijskim parametrima tunelskih strojeva velikog promjera (TBM-ovi) u Jakubowski et al. (2017) [24]. Slična skupina autora je uspostavila korelaciju između *RMR* i *Q* u Stypulkowski i Bernardeau (2018) [25]. U svom magistarskom radu Kassem (2016) [26] je uspostavio korelaciju između *RMR-a* i brzine napredovanja mikrotunelskih strojeva. Drugi autori izračunali su raspon vrijednosti za modul elastičnosti stijenske mase u Karagkounis et al. (2016)

[27]. Nekoliko autora okarakterizirali su katarske stijenske mase kao meke u Jakubowski at al. (2017) [24], Karagkounis et al. (2016) [27], Kassem (2016) [26] te Stypulkowski et al. (2014) [28]. Jedna publikacija dala je vrijednosti za čvrstoću i modul elastičnosti stijenske mase za jedan od geoloških članova (Simsima) u Fourniadis (2010) [29], dok je jedna druga dala vrijednosti modula elastičnosti za sva tri geološka člana u Karagkounis et al. (2016) [27].

Većina korisnika iz struke po pitanju katarskih stijenskih masa oslanja se na Mohr-Coulombov model za tla, što je prisutno u cijeloj građevinskoj struci u Katru, s naglaskom na projektante i komercijalne laboratorije koji koriste rezultate laboratorijskih i terenskih ispitivanja isključivo s ciljem izravnog dobivanja Mohr-Coulombovih parametara, na većim tunelskim projektima u zemlji.

Obim sagledavanja stijenskih masa možemo proširiti. Znamo da su brojni autori, od kojih su najznačajniji Hoek i Brown, npr. u Hoek i Brown (1997) [30], prethodno objavili radove o rasponima vrijednosti za netaknutu stijensku konstantu m_i, i to za tipove stijena iz cijelog svijeta, među njima i vrijednosti za vapnence, dolomite i škriljevce slične onima kakve nalazimo kod katarskih stijenskih masa. Isti i drugi autori prethodno su objavljivali kako se izvode troosona ispitivanja netaknutih stijenskih uzoraka, kako se iz njih računa m_i (Hoek i Brown 1980a [31]) te kako se dobiva krivulja anvelope za Hoek-Brownov kriterij te kako se računaju drugi stijenski parametri (s, a, konstante m, m_b, E_{rm} tlačna i vlačna čvrstoća stijenske mase σ_{rm}, τ_{rm} i T_{rm}) u Hoek i Brown (1980a) [31], Hoek i Brown (1988) [32], Hoek i Brown (1997) [30] te Hoek et al. (2002) [33] itd. Jedan autorski par objavio je rad s izrazom kako dobiti m_i preko netaknutih vrijednosti tlačne i vlačne čvrstoće u Arshadnejad i Nick (2016) [34]. Drugi autori objavljivali su o *R-indeksu* i njegovom međuodnosu s m_i u Cai (2009) [35] i Richards i Read (2011) [36]. Na rad Perras i Diederichs (2014) [37] možemo se referirati po pitanju prosječnih omjera vlačne osne čvrstoće i brazilske vlačne čvrstoće za tri temeljne vrste stijena, sedimentne, metamorfne te vulkanske.

Zalaženjem dublje u teoriju mehanike stijena, možemo se referirati na radove koji stavljaju u odnos broj setova pukotina stijenske mase i mjeru prikladnosti za korištenje Hoek-Brown kriterija (Hoek 2007 [38]). Možemo se referirati na prethodne radove koji tvrde da Hoek-Brownov kriterij nije neselektivno primjenjiv na meke stijene (stijenske mase s niskim *UCS* vrijednostima i niskim *GSI* vrijednostima) u Brown (2008) [39] i Mostyn i Douglas (2000) [40]. Treba spomenuti i radove o tranzicijskom području za meke stijenske mase koje obuhvaća stijene s *UCS* vrijednostima od 0,5 MPa do 10-15 MPa u Carter et al. (2008) [41] i Carvalho et al. (2007) [42].

Da bi upotpunili pregled problemskog okvira ovog istraživanja i važnih ranijih ostvarenja, postoji niz autora koji su objavljivali jednadžbe za izračun E_{rm} i σ_{rm} parametara pored Hoeka (i Browna), preko *GSI*, *Q*, *UCS* te E_S npr. u Barton (2002) [43], Galera et al. (2007) [44], Gokceoglu et al. (2003) [45], Hoek et al. (2002) [33] te Hoek i Diederichs (2006) [46].

U svijetlu svih ovih prethodnih predmeta istraživanja, ova disertacija donosi nove uvide o katarskim stijenama i stijenskim masama i pokušava predočiti nove činjenice i zaključke s ciljem poboljšanja znanstvene i stručne geotehničke prakse u Državi Katar.

1.2. O ovom istraživanju

Ova disertacija predstavlja rad autora koji je prikupio, analizirao i sistematizirao veću količinu rezultata geotehničkih istražnih radova i podataka s iskopa, uključujući projekta u kojem je autor bio profesionalno angažiran te drugih projekata u Dohi, Državi Katar. Autor je koristio rezultate već izvedenih geotehničkih laboratorijskih i terenskih ispitivanja.

Istražni podaci potječu od 201 bušotine i 171 dubokog iskopa okana/šahti koji su bili rasprostrti po južnim dijelovima grada Dohe. Dubine iskopa za okna bile su 6 – 30 m. Tijekom iskopa, bile su poduzete procjene površina iskopa pri svakom stadiju s ciljem određivanja slijedećih veličina: *Q-sustava* (Barton et al. (1974) [13])); oznake kakvoće stijene *RQD-indeks* za stijensku masu, geološkog indeksa čvrstoće *GSI-indeks* (Hoek et al. 1995 [47]), stupnja trošnosti prema ISO 14689:2017 (2017) [48] te utvrđivanja geološkog člana. Podaci logiranja bušotina i laboratorijska ispitivanja dali su sljedeće veličine: ukupna duljina izvađene jezgre - *total core recovery TCR*; duljina krute izvađene jezgre – *solid core recovery SCR-indeks* te *RQD-indeks* (Deere 1963 [1] i Deere i Deere 1988 [49]); jednoosna tlačna netaknuta čvrstoća *UCS*; indeks točkaste čvrstoće I_S50; intaktni sekantni modul elastičnosti E_S; brazilska vlačna čvrstoća *BTS* te troosni parametri pri slomu σ_1 i σ_3. Bušotine su bile bušene tehnologijom dvostruke i trostruke rotacijske cijevi, a promjeri stijenskih uzoraka bili su PQ veličine, promjera od ≈ 83 mm. Bušotine su dosezale dubine 20 – 40 metara.

Slika 1.1. Područje grada Dohe obuhvaćeno istraživanjem

1.3. Istraživačke hipoteze

Glavna hipoteza ove disertacije je:

- Osnovni parametar kojim se u praksi opisuju mehanička svojstva stijenske mase, *RQD-indeks*, moguće je i potrebno revidirati sa stanovišta metode formiranja vrijednosti parametra, njegovih korelacija s ostalim danas korištenim parametrima na temelju statističke obrade podataka mjerenja i uvođenja novih sveobuhvatnijih parametara opisa stijenske mase, što se može iskoristiti za unaprijeđenu karakterizaciju stijenskih masiva u Katru. Ovo treba postići uvođenjem oznake kakvoće stijene RQD_C-*indeks* te predlaganjem novog parametra od strane autora, korigiranog indeksa stijenske raspucanosti, FI_C-*indeks* uz demonstriranje njihovih svojstava i njihove poboljšane međusobne korelacije na temelju stvarnih podataka. Razlikuje se upotreba *RQD-indeksa* u istražnim bušotinama od upotrebe za izložene stijenske površine,

preuzevši za potonju oznaku *RQD_G-indeks* (RQD generalizirani). Uvođenje novog koncepta prema kojem se bušotinski parametar (*RQD_C-indeks*) prilagođava ne bi li bio statistički poravnat s *RQD_G-indeksom* za istu stijensku masu, u ovom slučaju, preko njihovih srednjih vrijednosti;

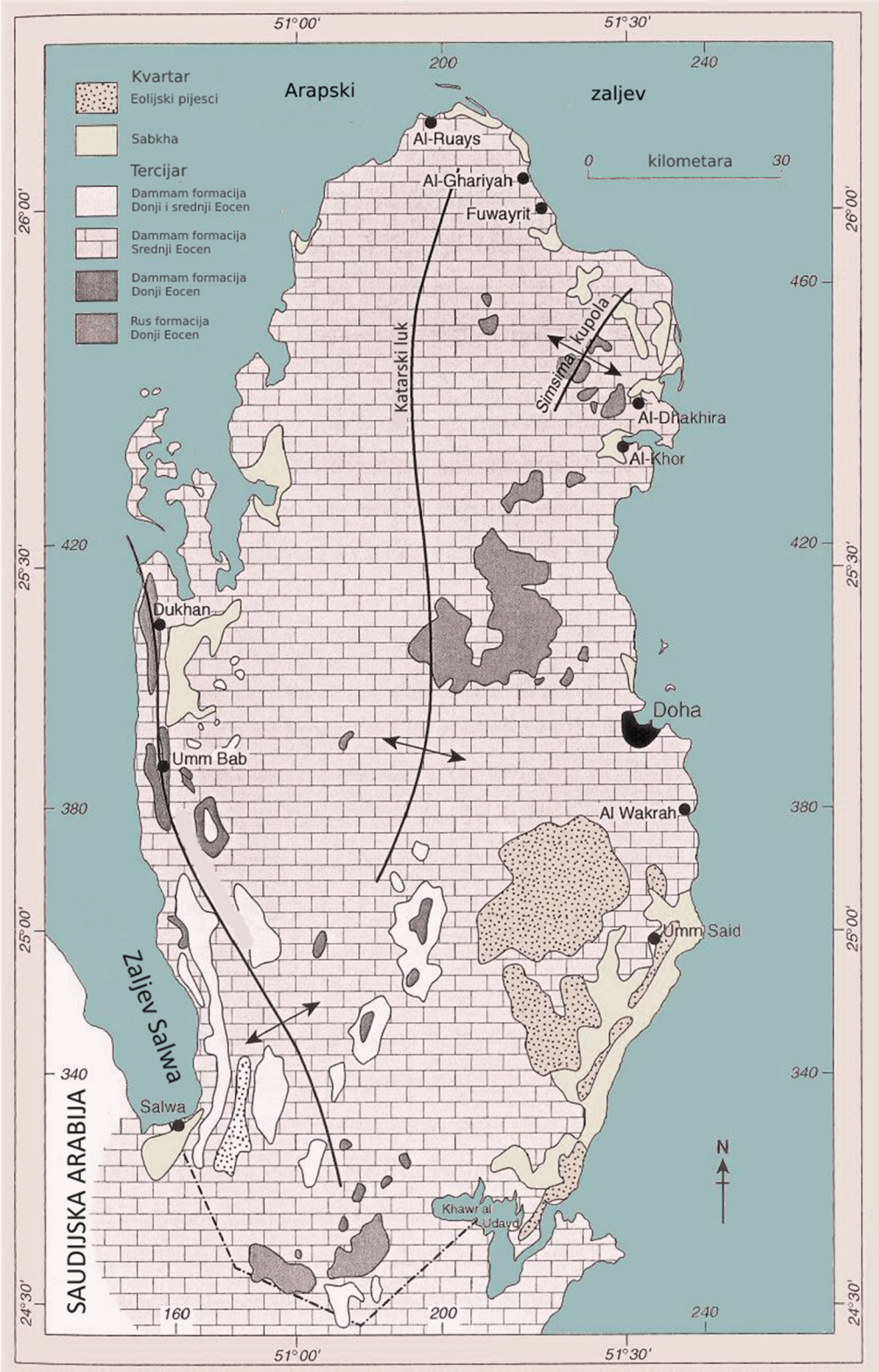
U poglavljima 6 i 7 te u Dodacima, obradit će se sljedeće: Statistički su karakterizirani stijenski parametri i raspravljena je korelacija među njima, za intaktna svojstva i svojstva dobivena kartiranjem stijenskih izloženih površina. Stijenske mase u Katru mogu se definirati kao zasebna skupina o kojima, do sada još nije bilo raspravljano među svjetskom znanstvenom zajednicom, naročito u sklopu tekućih rasprava i istraživanjima o donjem domu stijenskih masa i njihovom prijelaznom rasponu prema tlima. Dokazano je da se katarske stijenske mase trebaju tretirati preko Hoek-Brownovog kriterija, doduše s određenim rezervacijama prema uporabi *GSI*-a.

2. Lokalna geologija Dohe i Katra

2.1. Uvod

Geologija Katra u ovom dijelu je opisana pretežno prema detaljima iz Cavelier et al. (1970) [20] te Sadiq i Nasir (2002) [23]. Druge reference dodavane su po potrebi. Katar je izduženi poluotok u sklopu Arapskog poluotoka koji se proteže na sjever prema Perzijskom zaljevu. U geološkom smislu, zbog položaja na rubu Arapskog poluotoka, Katar je dio arapskog zaljevskog bazena. Katarski poluotok nakupljao je sedimente s vrlo malo prekida i nije bio podvrgnut tektonskim procesima od vremena paleozoika. Sedimenti koji su iznad baznih stijena Katra su po procjenama debeli oko 10 km. Katar sačinjava izloženi dio arapskog šelfa između arapskog štita te mobilnog pojasa Irana. Njegovo središte je smješteno oko 25°N, 51°E. U smislu topografije, Katar posjeduje nizak reljefni krajolik s uzvišenjima ne većim od 110 mnm. Strukturalno promatrano, Katar je eliptični antiklinalni luk s glavnom osi u S–J smjeru. Izloženi geološki niz sastoji se od tercijarnog vapnenca i dolomita s među-slojevima glinenca, škriljevca, gipsa i lapora i mjestimično je prekriven kvartarnim sedimentima. Veća rasjedanja nisu opažana.

Tercijarna sedimentacija otpočela je u Katru morskom transgresijom tijekom paleocena. Plitki morski i sabkha uvjeti su prevladavali do kraja eocena; karbonatno-evaporitni niz (Rus i Dammam formacije) nataložena je u ovom razdoblju. More se povuklo krajem eocena, uz raširenu neujednačenost, što je uzrokovalo manjak oligocenskih naslaga preko većine područja. Depresije i vrtače uglavnom su raspoređene južno od geografske širine 25° 20’, što se podudara sa sjevernom granicom dubokih horizonata gipsa i anhidrita eocenskog razdoblja. Iako sušna klima danas odlikuje Katar, vlažni i suhi klimatski uvjeti izmjenjivali su se tijekom miocena i pleistocena (Cavelier et al. (1970) [20] & Al-Saad et al. [21]). Kraški procesi gornjeg Dammam vapnenca, koji su omogućili lakše kretanje podzemnih voda, dogodili su se tijekom ovog razdoblja. Danas, tercijarne sedimentne stijene čine glavne vodonosnike koji sadrže iskoristivu podzemnu vodu u Katru, a koja potječe od punjenja povremenim kišama nad istim ovim površinskim stijenama u Saudijskoj Arabiji. Voda zatim podzemno teče na sjever i istok u smjeru regionalnog pada i izvire duž današnjih obala zaljeva. Ovi vodonosnici se danas iskorištavaju velikim intenzitetom.



Slika 2.1. Pojednostavljena geološka karta Katra (Al Yousef 2003 [50])

2.2. Stratigrafija

Prema Sadiq i Nasir (2002) površinske stijene u Katru sastoje se od sljedećih formacija [23]:

RUS FORMACIJA DONJEG EOCENA

Rus formacija sastoji se od mekog vapnenca, dolomitskog vapnenca, kredastog vapnenca, gipsa, anhidrita i škriljevca. Debljina varira 42 – 112 m. Većina depresija povezana je uz otapanje gipsa i anhidrita unutar formacije, što rezultira razvojem brojnih depresija površinskog urušavanja (Embabi i Ali 1990 [22]).

DAMMAM FORMACIJA DONJEG-SREDNJEG EOCENA

Dammam formacija prekriva Rus formaciju i rasprostire se preko većine Katra (Cavelier et al. 1970 [20]). Varira debljinom 30 – 50 m i dijeli se na donju Dammam jedinicu i gornju Dammam jedinicu. Prva se sastoji od Fiheil vapnenačkog člana, Midra škriljevca člana i Dukhan vapnenačkog člana. Gornji Dammam sastoji se od Simsima člana vapnenca i dolomita i člana Abarug dolomita i lapora. Sve vrtače koje se nalaze u Katru nalaze se unutar gornje Dammam jedinice.

DAM FORMACIJA DONJEG-SREDNJEG MIOCENA

Miocen je bio obilježen povlačenjem mora i kontinentalnom erozijom. Dam formacija sastoji se od plitkih morskih i jezerskih naslaga, i doseže dubinu od 80 m.

HOFUF FORMACIJA GORNJEG MIOCENA DO PLIOCENA

Hofuf formacija sastoji se od riječnih sedimenata i debela je oko 18 m. Naslage se sastoje od krupnog pijeska i pješčenjaka s oblucima različitih stijena, većinom poteklih s arapskog štita i arapskog šelfa, i prenešenih velikim riječnim sustavima (Al-Saad et al. 2002 [21]).

KVARTAR

Kvartarni plitki morski i kontinentalni sedimenti sastoje se od sabkha naslaga, pješčanih dina i kalcitnog pijeska.

2.3. Područje Dohe

Za područje Dohe, lokalno dostupni geološki zapisi upućuju na tanak sloj nekonsolidiranih tala pri površini koja prekrivaju stijene Simsima člana, podformacije gornjeg Dammama, koji potječu iz eocenskog razdoblja (otprilike 45 – 55 milijuna godina), i prekrivaju škriljevce Midra jedinice te glinence i vapnence donje Dammam formacije (Rus formacije). Područje Dohe spada pod taložne sulfitne facijese.

Većina diskontinuiteta u Dohi je horizontalna do podhorizontalna. Njihova formacija vezana je uz uslojavanje, tektonsko podizanje, odterećivanje nadslojeva i blage naboranosti preko velikih vodoravnih udaljenosti. Na postojanost/duljinu diskontinuiteta dalje utječu tijekovi podzemnih voda i

procesi trošenja i ona je tipično duljine od nekoliko metara do nekoliko desetina metara. Nakošene pukotine su također prisutne ali manje učestale. Na promatranim dubinama nisu nađeni rasjedi. Lokalni sekundarni procesi, kao što su krški, mogu stvoriti netipične diskontinuitete (Karagkounis et al. 2016 [27]).

Tablica 2.1. Pregled geologije stijenskih masa Dohe[a], kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51]

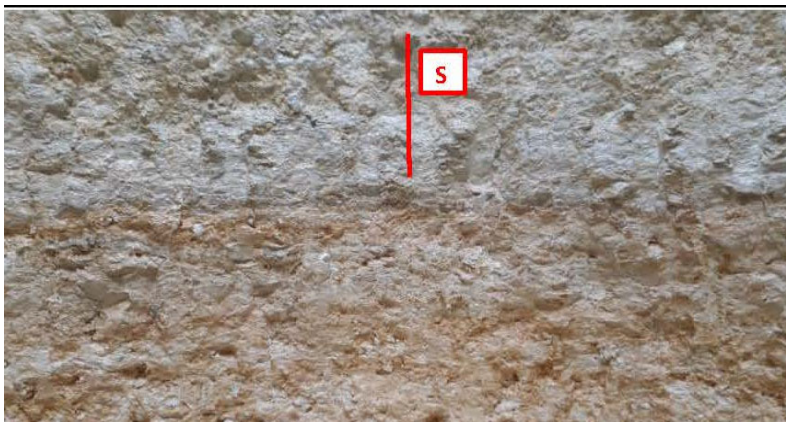
Član	Sloj	Opis	Debljina
	Umjetno tlo i rezidualno tlo	Svijetlo smeđi, praškasti, pješčani, srednji do krupni, loše graduirani šljunak i svijetlo smeđe-sivi, praškasti, pješčani, šljunčani, uglati, srednji do krupni, loše graduirani pijesak i šljunak	0.2 do 4.1 m
Simsima vapnenac (SL)	Trošni Simsima vapnenac (WSL)	Loš/vrlo loš, svijetlo smeđe-sivi ružičasto-smeđi, sitnozrni dolomitni vapnenac do dolomit, potpuno raspadnut, kalcificiran; mjestimični (20 - 25%) džepovi vrlo lošeg kalcisiltita	0.5 do 17.5 m
	Simsima vapnenac (SL)	Loš, svijetlo smeđe-sivi, sitnozrni vapnenac do dolomit, svjež do u potpunosti trošan, kalcificiran	2.5 do 22.5 m
	Bazalni Simsima vapnenac (BSL)	Vrlo loš do loš, svijetlo smeđe-sivi/tamni žuto-smeđi/svijetli ružičasto-smeđi, debelo uslojen/sitnozrnati, dolomitski vapnenac do dolomit; mjestimične izmjene s muljnjakom, svjež do srednje trošan, kalcificiran	0.35 do 5.75 m
Midra škriljevac (MSH)	MSH	Izrazito loš do loš, svijetlo smeđe-sivi/svijetli bijeli, sitnozrnati, detritalni, kalcificirani muljnjak s vodoravnim laminarnim uslojavanjem; muljnjak je prožet lošim do umjereno čvrstim vapnencem/dolomitom	0.4 do 8.3 m
Rus formacija (RUS)	Khor vapnenac (KLS)	Loš do srednje čvrst, svijetlo smećkasti do bjelkasti do svijetlo smeđi, sitnozrnati dolomitni vapnenac do dolomit, svjež do malo trošan (mjestimično), kalcificiran, s nešto šupljina i mjestimičnih čvorova i vena kristalnog gipsa	0.2 do 4.2 m
	Rus kalcificirani (RUS)	Vrlo loš do srednje čvrst, svijetlo smeđe-sivi, svijetlo bjelkasto sivi, sitnozrnat/tanko uslojen, dolomit do dolomitni vapnenac, svjež do srednje trošan; slojevi gipsa su na većoj dubini (sloj nije bio u potpunosti probijen)	

[a] Napomena: Svi navedeni slojevi su dosegnuti 40 metara ispod površine.

Slika 2.2. Trošni Simsima vapnenac sloj, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51]

Slika 2.3. Trošni Simsima vapnenac sloj

Slika 2.4. Simsima vapnenac sloj



Slika 2.5. Gore - Simsima vapnenac sloj, Dolje - bazalni Simsima vapnenac sloj, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51]

Slika 2.6. Midra škriljevac sloj, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51]

Slika 2.7. Midra škriljevac sloj

Slika 2.8. Od gore: Midra škriljevac sloj, Khor vapnenac sloj i Rus kalcificirani sloj, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51]

Slika 2.9. Rus kalcificirani sloj

3. Metode i rezultati ispitivanja

3.1. Metode ispitivanja

Ispitivanja koja su dio ove disertacije, a opisana u nastavku poglavlja, bila su izvršena u lokalnim komercijalnim laboratorijima. UCS (*unconfined compressive strength* – jednoosna tlačna čvrstoća) ispitivanja izvršena su kao samostalna prema ASTM D7012-10 (*American Standards for Testing of Materials* – Američki standard za ispitivanje materijala), metoda C [52]. *UCS* ispitivanja s dobivanjem E_S su izvedena prema ASTM D2938 (1995) [53] i ASTM D7012-10, metoda D [52]. Troosna ispitivanja izvršena su prema ASTM 7012-10 metoda A [52]; dok su *BTS* (*Brazilian tensile strength* – vlačna čvrstoća brazilskom metodom) ispitivanja izvršena prema Hatheway (2009) [54] i ASTM D3967-08/16 2008/2016 [55] & [56]. I_S50 ispitivanja izvršena su prema ISRM (International Society for Rock Mechanics) (1985) [57]; i ASTM D5731-08 [58]. I_S50 ispitivanja karakterizirali su pretežno aksijalni i dijametralni načini sloma; manji broj uzoraka slomljen je na nevažeći aksijalni način. Nekorigirane I_S50 vrijednosti su dobivane i potom su računate konačne I_S50 vrijednosti preko korekcijskog faktora. Razmak teretnih pločica bio je 65 – 55 mm. *UCS* i E_S ispitivanja izvršena su na cilindričnim uzorcima s dimenzijskim omjerom od 2,0 do 2,5 i strojno obrađenim okomitim krajevima. Načini sloma zabilježeni su fotografski i opisno kao odlamanje, pucanje, ili smicanje. E_S vrijednosti određivane su iz grafova aksijalnih naprezanja i deformacija.

Troosna ispitivanja također su izvršena na cilindričnim uzorcima s dimenzijskim omjerom od 2,0 do 2,5, strojno obrađenim okomitim krajevima te kontroliranim naprezanjem. *BTS* ispitivanja izvršena su na uzorcima s dimenzijskim omjerom od 0,6 do 0,8. U svim ispitivanjima, opterećenje je bilo kontrolirano naprezanjem sa stalnom brzinom (u kN/s). Treba napomenuti da je takvo opterećivanje uzrokovalo slomove uzoraka većinom bez nastupanja duktilnih deformacija, posebice kod *UCS* i troosnih ispitivanja.

3.2. Rezultati ispitivanja

Rezultati provođenja kartiranja na stijenskim iskopima prikazani su u nastavku ovog poglavlja. Srednje *Q* vrijednosti bile su 1,43, 1,96 i 1,67 za SL, MSH, i RUS članove. Po tome je stijenska masa, klasificirana kao loša prema *Q* sustavu. Srednje *GSI-indeks* vrijednosti su bile 40, 41 i 49, dok su srednje RQD_G-*indeks* vrijednosti bile 49, 58 i 55 %.

RQD-indeks srednje vrijednosti iz bušotina bile su 62, 79 i 65 % za SL, MSH i RUS članove. Prema *RQD-indeks* rezultatima iz bušotina, stijenska masa je klasificirana kao povoljna za SL i RUS članove te dobra za MSH član. Stupnjevi trošnosti su se određivali prema ISO 14689:2017 standardu; u prosjeku je SL član bio umjereno do vrlo trošan (stupnjevi 2 - 3), dok su MSH i RUS članovi bili umjereno trošni (stupanj 2). Rezultati su sažeti u tablici 3.1.

Ostali rezultati prikazani su u nastavku. Srednje *UCS* vrijednosti bile su 26,7 MPa, 18,8 MPa i 12,9 MPa za SL, MSH i RUS članove. Prema *UCS* rezultatima, netaknuta stijena može se klasificirati kao slaba za MSH i RUS članove, i kao tik iznad praga za srednje čvrstu za SL član. Srednje I_S50 vrijednosti bile su 2,21

MPa, 1,07 MPa i 0,61 MPa za SL, MSH i RUS članove. Srednje E_S vrijednosti bile su 22,3 MPa, 16,1 MPa i 9,6 MPa. Kod rezultata troosnih ispitivanja, srednje vrijednosti osnih opterećenja σ1 bile su 28,3 MPa, 27,2 MPa i 21,73 MPa, dok je srednja vrijednost bočnog opterećenja σ_3 bila 0,37 MPa, 0,59 MPa i 1,04 MPa. Za *BTS* rezultate, dobivene srednje vrijednosti bile su 3,45 MPa, 2,26 MPa i 1,03 MPa. Rezultati su sažeti u tablicama 3.2 i 3.3.

Tablica 3.1. Sažetak rezultata stijenskog kartiranja, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51]

Član	*n**	Minimum	Maksimum	$\bar{X}$*	$\mu_{1/2}$*
Q-sustav					
SL	962	0,11	6,22	**1,43**	1,11
MSH	65	0,52	4,67	**1,96**	1,91
RUS	30	0,29	5,33	**1,67**	1,29
UKUPNO	1057	0,11	6,22	**1,47**	1,13
GSI-indeks					
SL	962	5	65	**40**	40
MSH	65	40	65	**41**	50
RUS	30	25	70	**49**	48
UKUPNO	1057	5	70	**41**	45
***RQD_G-indeks* [%]**					
SL	962	5	75	**49**	50
MSH	65	30	75	**58**	60
RUS	30	10	80	**55**	55
UKUPNO	1057	5	80	**50**	50
Stupanj trošnosti					
SL	838	0-1	4-5	**2-3**	2-3
MSH	65	1	3-4	**2**	2
RUS	30	1-2	3-4	**2**	2
UKUPNO	933	0-1	4-5	**2-3**	2-3

Tumač oznaka:
**n* – broj uzoraka
$\bar{X}$ – srednja vrijednost
$\mu_{1/2}$ – vrijednost medijana

Tablica 3.2. Sažetak rezultata troosnih ispitivanja

Član	*n*	Min. σ_1 [MPa]	Maks. σ_1 [MPa]	$\bar{X}$ σ_1 [MPa]	Min. σ_3 [MPa]	Max. σ_3 [MPa]	$\bar{X}$ σ_3 [MPa]	$\bar{X}$ *c* [MPa]	$\bar{X}$ φ [°]
SL	123	6,54	79,9	28,3	0,05	1,07	0,37	1,22	71,9
MSH	33	8,30	60,4	27,2	0,21	1,17	0,59	1,47	65,3
RUS	57	9,18	66,4	21,7	0,23	2,60	1,04	1,24	59,1

Tablica 3.3. Sažetak rezultata ispitivanja na uzorcima iz bušotina, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51]

Član	*n*	Minimum	Maksimum	$\bar{\bar{X}}$	$\mu_{1/2}$	σ^*	*CV**
UCS [MPa]							
SL	671	1,0	103,4	26,7	20,7	20,15	0,75
MSH	209	0,07	89,4	18,8	15,5	13,44	0,72
RUS	392	0,03	173,6	12,9	8,25	14,11	1,09
*Is*50 [MPa]							
SL	1025	0,05	15,0	2,21	1,63	1,92	0,87
MSH	268	0,02	6,91	1,07	0,45	1,25	1,25
RUS	605	0,01	18,0	0,61	0,22	1,21	1,98
E_S [GPa]							
SL	447	0,56	124,5	22,3	13,5	20,9	0,93
MSH	151	3,0	101,3	16,1	7,28	19,9	1,24
RUS	276	0,17	68,4	9,6	4,9	11,9	1,24
RQD-indeks [%]							
SL	2744	6,0	100,0	62,0	70,0	32,5	0,53
MSH	589	9,0	100,0	79,0	87,0	23,5	0,29
RUS	1689	7,0	100,0	65,0	70,0	28,8	0,44
UKUPNO	5022	6,0	100,0	65,0	73,0	27,9	0,42
FI-indeks							
SL	2744	0	20,0	4,82	4,67	2,10	0,44

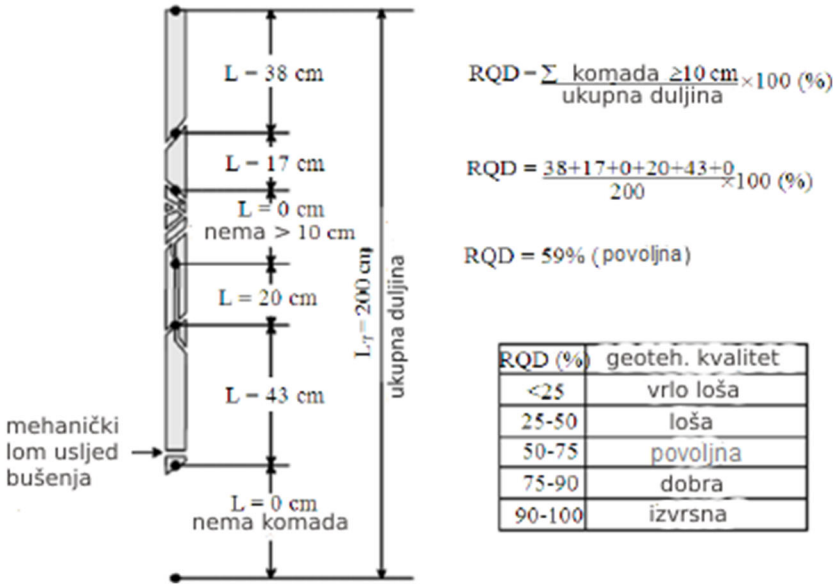
MSH	589	0	16,25	5,14	4,67	2,22	0,43
RUS	1689	0	30,0	6,11	6,00	2,54	0,42
UKUPNO	5022	0	30,0	5,29	5,19	2,21	0,42
BTS **[MPa]**							
SL	55	0,39	9,74	3,45	2,67	2,39	0,70
MSH	30	0,26	7,05	2,26	2,05	1,72	0,76
RUS	41	0,21	5,72	1,03	0,49	1,26	1,22
Poissonov koeficijent *v*							
UKUPNO	689	0,01	0,50	0,25	0,24	0,11	0,44

Tumač oznaka:
*σ – standardna devijacija
CV – koeficijent varijacije

4. *RQD-indeks* i njegove modifikacije za stijenske mase Dohe i Katra

4.1. Nedostaci *RQD*-indeksa

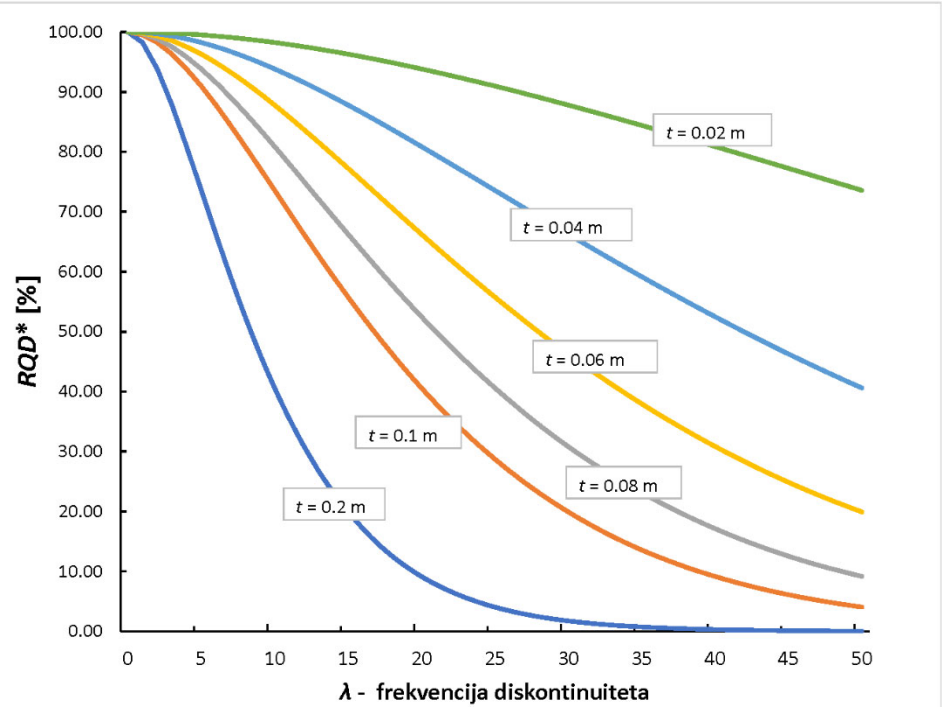
Prema definiciji Deere (1963) [1] i Deere i Deere (1988) [49] *RQD-indeks*, koji se izražava kao postotak, je ukupna duljina svih komada jezgre dužih od 0,1 m podijeljeno s ukupnom duljinom jezgre.



Slika 4.1. *RQD-indeks* princip prema [1] i [49]

Od prijašnjih radova na temu, Kassem (2016) [26] je mjerio prosječne *RQD-indeks* vrijednosti iz bušotina 60, 61 i 33 % za SL, MSH i RUS članove. Karagkounis et al. (2016) [27] su istraživali primjenjivost *RQD-indeksa* i kartiranih parametara na stijenske mase Dohe.

RQD-indeks iz bušotinskih jezgri predstavlja jednodimenzionalnu mjeru kvalitete stijene koji ne uzima u obzir trodimenzionalne prostorne pukotine stijenske mase. Granična vrijednost *RQD-indeksa* također zanemaruje komade jezgre manje od 0,1 m i dijelove jezgre sa zemljanim materijalima (Haftani et al. 2015 [7]). Slika 4.2 pokazuje krivulje teoretskog *RQD-indeksa* (*RQD**) spram λ (0 – 50) za različite granične vrijednosti *t*, prema jednadžbi (4.2).



Slika 4.2. *RQD** krivulje dobivene jednadžbom (4.2) za različite vrijednosti *t*, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51]

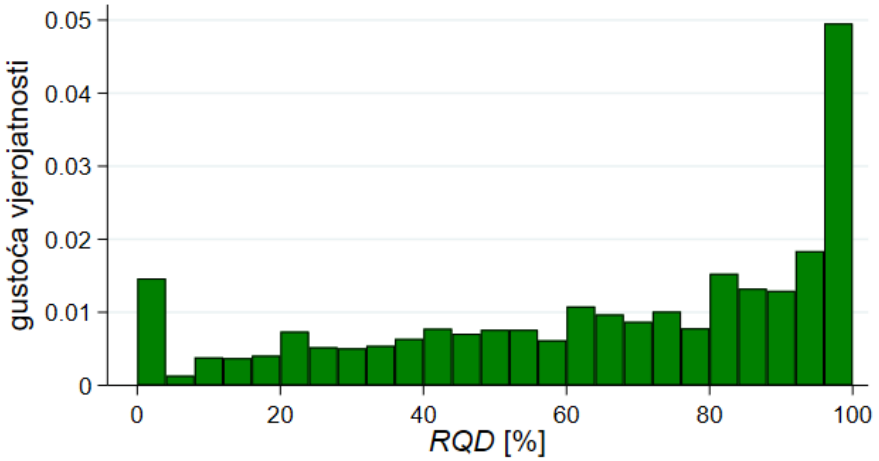
Slika 4.2 ukazuje na tipičnosti tj. nedostatke kako *RQD-indeks* aditivnog principa (principa zbrajanja) tako i principa granične vrijednosti. Krivulje pokazuju da što je veća granična vrijednost *t,* to je strmiji pad *RQD-indeks*a kao funkcije od *λ*. To je zbog toga što sve veći komadi jezgre bivaju zanemareni. Ako se pak granična vrijednost smanjuje, pad *RQD-indeksa* se ublažuje. To je zbog toga što se sve kraći komadi sada uzimaju u obzir, ali se njihov broj i posljedično, broj pukotina, zanemaruje. Može se tvrditi da korištenje neke srednje granične vrijednosti, kao npr. 0,1 m, ili odabiranjem prikladne granične duljine za danu stijensku masu, kao u Chen et al. (2019) [6] te Harrison (1999) [8], dovodi u ravnotežu ove nedostatke, ali statističke reperkusije na parametar i dalje ostaju.

Ako iscrtamo histogram vjerojatnosti za *RQD-indeks* vrijednosti iz 201 bušotine ovog istraživanja (slika 4.3) možemo primijetiti da nije u skladu s nijednom poznatom matematičkom ili prirodnom raspodjelom vjerojatnosti. Iz navedenog možemo donijeti zaključak da je izvorni *RQD-indeks* parametar, primijenjen na katarske stijenske mase, statistički i matematički nesavršen ili manjkav.

Tablica 4.1. Sažetak *RQD-indeks* podataka

Član	*n*	Minimum	Maksimum	$\bar{\bar{X}}$	$\mu_{1/2}$	σ	*CV*
RQD-indeks **[%]**							
SL	2744	6,0	100,0	62,0	70,0	32,5	0,53
MSH	589	9,0	100,0	79,0	87,0	23,5	0,29
RUS	1689	7,0	100,0	65,0	70,0	28,8	0,44
UKUPNO	5022	6,0	100,0	65,0	73,0	27,9	0,42

Tumač oznaka:
n – broj uzoraka
$\bar{X}$ – srednja vrijednost
$\mu_{1/2}$ – vrijednost medijana
σ – standardna devijacija
CV – koeficijent varijacije



Slika. 4.3. Histogram raspodjele vjerojatnosti za *RQD-indeks*, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51]

Iz slike 4.3 očito je da je nerazmjerno najčešća *RQD-indeks* vrijednost 100 te da za vrijednost 0 imamo veću frekvenciju od tendencije smanjivanja prema istoj. Statistički detalji vide se u tablici 4.1.

Neki autori predlagali su kako treba obustaviti korištenje *RQD-indeks*a u određenim područjima njegove primjene. Pells et al. (2017) [10] su predložili da se *RQD-indeks* postupno prestane koristiti za procjene *RMR-indeksa*, *MRMR-indeksa* (rudarski *RMR*), *Q-sustava* te *GSI-indeksa* pri kartiranju stijenskih lica, radarskom kartiranju te fotografijama, kad nema bušotinskih podataka i da se *RQD-indeks* pri

određivanju *RMR-indeksa* i *MRMR-indeksa*, po preporuci njihovih autora, zamjeni frekvencijom pukotina λ.

Drugi autori kao Chen et al. (2019) [6] su pak branili *RQD-indeks* u vezi s RMR_{89}-*indeksom* (Bieniawski 1989 [59]), tvrdeći da je RMR_{89}-*indeks*, koji koristi i *RQD-indeks* i razmak diskontinuiteta *FS*, podjednako pouzdan kao RMR_{13}-*indeks* (Lowson i Bieniawski 2013 [60]), koji isključivo koristi λ, i da je *RQD-indeks* i dalje neizostavan u istraživačke svrhe koje uključuju bušotine. Duran (2016) [61], str. 498, se također ne slaže s odbacivanjem *RQD-indeksa* tvrdeći „frekvencije pukotina se često netočno određuju tijekom kartiranja, tipično dovodeći do podbacivanja blokovitosti, naročito gdje su uvjeti loše stijenske mase očigledni“.

4.2. Odnos *RQD-indeksa* i λ

Nadugo nakon uvođenja, *RQD-indeks* je doveden u vezu s frekvencijom pukotina i graničnom duljinom komada jezgri u Priest i Hudson (1976) [17].

$$RQD^* = 100(0.1\lambda + 1)e^{-0.1\lambda} \tag{4.1}$$

Pri čemu zvjezdica * označava teoretsku vrijednost. Sljedeća jednadžba Hudsona i Harrisona [18] pretpostavlja graničnu duljinu *t*, koja može biti proizvoljne vrijednosti, različite od 0,1 m:

$$RQD^* = 100(t\lambda + 1)e^{-t\lambda} \tag{4.2}$$

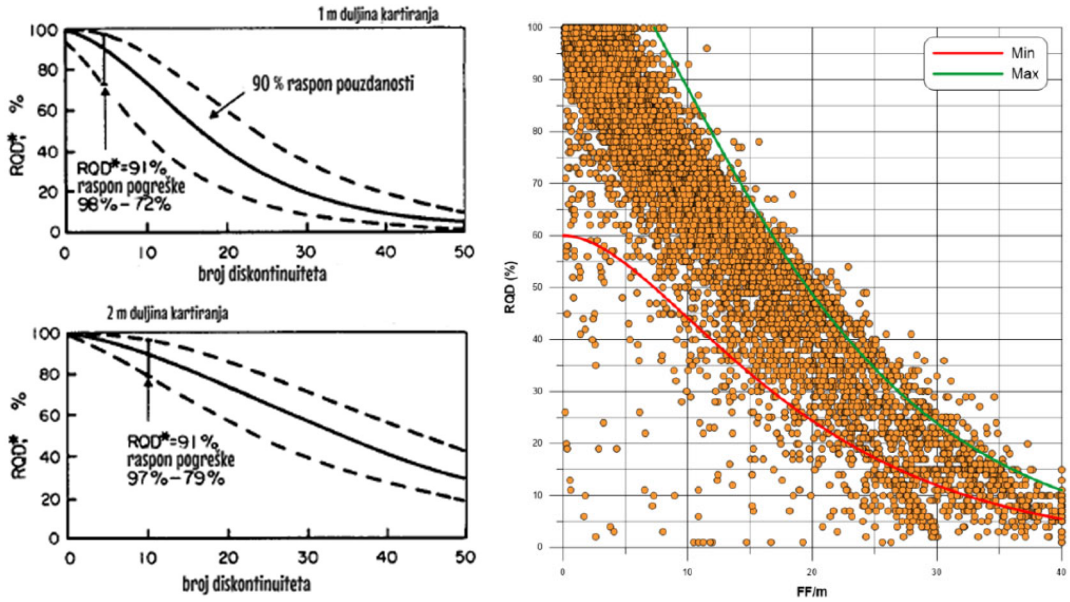
Frekvencija pukotina λ definira se kao broj diskontinuiteta preko cijele duljine jezgre podijeljeno s ukupnom duljinom cijele jezgre, što daje broj diskontinuiteta po metru dužnom. Treba napomenuti da se λ koristi u svrhu kartiranja istražnih bušotina u Katru pod imenom indeks raspucanosti (*FI-indeks*). Mogu se koristiti sljedeće jednadžbe u određivanju λ ili *FI-indeksa*:

$$\lambda = \frac{n_d}{L} = FI \tag{4.3}$$

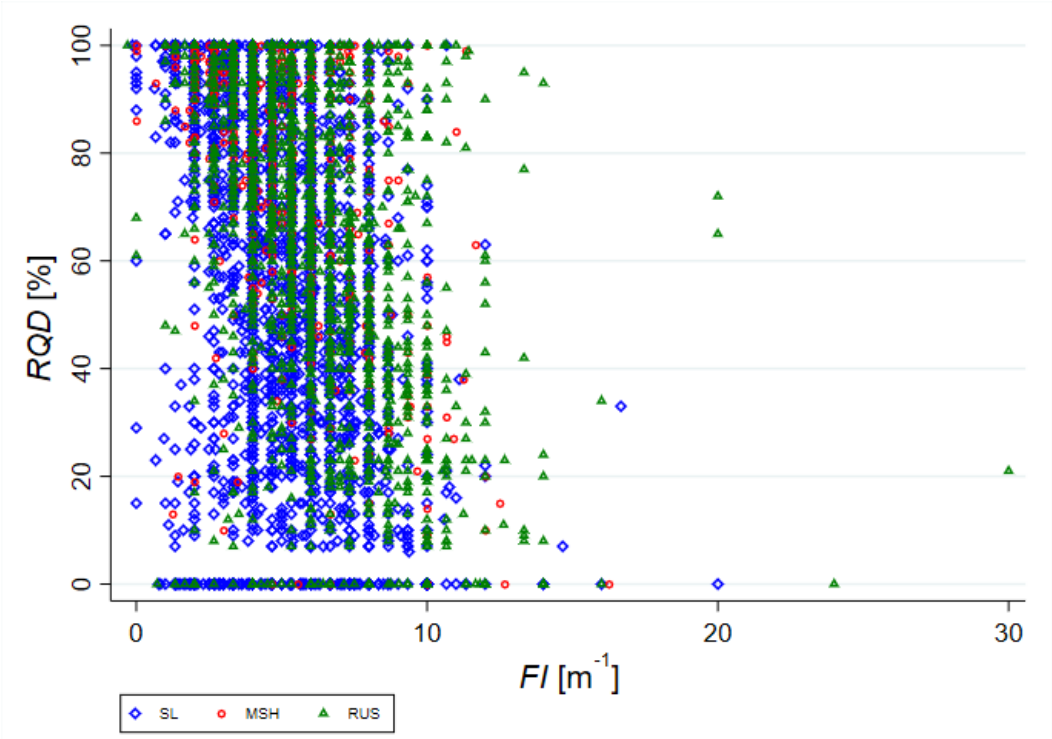
$$n_d = N - 1 \tag{4.4}$$

Gdje je n_d broj diskontinuiteta, tj. pukotina, *N* je broj komada jezgri, *L* je ukupna duljina poteza bušenja.

Odnos između *RQD-indeksa* i λ je kvazi-linearan i predvidjeli su ga Priest i Hudson (1976) [17] (slika 4.4. lijevo) pri čemu *RQD-indeks* ima trend smanjivanja s povećanjem λ u otprilike uskom pojasu dijagonalno. Ovo su potvrdili Russo i Hormazabal (2019) [62] koji su skupili više od 30.000 podatkovnih točaka (slika 4.4. desno). To međutim nije slučaj kod obrađenih katarskih stijenskih masa, kod kojih je trend drugačiji, gdje je ovisnost također u pojasu ali vertikalno prema dolje za cijeli raspon *RQD-indeks*a (slika 4.5).



Slika 4.4. Odnos između *RQD-indeksa* i prosječne frekvencije λ (Priest i Hudson 1976 [17] lijevo; te Russo i Hormazabal 2019 [62] desno)



Slika 4.5. Odnos između *RQD-indeksa* i frekvencije λ za katarske stijenske mase (Vučemilović 2023 [72])

Od duga dva autora, Vali i Arpa (2012) [19] nalazimo odnos između *RQD-indeksa* i λ za određenu zemljopisnu lokaciju na Papua Novoj Gvineji, kao

$$RQD^* = 105.9 - 3.0845\lambda \tag{4.5}$$

koji je ograničen na raspon λ 2 – 10.

Priest i Hudson (1976) [17], Du et al. (2000) [14], Wang et al. (2002a) [15], Zhang et al. (2012a) [16] te Jun et al. (2021) [63] uveli su i obradili koncept generaliziranog *RQD-indeks*a koji se temelji na izrazima (4.6) i (4.7) i predstavlja proširenje principa *RQD-indeks*a na određivanje putem kartiranja stijenskih lica putem linija kartiranja, pri čemu se rabi i princip proizvoljne granične vrijednosti praga od Harrison (1999) [8]. Definicija je: generalizirani *RQD-indeks* predstavlja omjer ukupnih poteza između diskontinuiteta duljih od nekog praga *t* duž linije kartiranja te ukupne duljine linije kartiranja, *L*. Predložena su dva izraza za parametar, redom u Priest i Hudson (1976) [17] te u Senz i Kazi (1984) [64].

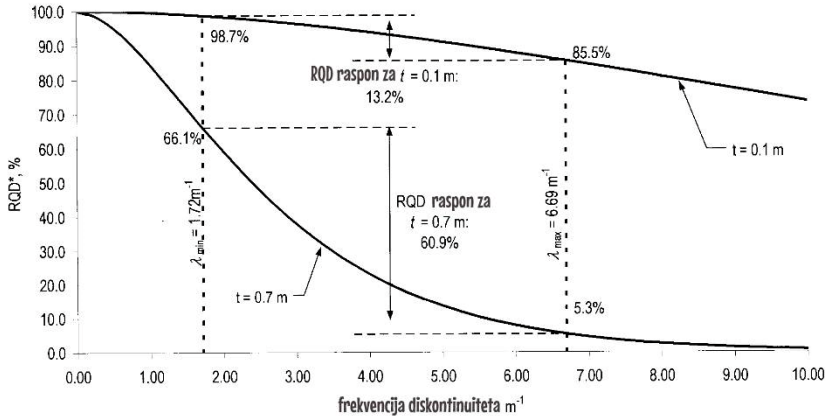
$$RQD = 100\left[\left(1+\lambda t\right)^{-\lambda t} - \left(1+\lambda L\right)^{-\lambda L}\right] \tag{4.6}$$

$$RQD = \frac{100\left[\left(1+\lambda t\right)^{-\lambda t} - \left(1+\lambda L\right)^{-\lambda L}\right]}{1 - e^{-\lambda L} - \lambda L e^{-\lambda L}} \tag{4.7}$$

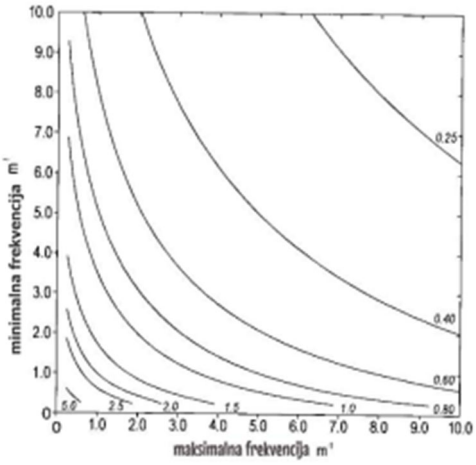
4.3. Metoda odabira *RQD-indeksa*

U svom radu, Harrison (1999) [8] predlaže da se granična vrijednosti duljine komada jezgre *RQD-indeksa* varira i odabire na temelju minimuma i maksimuma frekvencije diskontinuiteta λ za danu stijensku masu, bilo s različitim orijentacijama ili na različitim mjestima, pri čemu se raspodjela vjerojatnosti od λ uzima kao negativno eksponencijalna, gamma, Weibullova ili lognormalna. Za negativno eksponencijalnu varijantu optimalna granična vrijednost dana je s

$$t^* = \frac{2}{\left(\lambda_{\max} - \lambda_{\min}\right)} \ln\left(\frac{\lambda_{\max}}{\lambda_{\min}}\right) \tag{4.8}$$



Slika 4.6. Raspon *RQD-indeksa* za graničnu vrijednost 0,1 m i 0,7 m, za negativnu eksponencijalnu funkciju (Harrison (1999) [8])



Slika 4.7. Optimalna granična vrijednost *RQD-indeka* za negativnu eksponencijalnu funkciju distribucije (Harrison (1999) [8])

Treba zamijetiti da gornji pristup i formula (4.6) u suštini predstavljaju uprosječivanje raspona ili intervala od λ vrijednosti date stijenske mase, i da će bitno slabiji ili netaknutiji dijelovi biti zanemareni u postupku. Ovo se naročito može dogoditi u debljim slojevima stijenskih masa sa širim rasponima λ.

4.4. *RQD* iz kartiranja izloženih stijenskih površina (indirektna metoda)

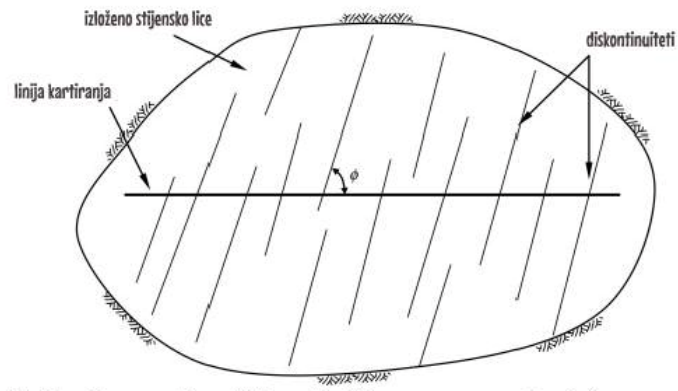
Kartiranje stijenskih površina još se naziva kartiranje linijskim snimanjem, okvirno kartiranje ili indirektna metoda (A'ssim i Xing 2010) [65]), iako kartiranje pomoću zamišljene linije kartiranja nije kod svih stijenskih masa moguće. Treba naglasiti da je to često slučaj za katarske stijenske mase. Kod kartiranja linijskim kartiranjem, zamišljena crta povlači se preko izložene površine stijene, a bilježi se

broj diskontinuiteta koje presijeca. Linija kartiranja ne mora biti vodoravna; može biti pod proizvoljnim kutom.

Za stijensku masu koja sadrži određeni broj paralelnih, planarnih i dugih diskontinuiteta, već je pokazano da je frekvencija diskontinuiteta približno vektorska veličina (Harrison 1999 [8]). Za takve uvjete, Harrison 1999 [8] je demonstrirao, za stijensku masu s *n* skupova diskontinuiteta, frekvencija diskontinuiteta duž linije kartiranja '*s*' proizvoljne orijentacije, dana je s

$$\lambda_S = \sum_{i=1}^{n} \lambda_i \left|\cos\theta_i\right| \tag{4.9}$$

pri čemu je λ_i frekvencija normalna spram skupa *i*, a ϑ_i je kut između normale na skup *i* te predmetne linije kartiiranja. To je u slaganju s ranijim radom Terzaghija (1946) [66].



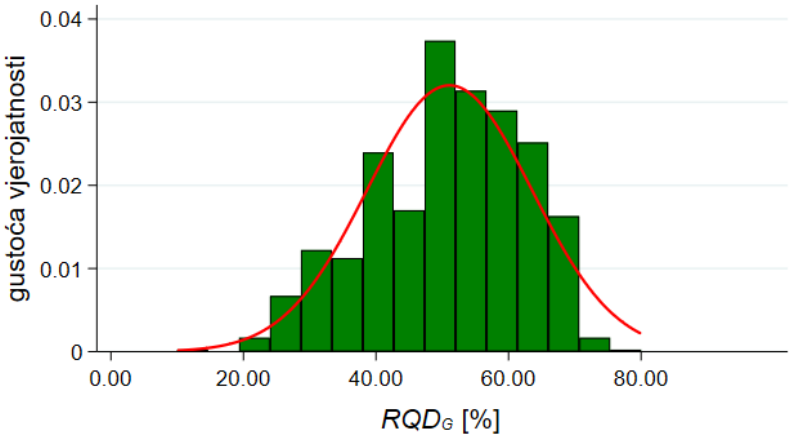
Slika 4.8. Linijsko kartiranje diskontinuiteta izloženog stijenskog lica (Terzaghi 1946 [66]) (nije u potpunosti u skladu s izrazom 4.9)

Kao što je već spomenuto u dijelu 1.1, uvođenjem sustava stijenskog kartiranja, (Bieniawski 1973 [12]) i *Q-sustava* (Barton et al. 1974 [13]), *RQD-indeks* je postao parametar procjene izvan istražnih bušotina, a procjenjuje se promatranjem stijenskih lica iz iskopa.

U ovoj disertaciji, *RQD-indeks* iz kartiranja stijenskih lica prema Priest i Hudson (1976) [17], Du et al. (2000) [14], Wang et al. (2002a) [15], Zhang et al. (2012a) [16], Jun et al. (2021) [63] te Senz i Kazi (1984) [64], tj. *RQD-indeks* generalizirani, označen je kao RQD_G-*indeks*. Slika 4.9 pokazuje histogram raspodjele vjerojatnosti za RQD_G-*indeks* iz razmatranih kartiranja katarskih stijenskih lica. Možemo zamijetiti da se dobro podudara s normalnom raspodjelom. Statistički detalji mogu se naći u tablici 3.1. Od naročitog interesa je ukupna srednja vrijednost $\overline{X}$ = 50.

Tablica 4.2. Sažetak podataka za *RQD_G-indeks*

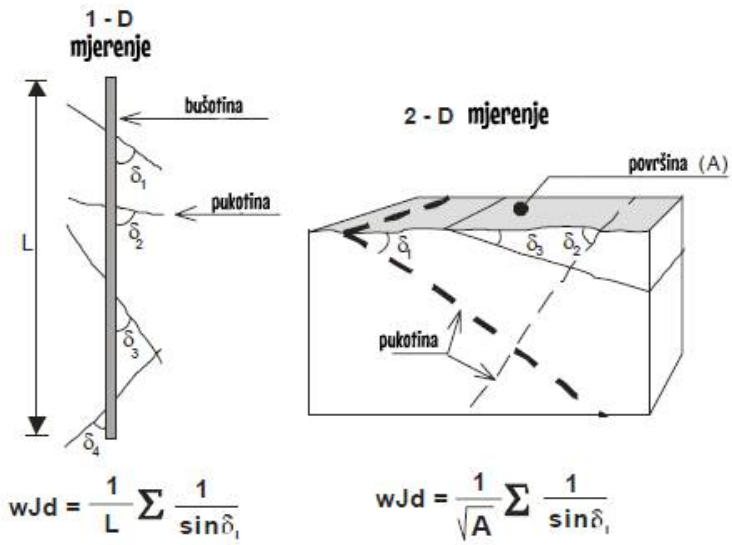
Član	*n*	Minimum	Maksimum	$\bar{\bar{X}}$	$\mu_{1/2}$
***RQD_G-indeks* [%]**					
SL	962	5	75	**49**	50
MSH	65	30	75	**58**	60
RUS	30	10	80	**55**	55
UKUPNO	1057	5	80	**50**	50



Slika 4.9. Histogram raspodjele vjerojatnosti za *RQD_G-indeks* za elaborirane stijenske, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51]

4.5. Ponderirana gustoća pukotina

Ponderirana gustoća pukotina (*WJD*) uvedena je od Palmstrom (1996) [67], a razvili su je dalje Haftani et al. (2015) [7] radi dobivanja podataka iz bušotina i površinskih promatranja. Uglavnom se zasniva na mjerenju kuta između svake pukotine s linijom kartiranja na površini ili s osi bušotine, kao što je prikazano na slici 4.10:



kutni interval	1/Sin δ	vrijednost fi
> 60°	< 1.16	1
30° - 60°	1.16 - 1.99	1.5
15° - 30°	2 - 3.86	3.5
< 15°	> 3.86	6

Slika 4.10. Definicije mjerenja *WJD* kod bušotina i na ravnim površinama stijena (Haftani et al. 2015 [7]) te vrijednosti faktora f_i za svaki kutni interval (Palmstrom 2005 [68])

Jednadžbe za *WJD* i *RQD$_{WJD}$-indeks* dane su s

$$WJD = \frac{1}{L}\sum\frac{1}{\sin\delta} \text{ ili } WJD = \frac{1}{\sqrt{A}}\sum\frac{1}{\sin\delta} \tag{4.10}$$

Pri čemu je $\frac{1}{\sin\delta} = f_i$

Budući da Haftani et al. (2015) [7] smatra *WJD* ekvivalentnim J_v volumetrijskom broju diskontinuiteta iz Palmstrom (2005) [68], slijedilo je

$$RQD_{WJD} = 110 - 2.5J_v = 110 - 2.5WJD \tag{4.11}$$

Haftani et al. (2015) [7] su demonstrirali da metoda ponderirane gustoće diskontinuiteta, koja kompenzira greške koje potječu od granične duljine komada jezgri i orijentacije bušenja, vodi do boljeg opisa stupnja frakturiranja stijenske mase. Također su ustvrdili da iako *WJD* metoda vodi do boljeg opisa kvalitete stijenske mase, nalaženje kuta svake pukotine spram osi bušotine u izlomljenim zonama je glavno ograničenje ove metode. Shodno tome, predložili su modificirani *WJD* parametar koji uzima u obzir zdrobljene i zemljane dijelove jezgara,

$$RQD_{M-WJD} = RQD_{WJD}\left(\frac{L_t - L_{FZ}}{L_t}\right) \tag{4.12}$$

pri čemu je L_{FZ} duljina zdrobljenih i zemljanih dijelova jezgre, a L_t je ukupna duljina poteza bušenja.

Haftani et al. (2015) [7] su demonstrirali da se varijacija između *RQD-indeks* vrijednosti progresivno smanjuje od originalnog *RQD-indeksa*, prema *RQD$_{WJD}$-indeksu* prema *RQD$_{M-WJD}$-indeksu*. Međutim,

njihova zaključna opaska je da, iako postoje neke prednosti novo predloženog modificiranog RQD-indeksa (u usporedbi s izvornim *RQD-indeksom*), ne vjeruju da će $RQD_{M\text{-}WJD}$-*indeks* zamijeniti izvornu definiciju *RQD-indeksa* u skoroj budućnosti. Umjesto toga, predlažu da $RQD_{M\text{-}WJD}$-*indeks* bude korišten kao dopunska metoda procjenjivanja kakvoće raspucanih stijenskih masa.

4.6. Poboljšani *RQD-indeks* (*RQD_I-indeks*)

Azimian (2015) [4] je predložio poboljšani (*improved*) *RQD-indeks* parametar (*RQD_I-indeks*) koji uzima u obzir kutove diskontinuiteta i orijentacije iz *WJD* metode (poglavlje 4.6) ali koji također razmatra fragmentirane zone, zdrobljene zone i prazne zone (nazvane još šupljikave ili kraške zone). Prijedlog je sadržan u formuli

$$RQD_I = 100 - \left[100 \frac{f_i + CW + Fr + Cr + K}{L_t} \right] \tag{4.13}$$

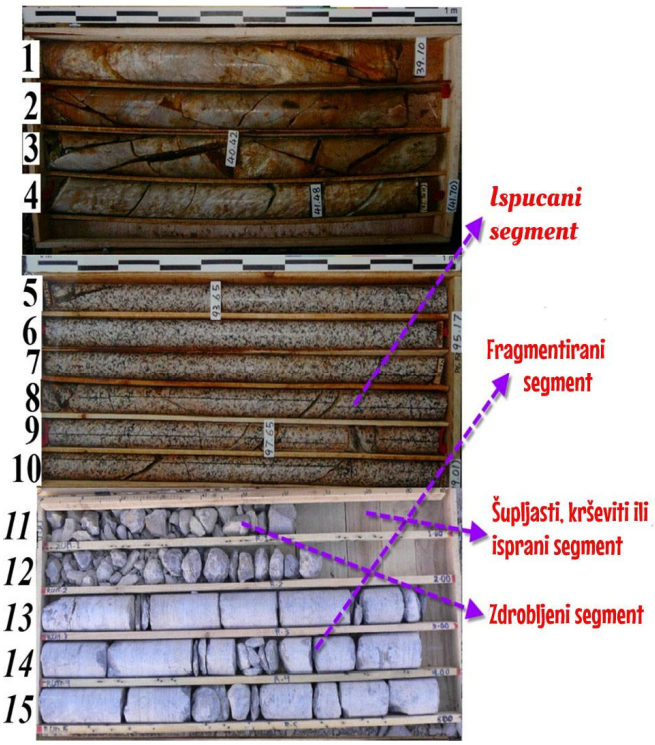
pri čemu je f_i vrijednost iz poglavlja 4.5, *CW* je duljina praznog dijela, ili *K* ispranog dijela, *Fr* je duljina fragmentiranog dijela jezgre (s razmacima pukotina 15 – 50 mm), *Cr* je duljina zdrobljenog dijela (s razmacima < 15 mm). L_t je ukupna duljina poteza bušenja. Autor sam nadodaje da mu se čini da ova metoda iziskuje više vremena u procesu kartiranja ali istovremeno razlikuje kakvoću stijenske mase s više detalja i većom točnošću. Uzima u obzir trošne zone i orijentaciju pukotina, i kao takve vrijednosti su joj bliže stvarnosti.

Stupnjevanje kakvoće stijene prema *RQD_I-indeks* prijedlogu je ponešto drugačije spram izvornog *RQD-indeks*a.

Tablica 4.3. Klasifikacija stijenskih masa prema *RQD_I-indeksu* (Azimian (2015) [4])

Klasifikacija stijenskih masa prema lošem udjelu i prema RQD_I

RQD_I (%)	Opis stijenske mase	Kvalitet stijenske mase	Broj klase	Loši udio (%)
91–100	Masivna stijenska masa	Izvrsna	I	0–10
76–90	Ispucana stijenska masa	Vrlo dobra	II	11–25
61–75	Vrlo ispucana stijenska masa	Dobra	III	26–40
46–60	Vrlo ispucana-fragmentirana stijenska masa	Srednja	IV	41–55
31–45	Fragmentirana-zdrobljena stijenska masa	Loša	V	56–70
≤30	Zdrobljena stijenska masa	Vrlo loša	VI	≥70



Slika 4.12. Jezgre analizirane za RQD_I-indeks od Azimian (2015) [4])

4.7. Modificirani *RQD-indeks* (*MRQD-indeks*)

Araghi et al. (2006) [3] su predložili modificirani *RQD-indeks* parametar, *MRQD-indeks*. Ovaj parametar se dobiva oduzimanjem loših zona parametrom WZ od vrijednosti 100.

$$MRQD = 100 - WZ \tag{4.14}$$

$$WZ = \frac{1.5nd + CW + Fr + Cr + VZ + C}{L_t} \tag{4.15}$$

Pri čemu je n_d broj diskontinuiteta, *CW* duljina ispranog dijela jezgre, *Fr* duljina raspucanog dijela jezgre, *Cr* duljina zdrobljenog dijela jezgre, *VZ* je duljina šupljikavog dijela jezgre, *C* je duljina praznog dijela jezgre te L_t ukupna duljina poteza bušenja. Vidimo da je metoda vrlo slična kao Azimianova (2015) [4] ali ne uključuje parametar orijentacije f_i.

Stupnjevi kakvoće prikazani su ispod u nastavku teksta.

Tablica 4.4. Klasifikacija stijenskih masa prema *MRQD-indeksu* (Araghi et al. 2006 [3])

Klasifikacija stijenskih masa prema MRQD i prema lošem udjelu

MRQD postotci	Opis stijenske mase	Kvalitet stijenske mase	Broj klase	Loši udio
100–90	Masivna stijenska masa	Izvrsna	I	0–10
90–75	Ispucana stijenska masa	Dobra	II	10–25
75–50	Ispucana-fragmentirana stijenska masa	Osrednja	III	25–50
50–25	Fragmentirana-zdrobljena stijenska masa	Loša	IV	50–75
<25	Zdrobljena stijenska masa	Vrlo loša	V	>75

4.8. Koeficijent stijenskih blokova (J_{cm})

Zhao i Zhi (2015) [9] predložili su koeficijent stijenskih blokova J_{cm} koji treba biti poboljšanje spram *RQD-indeksa*. Metoda razlikuje raspone duljina čvrstih komada jezgri i množi ih ponderiranim koeficijentom prije nego ih sve zbroji. Formula glasi,

$$J_{cm} = 10 \times C_{r10} + 20 \times C_{r20} + 30 \times C_{r30} + 50 \times C_{r50} + 100 \times C_{r100} \tag{4.16}$$

pri čemu je

C_{r10} – postotak jezgri kojima je duljina 10 – 20 cm

C_{r20} – postotak jezgri kojima je duljina 20 – 30 cm

C_{r30} – postotak jezgri kojima je duljina 30 – 50 cm

C_{r50} – postotak jezgri kojima je duljina 50 – 100 cm

C_{r100} – postotak jezgri kojima je duljina > 100 cm

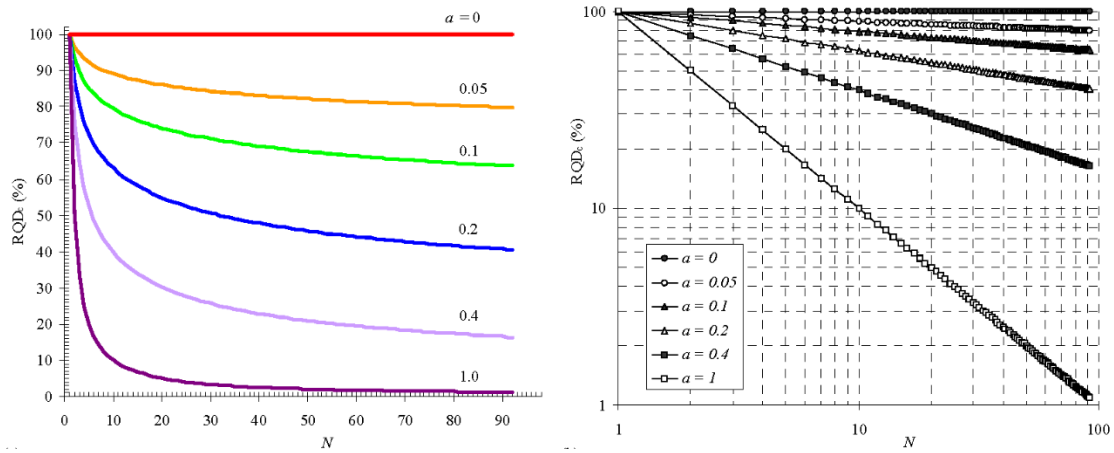
U slučaju vrijednosti veće od 100, usvaja se vrijednost od 100.

4.9. Korigirani *RQD-indeks* (*RQD$_C$-indeks*)

Li et al. (2009) [11] su predložili korigirani (*corrected*) *RQD-indeks* parametar, ili *RQD$_C$-indeks* koji je izražen formulom,

$$RQD_C = \frac{p_r}{N^a} \tag{4.17}$$

pri čemu je p_r postotak izvađenih jezgri, ili *SCR-indeks* (udio čvrstih izvađenih jezgri), a N je broj komada jezgri u potezu bušenja dok je a eksponent potencijske funkcije. Slika 4.12 prikazuje teoretski odnos između *RQD$_C$*-indeksa, N i a.



Slika 4.14. Varijacija *RQD$_C$-indeksa* s *N*, za različite vrijednosti *a*, u standardnoj ravnini (lijevo) te u log-log ravnini (desno) (Li et al. 2009 [11])

RQD$_C$-indeks ne uzima u obzir graničnu vrijednost što je jedna od njegovih glavnih prednosti. Autori također tvrde da je glavno ograničenje činjenica da se bušotinske pukotine rijetko podudaraju s *in-situ* pukotinama (utjecaj pukotina nastalih bušenjem). Također je dan izraz teoretske ovisnosti *RQD$_C$-indeksa* o λ, za p_r (*SCR*) od 100.

$$RQD_C = \frac{1}{\lambda L + 1} \tag{4.18}$$

RQD$_C$-indeks se smanjuje s povećanjem frekvencije pukotina. To dobro odgovara stvarnosti, budući da kakvoća stijenskih masa opada s povećanjem λ. Autori ističu da je metoda osjetljiva na interval kartiranja, na način da se smanjuje s povećanjem intervala, što ne iznenađuje budući da je ovu činjenicu već iskazalo nekoliko autora (npr. Aubertin et al. 2000 [69], Li et al. 2007 [70] te Pinto da Cunha 1990 [71]) i vrijedi za većinu parametara procjene stijenskih masa. Autori također predlažu normalizirani parametar temeljan na intervalu od 3 m čime bi se kompenzirala varijacija intervala. Zaključno, autori ne očekuju usvajanje ovog parametra kao zamjene za *RQD-indeks*, ali se nadaju da će biti korišten kao dopunska metoda.

4.10. Modificirani *RQD* (*RQDm-indeks*)

Ahmed (2013) [2] je predložio modifikaciju za *RQD-indeks* sličnu onoj kod *RQD$_C$-indeksa*. Predložio je da se u postupku kartiranja uključuju komadi jezgara manji od 10 cm te manji od 5 cm, zajedno sa komadima većim od 10 cm.

$$RQDm = \frac{\sum pu}{N^f} \tag{4.19}$$

$$\sum pu = pu1 + pu2 + pu3 \tag{4.20}$$

$$f = f1 \times f2 \times f3 \tag{4.21}$$

$$f1 = 1.003\,pu1 \tag{4.22}$$

$$f2 = 1.001\,pu2 \tag{4.23}$$

$$f3 = 0.99005\,pu3 \tag{4.24}$$

gdje je

*pu*1 – postotak komada jezgara kraćih od 5 cm

*pu*2 - postotak komada jezgara 5 – 10 cm

*pu*3 - postotak komada jezgara > 10 cm

N – broj komada jezgara

f – eksponent potencijske funkcije

Možemo uočiti da je eksponent potencijske funkcije *f* uvjetovan iznosima postotaka jezgara različitih raspona duljina. Autor je predložio i kvadratnu korelacijsku jednadžbu za *RQDm-indeksa* ovisno o *RQD-indeksu*.

$$RQDm = 0.01RQD^2 - 0.178RQD + 3.21 \tag{4.25}$$

5. *RQD-indeks* i *λ* za katarske stijenske mase

5.1. Uvod

U prethodnom poglavlju, sagledani su *RQD-indeks* i *λ* parametri te svi prijedlozi za izmjene i modifikacije *RQD-indeksa* znane autoru koje su objavljene nakon njegovog nastanka. Također smo vidjeli koji su glavni nedostaci *RQD-indeksa* za koje možemo reći da su im bili povod.

Sljedeće pitanje koje se nameće je koja *RQD-indeks* modifikacija je najprikladnija za predmetne stijenske mase, odnosno katarske stijenske mase. Kao što će biti obrazloženo u nadolazećem tekstu, autor ove disertacije zaključio je da je najprikladniji parametar za procjenu predmetnih stijenskih masa *RQD-indeks* korigirani, RQD_C*-indeks*, kojeg su predložili Li et al. (2009) [11].

U razmatranju drugih spomenutih *RQD-indeks* modifikacija, *WJD* iz poglavlja 4.5 nije prikladan jer, kao što će se vidjeti, predmetne stijenske mase daju rijetko jezgre na kojima se razlučuje kut diskontinuiteta spram osi bušotine. RQD_I-indeks iz odjeljka 4.6 je neprikladan iz istog razloga. Za J_{cm} i *RQDm-indeks* parametre bušenja autor je prosudio da su previše složene po koracima i postupku razrade. Jednako tako, *RQDm-indeks* uzima u obzir previše male komade jezgri (< 5 cm) što je također previše detaljan kriterij za predmetne stijenske mase. Metoda odabira *RQD*-indeksa iz poglavlja 4.3 nije odabrana jer u suštini ne predlaže alternativu izvornom *RQD-indeks* konceptu. *MRQD-indeks* parametar daje rezultate koji malo odmiču od vrijednosti 100, s minimumima koji ne padaju ispod 80. Posljedično, RQD_C*-indeks* je ocijenjen kao najprikladniji. Ovo je odlučeno uslijed više razloga:

1. Parametar je jednostavan i nema pretjerano komplicirano rastavljanje na tipove, po duljini, komada jezgri.
2. Ishodišna točka mu je p_r, postotak izvađenih čvrstih jezgri, ili *SCR-indeks*, a ne najveća moguća vrijednost 100 (što je slučaj s RQD_I*-indeksom* i *MRQD-indeksom*).
3. Za razliku od *RQDm-indeksa*, RQD_C*-indeks* nema fiksnu vrijednost eksponenta, što će se pokazati vrlo korisnim, kao što ćemo vidjeti u ovom poglavlju.

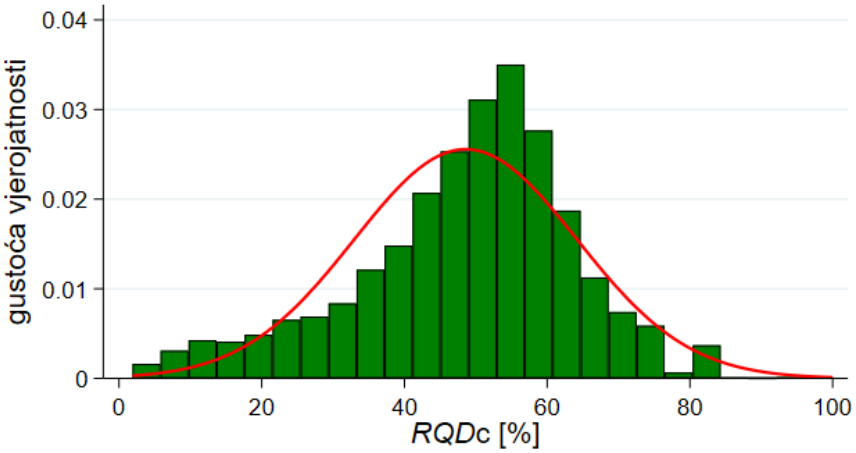
5.2. RQD_C*-indeks*

Kada analiziramo praksu bušenja i vađenja jezgri pri bilo kojim istražnim radovima, jedan od faktora koji mogu biti prisutni je broj pukotina i diskontinuiteta koji su uzrokovani procesom bušenja. Ako usporedimo srednje vrijednosti za *RQD-indeks* podatke iz bušotina (tablica 3.1) od svih geoloških članova, s RQD_G*-indeks* vrijednostima (tablica 3.3) dobivenih kartiranjem, možemo zamijetiti da su vrijednosti iz bušotina bitno veće. Činjenica da su vrijednosti iz bušotina veće od onih dobivenih od strane geologa kartiranjem, s određenom vjerojatnošću isključuje veći utjecaj umjetno induciranih diskontinuiteta, koliko god je taj utjecaj uvijek prisutan do neke mjere. Stoga, ovu razliku možemo pripisati malom promjeru i jednodimenzionalnosti bušotina, koje su sve vertikalne, ili neosjetljivošću

RQD-indeksa da registrira sve diskontinuitete. Potonje je vjerojatnije jer, iako lokalne stijenske mase karakterizira uslojavanje, one ne ukazuju na veće padove slojeva ili rasjedanje, koji bi uzrokovali radikalno drugačije *RQD-indeks* rezultate za nevertikalne bušotine.

S obzirom na sve navedene nedostatke u vezi s *RQD-indeksom*, učinjena je detaljna analiza korigiranog *RQD-indeksa* parametra iz bušotina. U svrhu ovog istraživanja, sve *RQD-indeks* vrijednosti iz bušotina pretvorene su u RQD_C*-indeks* vrijednosti. To je učinjeno kombiniranjem zapisa kartiranja bušotina s fotografijama jezgri, za cjelokupnu bazu podataka.

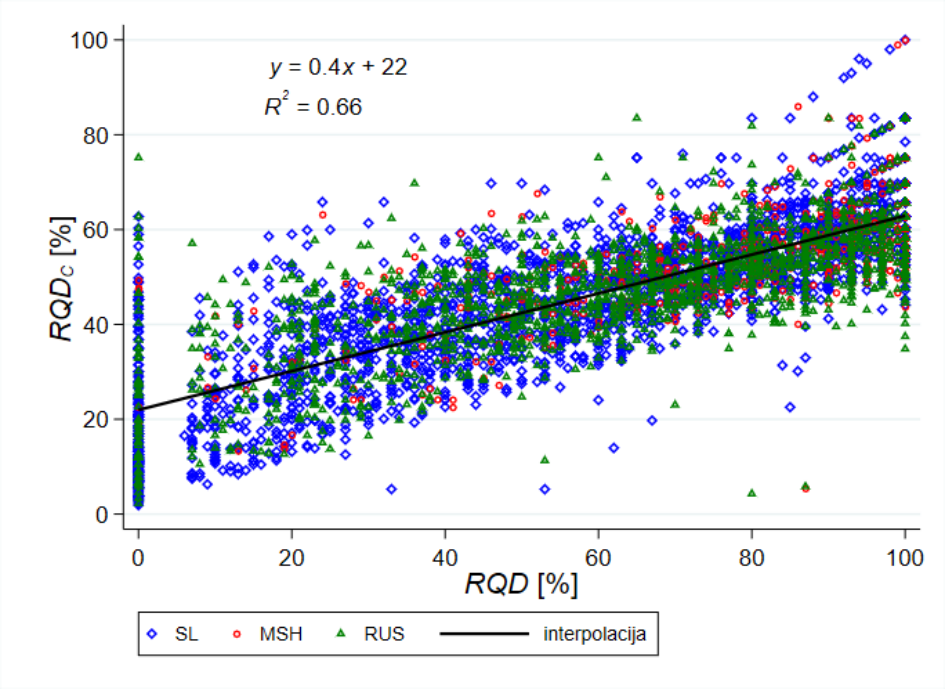
Metodom pokušaja i pogreške, zaključeno je da je najbolja vrijednost za eksponent *a* 0,26 jer ova vrijednost izjednačava srednje vrijednosti obaju parametara: $\overline{X}(RQD_C)=\overline{X}(RQD_G)\approx 50$. Na ovaj način, uspostavljena je poveznica putem srednje vrijednosti između varijable iz bušotina i varijable iz kartiranja stijenskog lica. Bušotinski parametar RQD_C-indeks je poprimio svojstvo parametra iz stijenskog kartiranja RQD_G*-indeksa*. Statistički kriterij za odabir eksponenta *a* može biti neki drugi za neku drugu stijensku masu, ali po stavu autora optimalno je ako se veza napravi preko srednje vrijednosti.



Slika 5.1. Histogram raspodjele vjerojatnosti RQD_C*-indeksa*, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51]

Možemo vidjeti da RQD_C*-indeks* dobro odgovara normalnoj raspodjeli vjerojatnosti pa je kao takav, statistički koherentan parametar. Prikazani su podaci za sve geološke slojeve zajedno.

Na slici 5.2. vidimo korelaciju RQD_C*-indeksa* s *RQD-indeksom*. Korelacija je linearna s koeficijentom determinacije od 0,66.



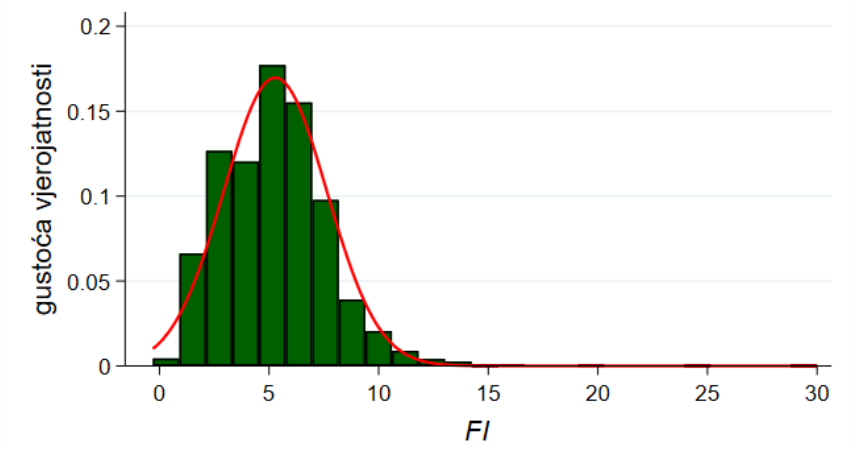
Slika 5.2. Korelacija *RQD$_C$-indeksa* i *RQD-indeksa*

5.3. Korigirani indeks raspucanosti *FI$_C$-indeks*

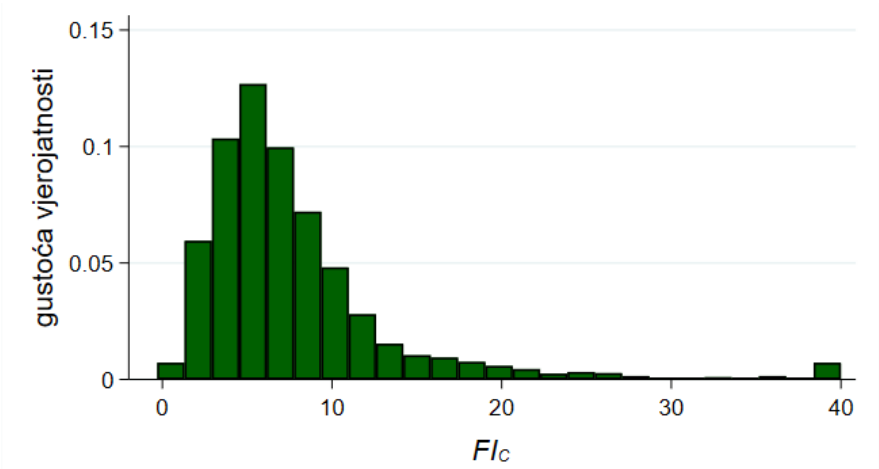
Standardna frekvencija raspucanosti λ, koju se još naziva i indeks raspucanosti *FI-indeks* na projektima u Državi Katar, definira se kao broj diskontinuiteta po metru duljine promatranog poteza bušenja. Parametar se uobičajeno bilježi do najveće vrijednosti od 20 (Vali i Arpa 2012 [19]). Ovdje je primijenjen novi pristup po prvi put predložen u ovome radu po pitanju određivanja indeksa raspucanosti. Pristup omogućava uključenje zdrobljenih ili trošnih zona ili džepova tla u parametar. Za dijelove jezgri iz poteza bušenja koji ne daju čvrste komade jezgri, p_r, to jest *SCR-indeks,* vrijednost će se smanjiti za određeni iznos. Korigirani *FI-indeks* tj. *FI$_C$-indeks* uzima to u obzir te je obrnuto proporcionalan smanjenom p_r-u. Kod ovog pristupa, jednako su analizirane fotografije kutija jezgara u dobivanju rezultata. Predloženi korigirani *FI-indeks* parametar (*FI$_C$-indeks*) definiran je s:

$$FI_C = \frac{100(N-1)}{p_r L} \tag{5.1}$$

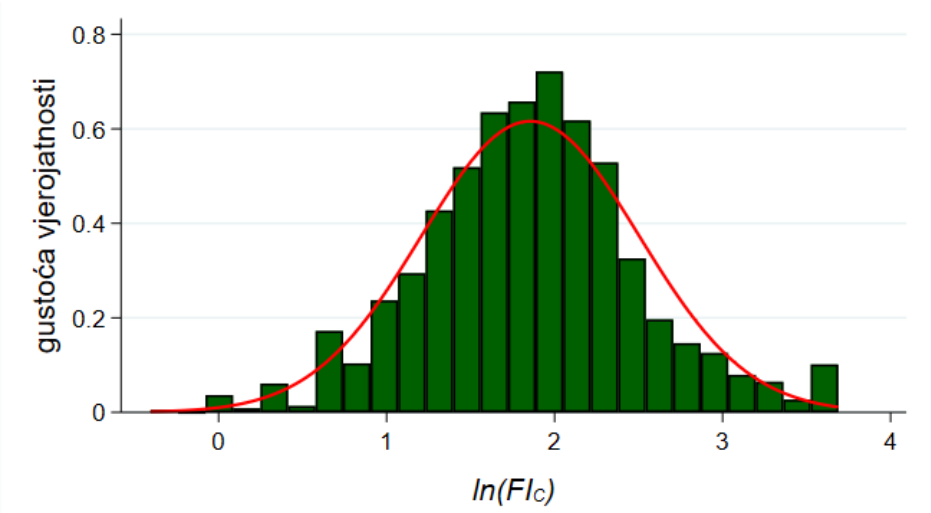
Pri čemu je p_r postotak vađenja čvrstih jezgara tj. *SCR-indeks* (0–100), *N* broj komada jezgara u potezu bušenja, dok je *L* ukupna duljina poteza bušenja.



Slika 5.3. Raspodjela vjerojatnosti za *FI-indeks*, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51]



Slika 5.4. Raspodjela vjerojatnosti za FI_C-*indeks*, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51]



Slika 5.5. Raspodjela vjerojatnosti za ln(FI_C), kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51]

Možemo primijetiti na slikama 5.3 do 5.5 da transformacijom iz *FI-indeksa* u *FI_C-indeks* raspodjela vjerojatnosti se mijenja od normalne u log-normalnu.

5.4. Skupna analiza *RQD_C-indeksa* i *FI_C-indeksa*

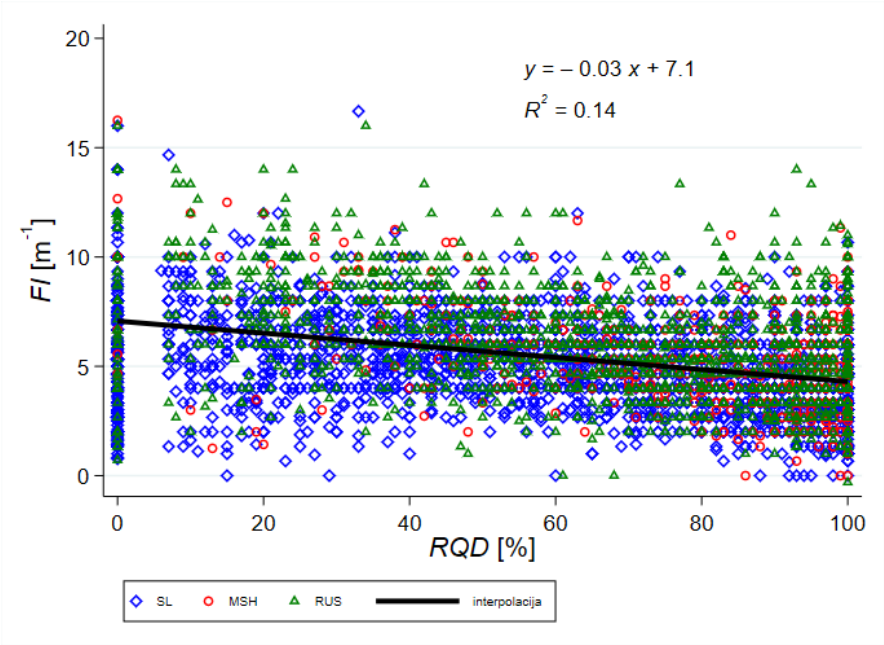
U tablici je prikazan sažetak podataka za *RQD_C-indeks* i *FI_C-indeks* za sve geološke slojeve.

Tablica 5.1. Sažetak *RQD_C-indeks* i *FI_C-indeks* podataka, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51]

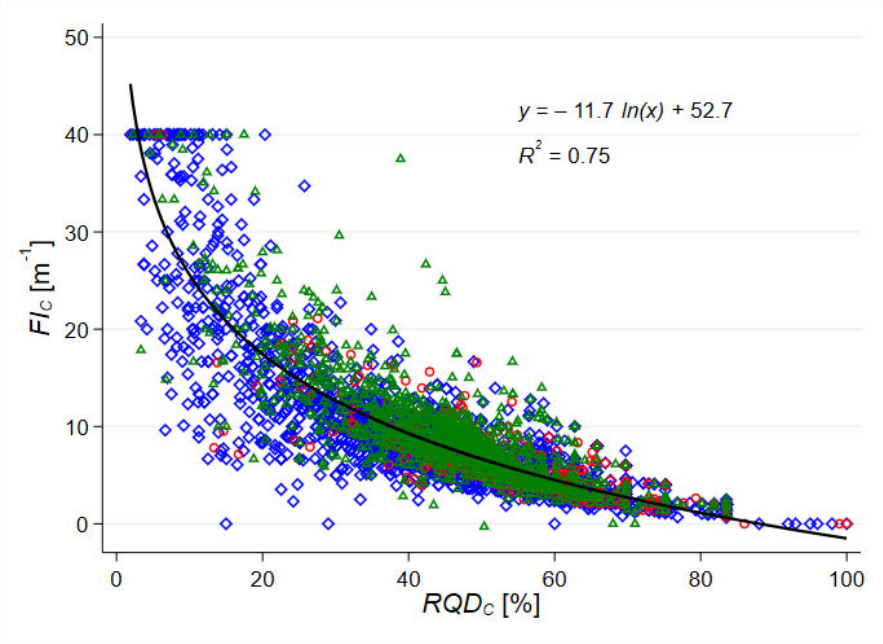
RQD_C-indeks	*n*	Minimum	Maksimum	$\bar{X}$	$\mu_{1/2}$	σ	*CV*
SL	2893	0	100	46	49	19,97	0,44
MSH	590	0	100	54	55	12,15	0,22
RUS	1695	0	84	49	50	13,35	0,28
UKUPNO	5178	0	100	50	51	17,51	0,37
FI_C-indeks							
SL	2744	0	40	8.10	6.14	8,01	0,99
MSH	589	0	40	6.09	5.38	3,78	0,62
RUS	1689	0	30	8.30	7.53	5,46	0,66
UKUPNO	5022	0	40	7.93	6.38	6,58	0,83

Tumač oznaka:
n – broj uzoraka
$\bar{X}$ – srednja vrijednost
$\mu_{1/2}$ – vrijednost medijana
σ – standardna devijacija
CV – koeficijent varijacije

Slike 5.6 i 5.7 pokazuju dijagrame *FI-indeksa* spram *RQD-indeksa* te FI_C*-indeksa* spram RQD_C*-indeksa* za sve podatke. Poboljšanje korelacijskog koeficijenta R^2 je jasno vidljivo u korist korigiranih parametara, kao što vidimo na slici 5.7, te je odnos korigiranih parametara postao logaritamski. Primijetimo da slika 5.6 predstavlja istu ovisnost kao i slika 4.3. ali sa zamijenjenim osima.



Slika 5.6. Korelacija *FI-indeksa* i *RQD-indeksa*, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51]

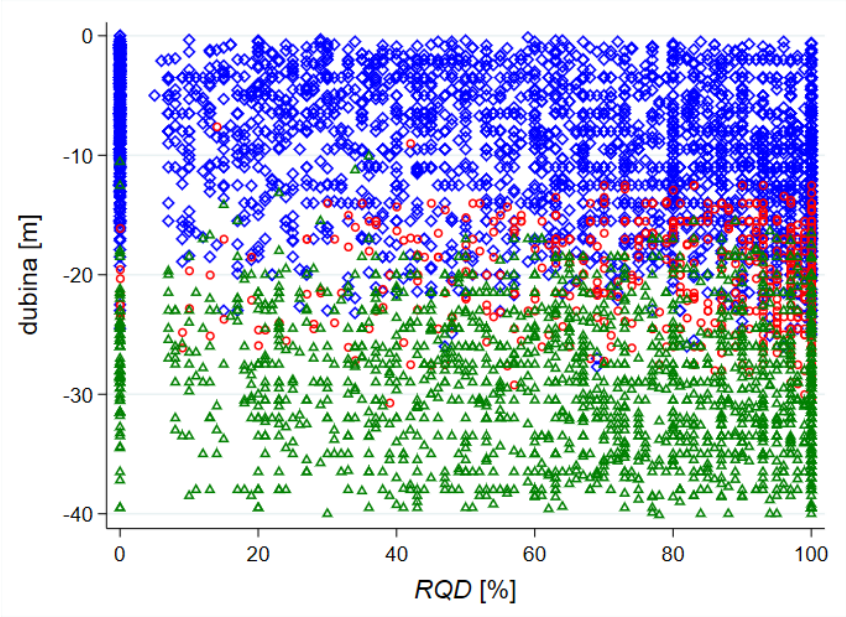


Slika 5.7. Korelacija *FI_C-indeksa* i *RQD_C-indeksa*, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51]

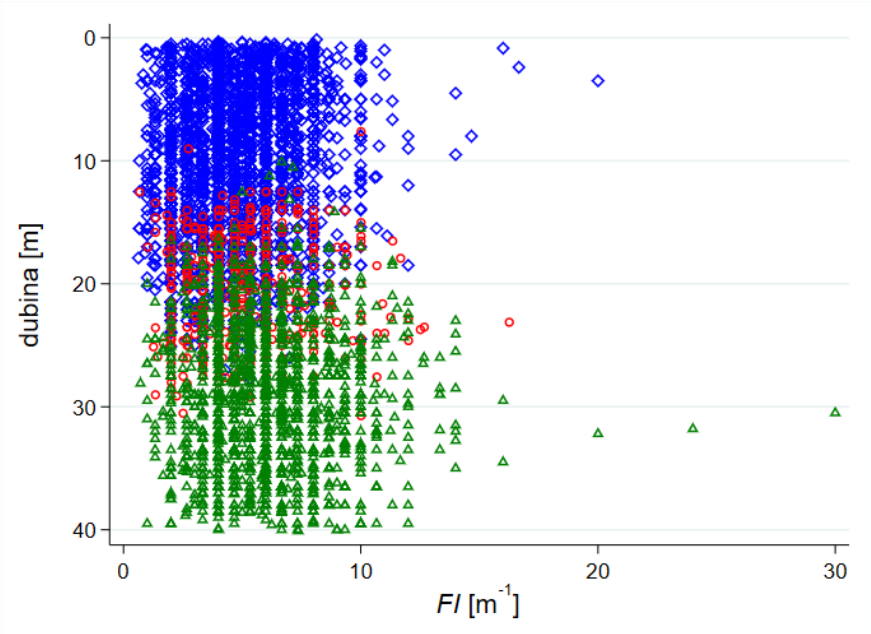
$$FI_C = -11.7 \ln\left(RQD_C\right) + 52.7 \tag{5.2}$$

Korelacija sa slike 5.7 daje jednadžbu s R^2 vrijednošću od 0,75, što je peterostruko poboljšanje korelacije spram izvornih parametara na slici 5.6. Maksimalna vrijednost za *FI_C-indeks* određena je na 40. Maksimalnu vrijednost treba postaviti prema dobivenoj učestalosti i veličini viših FI_C vrijednosti. Ovdje je odabrana vrijednost od 40 iz više razloga. Kao što se vidi na slikama 5.9 i 5.11, raspršenost *FI_C-indeks* vrijednosti je šira nego za *FI-indeks* vrijednosti, stoga se činilo logičnim odabrati veću graničnu vrijednost. Kao što se vidi iz interpolirane krivulje sa slike 5.7, krivulja se počinje asimptotski približavati *y*-osi za *FI_C-indeks* vrijednosti veće od 30. Također se vidi na slici 5.11 da je najgušća koncentracija točaka *FI_C-indeksa* za vrijednosti do 20. Stoga je ta vrijednost udvostručena uz pretpostavku da će to biti dovoljno za uključenje svih više odstupajućIh točaka.

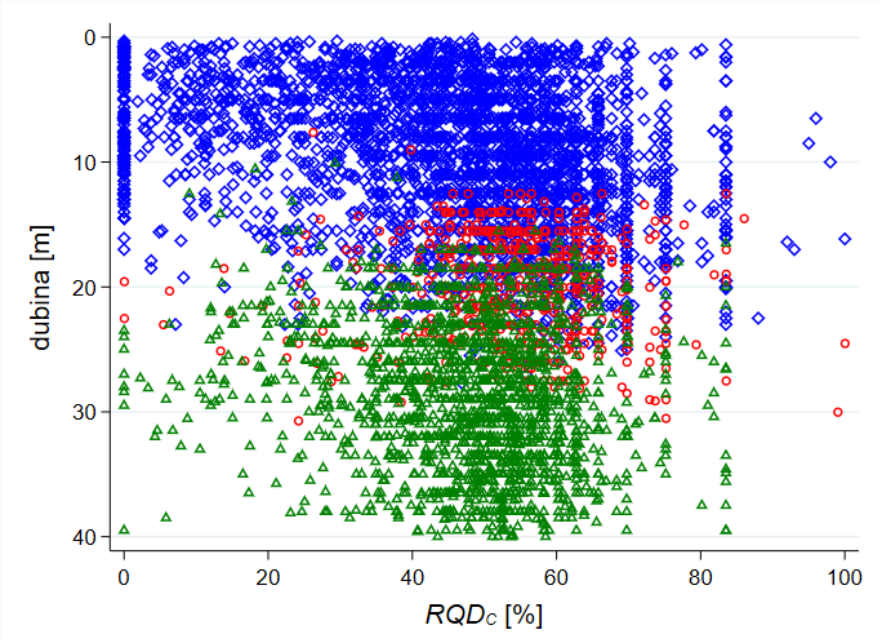
Na slikama 5.8 do 5.11 možemo vidjeti raspodjelu vrijednosti *RQD-indeksa*, *FI-indeks*a, *RQD_C-indeksa* i *FI_C-indeks*a s dubinom i razlikovanjem za sva tri geološka člana.



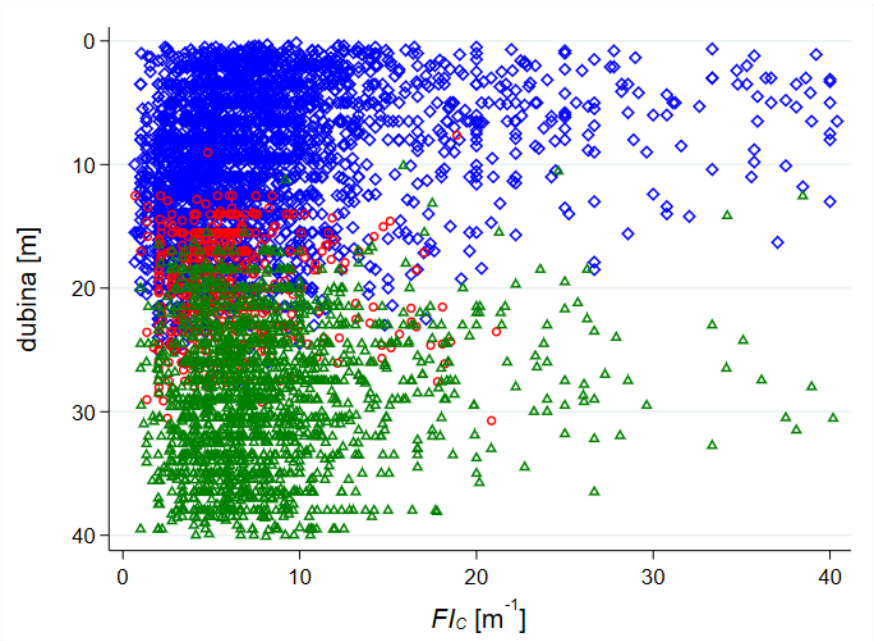
Slika 5.8. *RQD-indeks* po dubini, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51]



Slika 5.9. *FI-indeks* po dubini, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51]



Slika 5.10. *RQD_C-indeks* po dubini, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51]



Slika 5.11. *FI_C-indeks* po dubini, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51]

Slike 5.12 do 5.15 pokazuju primjere osam fotografija kutija jezgri iz odabranih bušotina. Prateće tablice 5.2 do 5.5 pokazuju izračune za *RQD_C-indeks* , *FI_C-indeks* , *RQD-indeks* i *FI-indeks* vrijednosti i kako se one uspoređuju.

Slika 5.12. Primjer 1 dvaju fotografija kutija jezgri (gornja i donja), kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51

Tablica 5.2. Primjerni izračuni *RQD-indeksa* , *RQD_C-indeksa* *FI-indeksa* i *FI_C-indeksa* za jezgre sa slike 5.12 , kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51]

	Dubina (gornja)	*N*	*n_d*	*p_r (SCR) [%]*	*L [m]*	*RQD [%]*	*RQD_C [%] (a = 0,26)*	*FI*	*FI_C*
1	19,0 – 20,5 m	7	7	80	1.5	85	48	4,66	5,83
2	20,5 – 22,0 m	5	4	100	1.5	100	65	2,66	2,66
3	22,0 – 23,5 m	7	6	100	1.5	95	60	4,00	4,00
	Dubina (donja)								
4	28,1 – 29,6 m	8	8	83	1.5	66	48	5,33	6,43
5	29,6 – 31,1 m	4	3	95	1.5	95	66	2,00	2,11
6	31,1 – 32,6 m	11	11	76	1.5	20	41	7,33	9,64

Vidimo sa slike 5.12 i tablice 5.2 da su *RQD_C-indeks* vrijednosti manje podložni drastičnim promjenama u usporedbi s *RQD-indeks* vrijednostima. Primjerice, razlika od 7 među *SCR-indeks* vrijednostima, kao u redovima 4 i 6, odgovara razlici od 46 između pripadnih *RQD-indeks* vrijednosti, dok je razlika između *RQD_C-indeks* vrijednosti 7. *FI-indeks* i *FI_C-indeks* vrijednosti redova 1, 4, i 6 pokazuju utjecaj duljine nečvrstih dijelova jezgre na *FI_C-indeks* vrijednost, zajedno s utjecajem stvarnog broja diskontinuiteta. Slika 5.16 ukazuje na pravila ispravnog određivanja *RQD_C-indeksa* i *FI_C-indeksa* spram duljina poteza bušenja. Potrebno je usvojiti sljedeće tijekom postupka kartiranja jezgri:

- Kada nema zdrobljenih zona u potezu bušenja, broj komada jezgri je veći od broja diskontinuiteta za 1.
- Zdrobljene zone između komada jezgri broje se kao diskontinuiteti.
- Zdrobljene zone na jednom ili dva kraja se broje kao dodatni diskontinuitet, tako da je za oba slučaja broj diskontinuiteta jednak broju komada jezgri.

Slika 5.13. Primjer 2 dvaju fotografija kutija jezgri (gornja i donja)

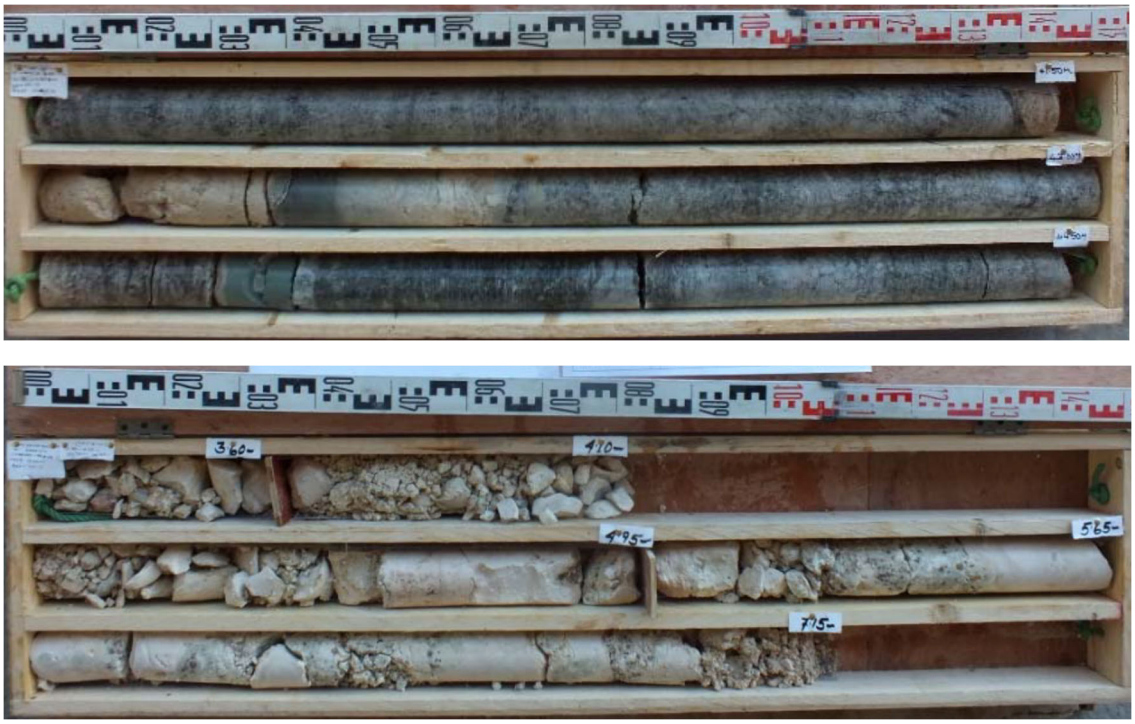
Tablica 5.3. Primjerni izračuni *RQD-indeksa* , *RQD_C-indeksa FI-indeksa* i *FI_C-indeksa* za jezgre sa slike 5.13

	Dubina (donja)	*N*	n_d	p_r *(SCR)* [%]	*L* [m]	*RQD* [%]	RQD_C [%] *(a = 0,26)*	*FI*	FI_C
1	5,0 – 6,0 m	6	6	50	1.0	35	22	6,00	12,00
2	6,0 – 7,0 m	6	6	55	1.0	25	34	6,00	11,90
3	7,0 – 8,0 m	8	7	60	1.0	37	35	7,00	11,66
4	8,0 – 9,0 m	5	4	90	1.0	90	60	4,00	4,44
	Dubina (gornja)								
5	16,5 – 17,5 m	4	3	95	1.0	95	66	3,00	3,16
6	17,5 – 18,5 m	3	2	90	1.0	90	68	2,00	2,22
7	18,5 – 19,5 m	3	2	100	1.05	100	75	1,90	1,90
8	19,5 – 20,5 m	3	2	100	1.0	100	75	2,00	2,00

Slika 5.14. Primjer 3 dvaju fotografija kutija jezgri (gornja i donja

Tablica 5.4. Primjerni izračuni *RQD-indeksa* , *RQD_C-indeksa FI-indeksa* i *FI_C-indeksa* za jezgre sa slike 5.14

	Dubina (donja)	*N*	n_d	p_r *(SCR)* [%]	*L* [m]	*RQD* [%]	RQD_C [%] *(a = 0,26)*	*FI*	FI_C
1	11,5 – 13,0 m	2	1	100	1,5	97	84	0,66	0,66
2	13,0 – 14,5 m	10	9	93	1,5	72	51	6,00	6,45
3	14,5 – 16,0 m	9	8	97	1,5	84	55	5,33	5,50
	Dubina (gornja)								
4	16,0 – 17,5 m	7	6	100	1,5	97	60	4,00	4,00
5	17,5 – 19,0 m	4	3	100	1,5	97	70	2,00	2,00
6	19,0 – 20,5 m	11	10	92	1, 5	80	50	6,66	7,25



Slika 5.15. Primjer 4 dvaju fotografija kutija jezgri (gornja i donja)

Tablica 5.5. Primjerni izračuni *RQD-indeksa* , *RQD_C-indeksa FI-indeksa* i *FI_C-indeksa* za jezgre sa slike 5.15

	Dubina (donja)	*N*	n_d	p_r *(SCR)* [%]	*L* [m]	*RQD* [%]	RQD_C [%] *(a = 0,26)*	*FI*	FI_C
1	40,0 – 41,5 m	1	0	100	1,5	100	100	0	0
2	41,5 – 43,0 m	5	4	100	1,5	97	66	2,66	2,66
3	43,0 – 44,5 m	7	6	100	1,5	87	60	4,00	4,00
	Dubina (gornja)								
4	16,0 – 17,5 m	0	∞	0	1,1	0	0	-	40,0
5	17,5 – 19,0 m	6	6	64	1,55	53	38	3,87	6,05
6	19,0 – 20,5 m	7	7	56	1, 5	43	34	4,66	8,33

RQD_C-indeks parametar, koji je određivan iz bušotinskih zapisa i fotografija kutija jezgri, odlikuje se, za razliku od *RQD-indeksa,* statističkom koherentnošću, i stoga je stav autora da ima potencijal za korištenje u praksi i daljnje istraživanje. U ovoj disertaciji se pokazuje da se analize za izračun parametra ne moraju raditi tijekom uzorkovanja; analiza se može obaviti i putem fotografija. Ovo vrijedi i za određivanje *FI_C indeks* parametra, koji se u ovoj disertaciji predlaže kao novi parametar stijenske

procjene, budući da su oba parametra slična po postupku određivanja. Parametre također odlikuje korelacija, koja je znatno poboljšana u odnosu na korelaciju izvornih parametara (*RQD-indeksa* i *FI-indeksa*). Prednost korigiranih parametara je veća osjetljivost na detekciju diskontinuiteta (RQD_C-*indeks*) te na nečvrste dijelove bušotinskih jezgara (FI_C-*indeks)*. Moguća ograničenja FI_C-*indeks* parametra su ta da ga se treba koristiti samo kod malo i umjereno trošnih stijenskih masa, sa stupnjem trošnosti 1 i 2 prema EN ISO 14689-1, te za donji raspon vrlo trošnih stijenskih masa (stupanj 3). Za vrlo niske vrijednosti p_r (*SCR-indeks*) u jednadžbi (5.1), FI_C-*indeks* će se naglo povećavati i pretpostavlja se da parametar onda neće biti koristan za otkrivanje trošnijih volumena unutar masa bolje kakvoće. Potrebne su dodatne provjere primjene novog parametra na druge stijenske mase kao predmetne te na trošnije od katarskih.

Slika 5.16 ukazuje na pravila za ispravno određivanje parametara *FI-indeks* i FI_C-*indeks*. Određivanje treba slijediti granice postojećih poteza bušenja (duljina kutije za uzorke), kako se vidi na desnoj strani, za razliku od pogrešnog načina preklapanja preko dva poteza (lijeva strana). Važno je postići podudarnost parametara pri određivanju RQD_C-*indeksa* preko *SCR-indeksa* (p_r) iz kutija jezgri ili fotografija, ili kada se određuje FI_C-*indeks*. U suprotnom, transformacija jednog parametra u drugi neće biti dosljedna i može rezultirati različitim brojem podatkovnih točaka.

TCR	SCR	RQD	FI
100	87	81	3
			5
99	89	45	
			7
99	87	81	5
			5
99	91	77	3
100	99	97	1

TCR (%)	SCR (%)	RQD (%)	FI
100	100	87	6
95	89	43	8
100	95	76	7
100	91	35	9
100	83	61	5

Slika 5.16. Nepravilno i pravilno određivanje *FI-indeksa* ili *FI_C-indeksa*, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51]

5.5. Utjecaj razmjera za *RQD_C-indeks* i *FI_C-indeks*

Iako je *RQD_C-indeks* neovisan o graničnoj vrijednosti za duljine komada jezgri, utjecaj razmjera na njega ipak postoji. Prema Li et al. (2009) [11], parametar se smanjuje s povećanjem *FI-indeksa* tj. λ, kako se interval razmjera povećava. Ovo je znano kao efekt razmjera koji utječe na sve geotehničke parametre kada se prelazi od manjih razmjera ka većim.

Li et al. (2009) [11] predlažu da se uzme referentna vrijednost, ili standardni interval kartiranja, za uzimanje u obzir efekta razmjera od (3) metra, i da se korekcija radi preko izraza:

$$\frac{RQD_{CL}}{RQD_{CL0}} = \frac{FI \times L_0 + 1}{FI \times L + 1} \tag{5.3}$$

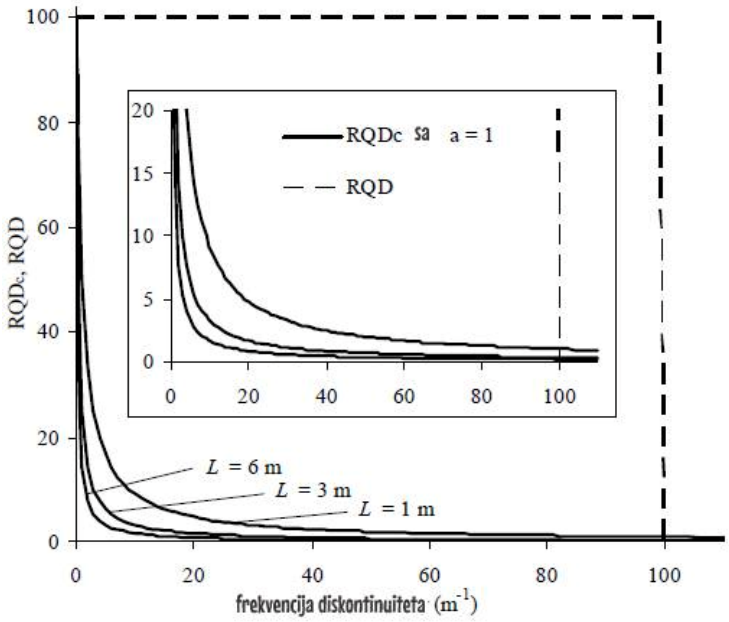
Pri čemu je RQD_{CL0} RQD_C-*indeks* za standardni interval kartiranja L_0, RQD_{CL} je RQD_C-*indeks* za ciljni interval kartiranja *L*. Nadalje, efekt *FI-indeksa* na parametar nestaje za dva ekstrema od *FI-indeks*a. Ako je *FI-indeks* vrlo malen (primjerice ne veći od 2) gornji se izraz reducira na:

$$\frac{RQD_{CL}}{RQD_{CL0}} = 1 \tag{5.4}$$

Ukoliko je *FI-indeks* iznad 10, izraz se reducira na:

$$\frac{RQD_{CL}}{RQD_{CL0}} = \frac{L_0}{L} \tag{5.5}$$

Donja slika 5.17 pokazuje ovisnost RQD_C-*indeksa* o idealiziranom *FI-indeksu* u skladu s jednadžbom 4.17.



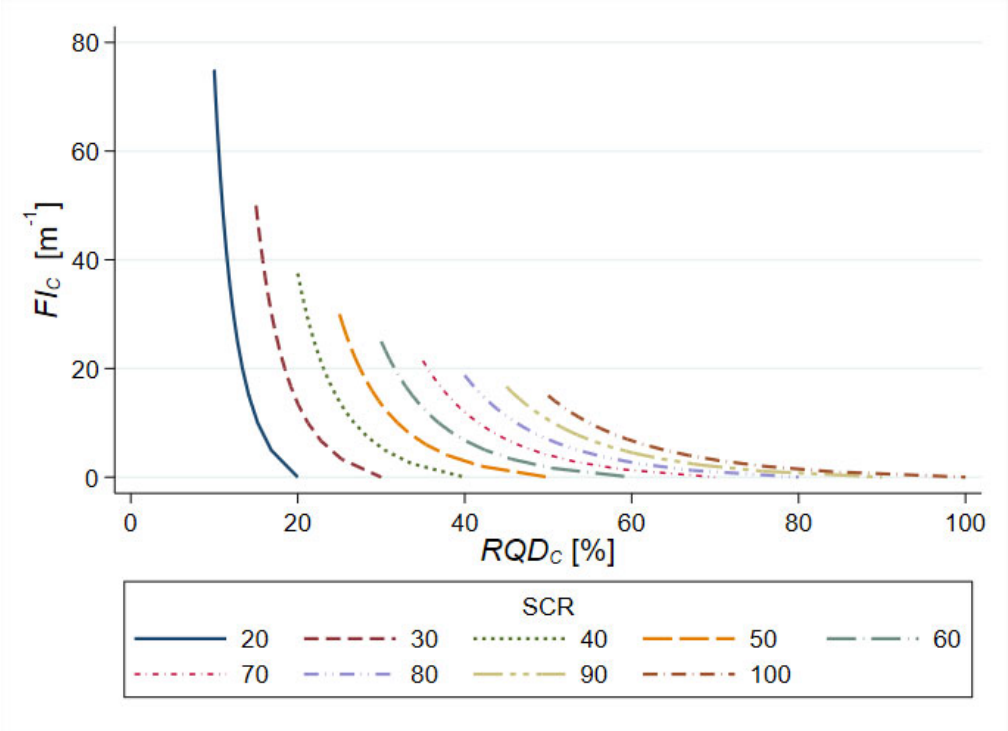
Slika 5.17. Varijacija RQD_C-*indeksa*, *RQD-indeksa* sa idealiziranom frekvencijom pukotina Li et al. (2009) [11]

Ukoliko razmotrimo podatke koji su na raspolaganju o katarskim stijenskim masama, moramo primijetiti sljedeće:

- Poglavlja 5.2 do 5.4 bavila su se stvarnim (ne teoretskim ili idealnim) *FI-indeksom* i FI_C-*indeks*om;

- Bilo bi od interesa utvrditi teoretsku ovisnost *RQD_C-indeksa* spram *FI_C-indeksa* za različite duljine intervala kartiranja te kako se ta ovisnost mijenja za različite vrijednosti *SCR-indeks* parametra.

Slika 5.18 prikazuje teoretski *FI_C-indeks* spram *RQD_C-indeks* za različite vrijednosti *SCR-indeks*a, tj. p_r. Sve krivulje ukazuju na logaritamsku ovisnost. Što je veći *SCR-indeks*, to je veći (raspon od) *RQD_C-indeks,* to je manji (raspon od) *FI_C-indeks.* Što je manji *SCR-indeks*, strmiji je porast *FI_C-indeks*a preko sve manjeg raspona od *RQD_C-indeksa* a istovremeno se taj raspon postupno pomiče prema sve nižim *RQD_C-indeks* vrijednostima.

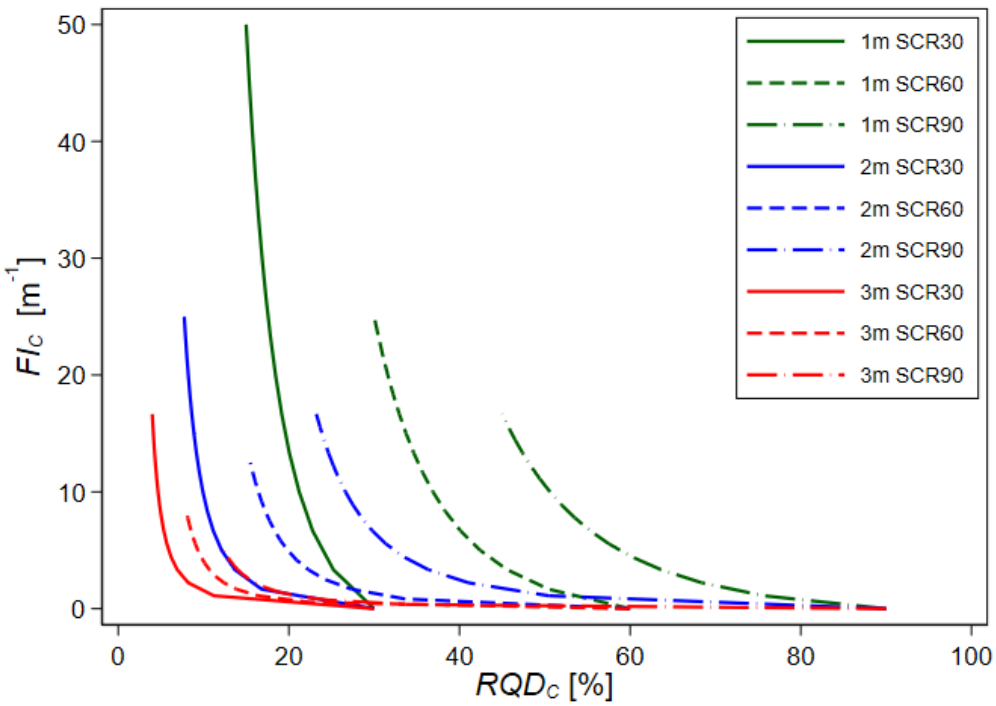


Slika 5.18. Teoretska varijacija *FI_C-indeks*a spram *RQD_C,-indeksa* za različite vrijednosti *SCR-indeks*a te za eksponent *a* vrijednosti (za RQD_C-*indeks*) od 0,25, i interval kartiranja od 1,0 m (Vučemilović 2023 [72])

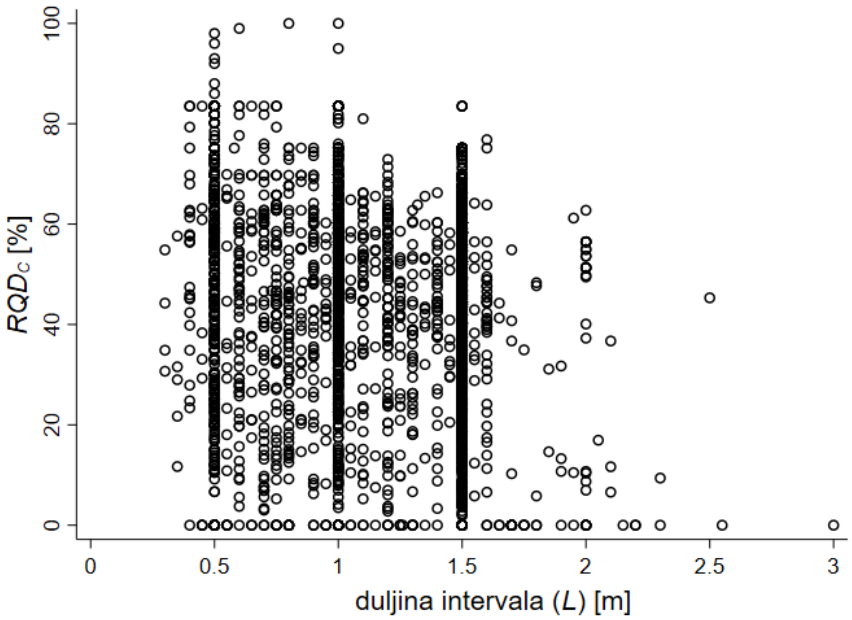
Nadalje, na slici 5.19 prikazana je teoretska ovisnost *RQD_C-indeks*a o *FI_C-indeks*u za tri različita intervala kartiranja; od 1,0 m, 2,0 m i 3,0 m te *SCR-indeks* vrijednosti od 30, 60 i 90. Iz dijagrama se može primijetiti kako se oba smanjuju iznosom i rasponom s povećanjem intervala kartiranja. Međutim, ova razmatranja su opravdana samo tamo gdje se koriste kutije za jezgre dulje od 1,5 m, što je najveća duljina koja se koristi u Katru. Prilagođavanja za manje intervale se ne smatraju utjecajnim.

Na slikama 5.20. i 5.21. vidimo dijagrame vrijednosti *RQD_C-indeks*a i Fi_C-*indeksa* spram intervala kartiranja koji su korišteni u dobivanju rezultata iz fotografija kutija jezgri. Prevladavajući interval je 1,5

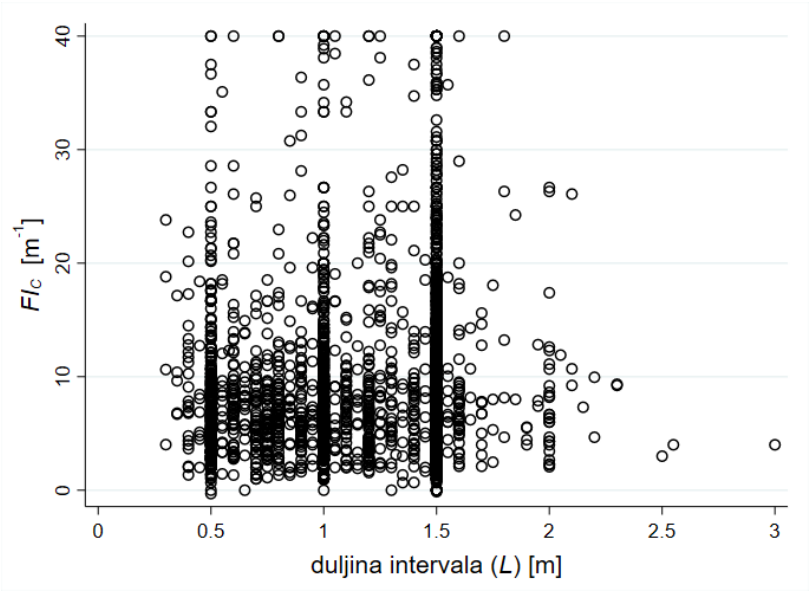
m iako to možda nije izravno vidljivo zbog gustoće točaka. U tablici 5.6 vidimo postotke tri najučestalije duljine intervala kartiranja, preko cjelokupnih podataka za oba parametra.



Slika 5.19. Teoretska varijacija FI_C-*indeksa* spram RQD_C-*indeks*a za različite intervale kartiranja i vrijednosti za *SCR-indeks*, za eksponent *a* (od RQD_C-*indeks*a) od 0,25 (Vučemilović 2023 [72])



Slika 5.20. *RQD_C-indeks* vrijednosti spram duljina intervala kartiranja (Vučemilović 2023 [72])



Slika 5.21. FI_C-indeks vrijednosti spram duljina intervala kartiranja (Vučemilović 2023 [72])

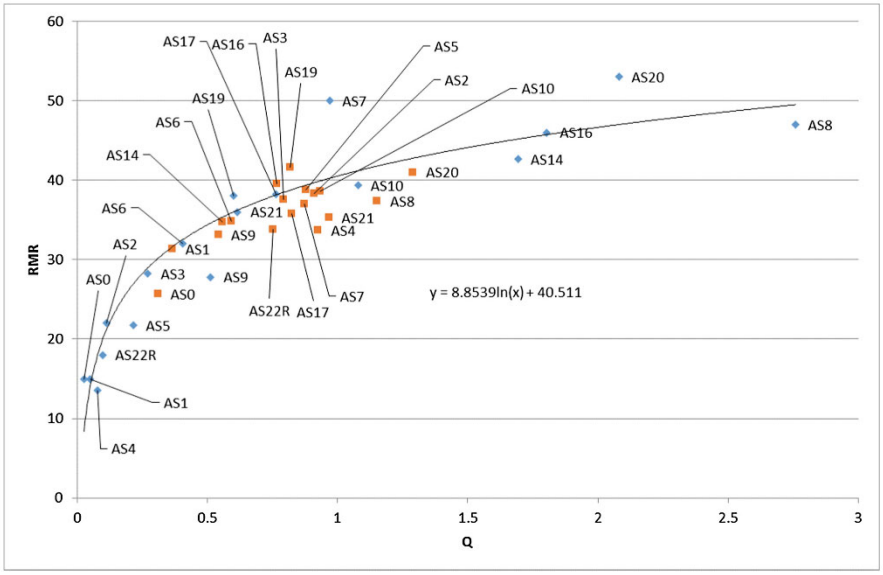
Tablica 5.6. Udjeli različitih duljina intervala kartiranja za *RQD_C-indeks* i *FI_C-indeks* (Vučemilović 2023 [72])

	L = 0,5 m	*L* = 1,0 m	*L* = 1,5 m	*L* = druga
RQD_C* & *FI_C				
n	359	627	3314	1363
postotak	6,3 %	11,0 %	58,5 %	24,0 %

6. Kartiranje izloženih stijenskih površina u Dohi i Katru

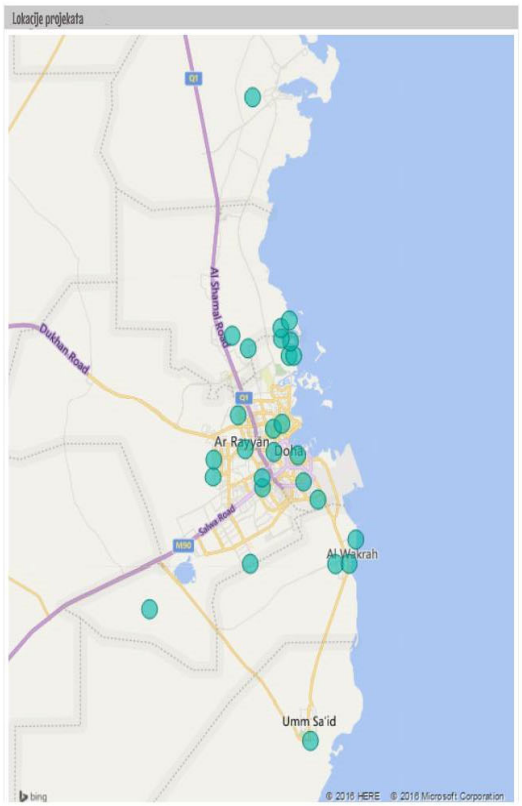
Kartiranje stijenskih lica izvodi se u Katru za potrebe ovdašnjih većih građevinskih projekata. Sustavi klasifikacije koji se koriste su *RMR-klasifikacija*, *Q-sustav*, *GSI-indeks* i ISO 14689:2017 (2017) [48].

Stypulkowski i Bernardeau (2018) [25] prvi su uspostavili korelaciju između dva sustava klasifikacije iz kartiranja u Katru, između *RMR-klasifikacije* i *Q-sustava*, što je prikazano na slici 6.1.



Slika 6.1. Korelacija *Q-sustava* i *RMR-klasifikacije* iz Stypulkowski i Bernardeau (2018) [25]

Kassem (2016) [26] je u svom magistarskom radu prikupio procjene *RMR-klasifikacije* iz Dohe i širih okolnih predjela južno i sjeverno od grada. Određivao ih je iz bušotinskih jezgri i pripadnih geotehničkih izvještaja za data područja. Njegovi rezultati sažeti su u tablici 6.1 i slici 6.2. Iz tablice se može vidjeti da je prosjek vrijednosti *RMR-klasifikacije* preko svih geoloških članova 38. Vrijednosti RMR_{89}-klasifikacije dane u tablici 6.2. od Karagkounis et al. (2016) [27] ne ukazuju nedvojbeno na prosječne vrijednosti.



Ime projekta	Sloj	Prosječna RMR vrijednost	Kategorija stijene
Souq Najda	Simsima vapnenac	48	slaba do povoljna stijena
Maisaed	Simsima vapnenac	35	slaba stijena
Lusail	Simsima vapnenac	34	slaba stijena
Mauthier South west Doha	Midra škriljevac	54	povoljna stijena
Mauthier South west Doha	Simsima vapnenac	61	slaba do povoljna stijena
Industrial Area St.53	Simsima vapnenac	37	slaba stijena
Al Muntazah - Abu Hamour (south-west Doha)	Simsima vapnenac	37	slaba stijena
Al Muntazah - Abu Hamour (south-west Doha)	Midra škriljevac	42	slaba do povoljna stijena
Rayyan Rd.	Simsima vapnenac	38	slaba stijena
Rayyan Rd.	Midra škriljevac	40	slaba stijena
Khalifa St.	Simsima vapnenac	39	slaba stijena
Khalifa St.	Rus formacija	30	vrlo slaba do slaba stijena
Al Bustan St. Rayan	Simsima vapnenac	48	slaba do povoljna stijena
Al Bustan St. Rayan	Midra škriljevac	30	vrlo slaba do slaba stijena
Gharafet Al Rayyan	Simsima vapnenac	45	slaba do povoljna stijena
Gharafet Al Rayyan	Midra škriljevac	45	slaba do povoljna stijena
Al Wajba St.	Simsima vapnenac	42	slaba do povoljna stijena
Al Wajba St.	Midra škriljevac	34	slaba stijena
Al Innabi St.	Simsima vapnenac	39	slaba stijena
Al Innabi St.	Midra škriljevac	34	slaba stijena
Al Salam St.	Simsima vapnenac	53	povoljna stijena
Al Kheesa North	Rus formacija	23	vrlo slaba do slaba stijena
Al Kheesa East (Rawdet el Hammam)	Rus formacija	26	vrlo slaba do slaba stijena
Al Birka (North East Qatar)	Rus formacija	50	slaba do povoljna stijena
West Al Khor	Rus formacija	34	slaba stijena
North Qetaifan Island	Simsima vapnenac	43	slaba do povoljna stijena
South Qetaifan Island #2	Rus formacija	21	vrlo slaba do slaba stijena
South Qetaifan Island #3	Midra škriljevac	25	vrlo slaba do slaba stijena
South Qetaifan Island #2	Simsima vapnenac	19	vrlo slaba stijena
South Qetaifan Island #3	Simsima vapnenac	45	slaba do povoljna stijena
Al Rayyan Al Gaded	Simsima vapnenac	19	vrlo slaba stijena
Abu Nakhla (west Maissed)	Simsima vapnenac	50	slaba do povoljna stijena
Wakrah Main Corridor	Simsima vapnenac	44	slaba do povoljna stijena
Al Wakrah West Area	Simsima vapnenac	48	slaba do povoljna stijena
North East Wakrah	Simsima vapnenac	27	vrlo slaba do slaba stijena
Road A3- North West Lusail	Rus formacija	25	vrlo slaba do slaba stijena
South West- North Qetaifan Island	Simsima vapnenac	43	slaba do povoljna stijena

Slika. 6.2. Vrijednosti *RMR-klasifikacije* od strane Kassema (2016) [26]

Tablica 6.1. Sažetak podataka za *RMR-klasifikacije* od strane Kassema (2016) [26]

Član	*n*	Minimum	Maksimum	$\bar{X}$
RMR				
SVI	37	19	61	**38**

Tumač oznaka:
n – broj uzoraka
$\bar{X}$ – srednja vrijednost

Tablica 6.2. Vrijednosti RMR_{89}-klasifikacije od strane Karagkounis et al. (2016) [27]

Sloj / podsloj	RMR'_{89} raspon	
	Minimum	Maximum
HWSL	10	30
MWSL	25	40
SWSL	30	50
SL	45	70
MS	40	65
RFL	25	55
RUS GYP	40	60

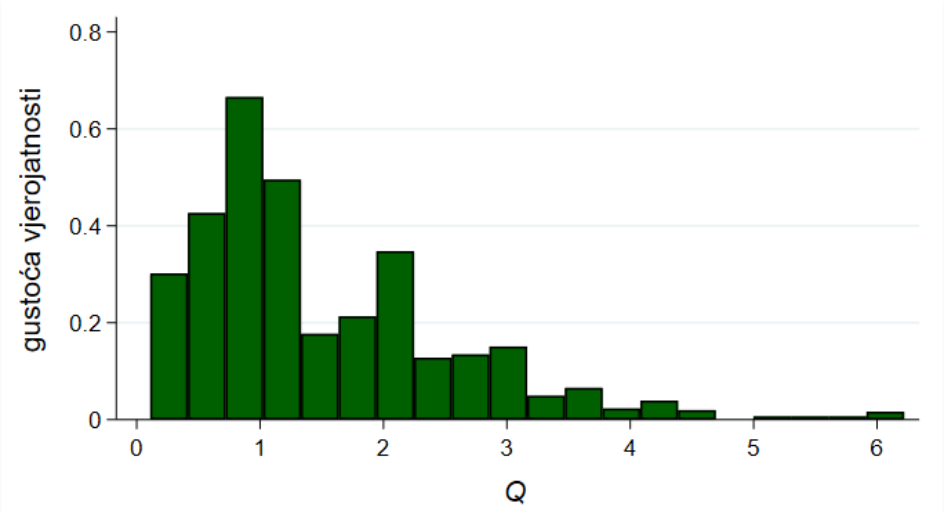
Podaci kartiranja stijenskih lica koji su bili prikupljeni za ovu disertaciju dobiveni su iz kartiranja 171 dubokog okna/šahte, s rasponom dubina od 6 do 29 metara. Primjenjivani sustavi klasifikacije su bili *Q-sustav*, koji je služio kao osnova za potporu iskopa, *RQD-indeks* je određivan kao parametar za određivanje *Q* vrijednosti (ovdje nazvan RQD_G-indeks) te *GSI-indeks* koji je bio određivan dodatno.

Probabilistička raspodjela *GSI-indeksa* i *Q-sustava* može se vidjeti na slikama 6.4 i 6.5. Možemo vidjeti da je raspodjela *Q-sustava* log-normalna, dok je od *GSI-indeksa* normalna. Raspodjela od RQD_G-*indeksa* je na slici 4.9. Srednje vrijednosti su 1,47 i 41, za *Q-sustav* i *GSI-indeks*. Srednja vrijednost za RQD_G-*indeks* je 50 (tablica 3.1).

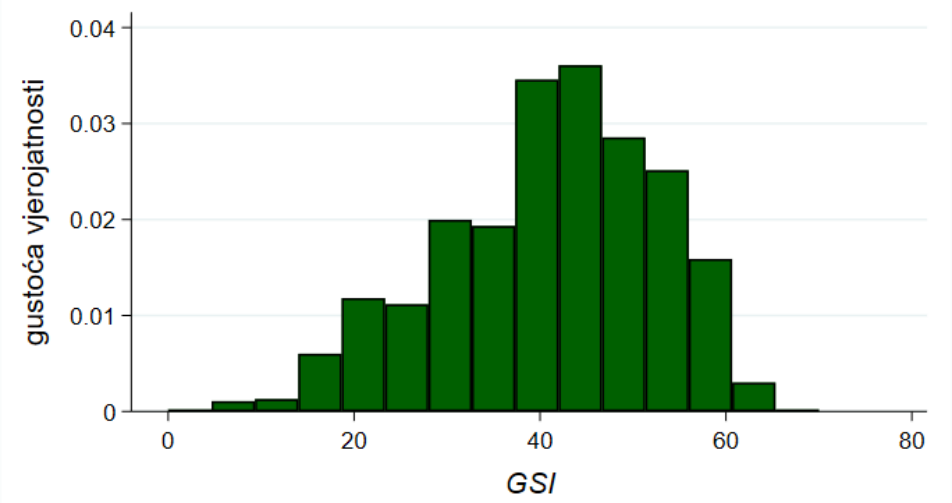
Tablica 6.3. Sažetak podataka za *Q-sustav, GSI-indeks* i RQD_G-*indeks*, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51]

Član	*n*	Minimum	Maksimum	$\bar{X}$	$\mu_{1/2}$
Q-sustav					
SL	962	0,11	6,22	**1,43**	1,11
MSH	65	0,52	4,67	**1,96**	1,91
RUS	30	0,29	5,33	**1,67**	1,29
SVI	1057	0,11	6,22	**1,47**	1,13
GSI-indeks					
SL	962	5	65	**40**	40
MSH	65	40	65	**41**	50
RUS	30	25	70	**49**	48
SVI	1057	5	70	**41**	45
***RQD_G-indeks* [%]**					
SL	962	5	75	**49**	50
MSH	65	30	75	**58**	60
RUS	30	10	80	**55**	55
SVI	1057	5	80	**50**	50

Tumač oznaka:
$\mu_{1/2}$ – vrijednost medijana

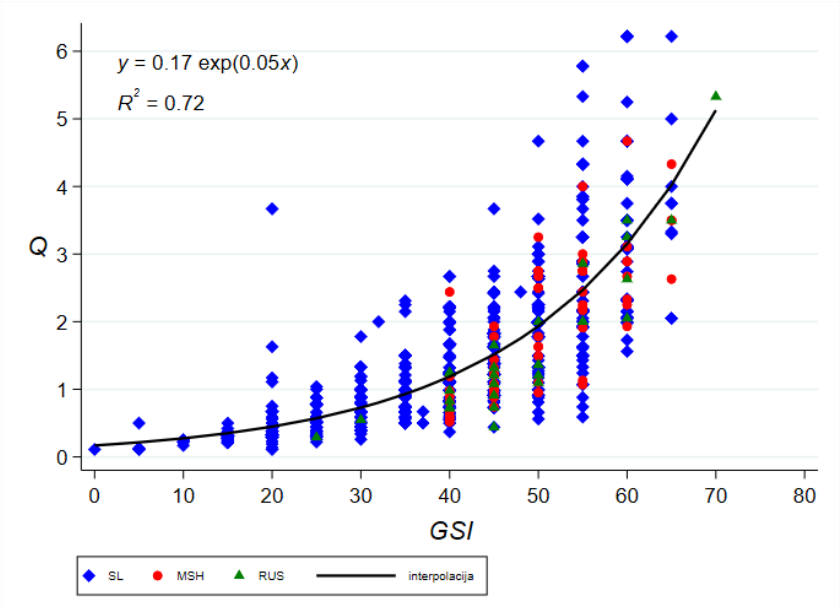


Slika. 6.4. Probabilistička raspodjela *Q-sustava*

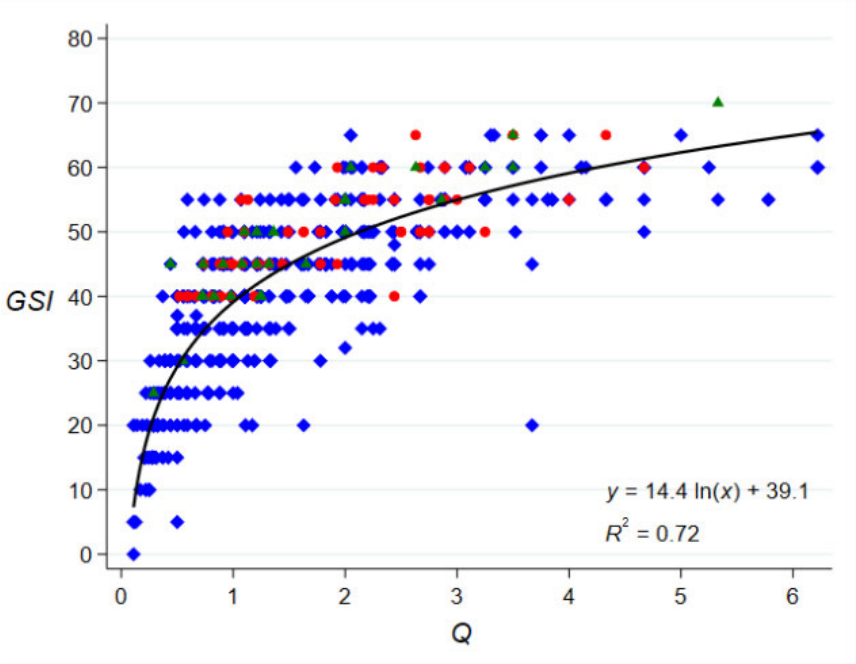


Slika. 6.5. Probabilistička raspodjela *GSI-indeksa*

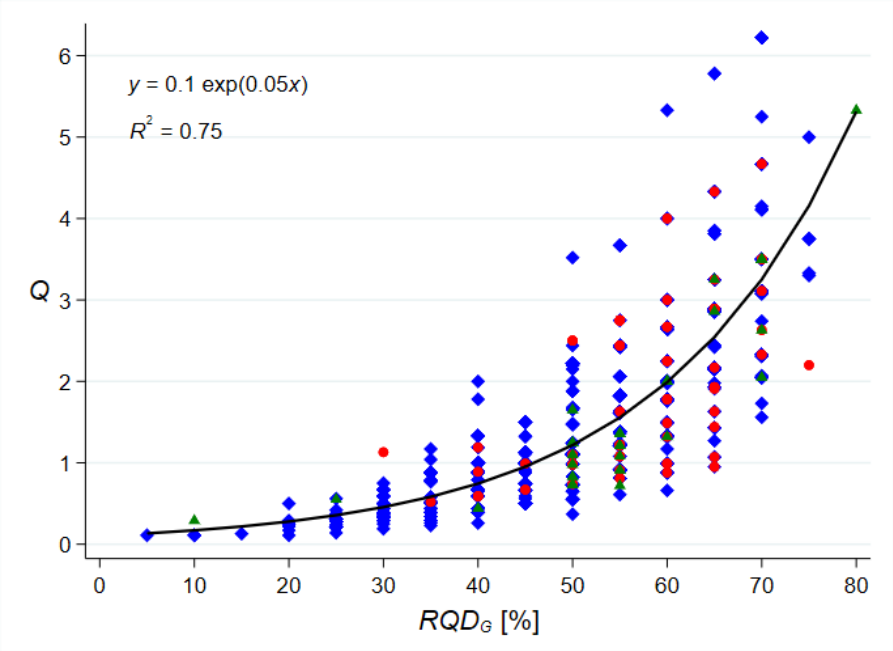
Vrednovanje podataka za *Q-sustav*, *GSI-indeks* i RQD_G*-indeks* ukazalo je na korelacije između tri parametra, koje proizlaze iz prirode datih stijenskih masa. Korelacije su prikazane u točkastim dijagramima na slikama od 6.6 do 6.11. Odnos između parametara je linearan za *GSI-indeks* prema RQD_G*-indeksu* (i obratno) te eksponencijalan/logaritamski za *GSI-indeks* prema *Q-sustavu* i RQD_G*-indeks* prema *Q-sustavu* (i obratno). Odnosi se mogu računati putem jednadžbi (6.1) do (6.6) sa solidnim R^2 vrijednostima između 0,72 i 0,87.



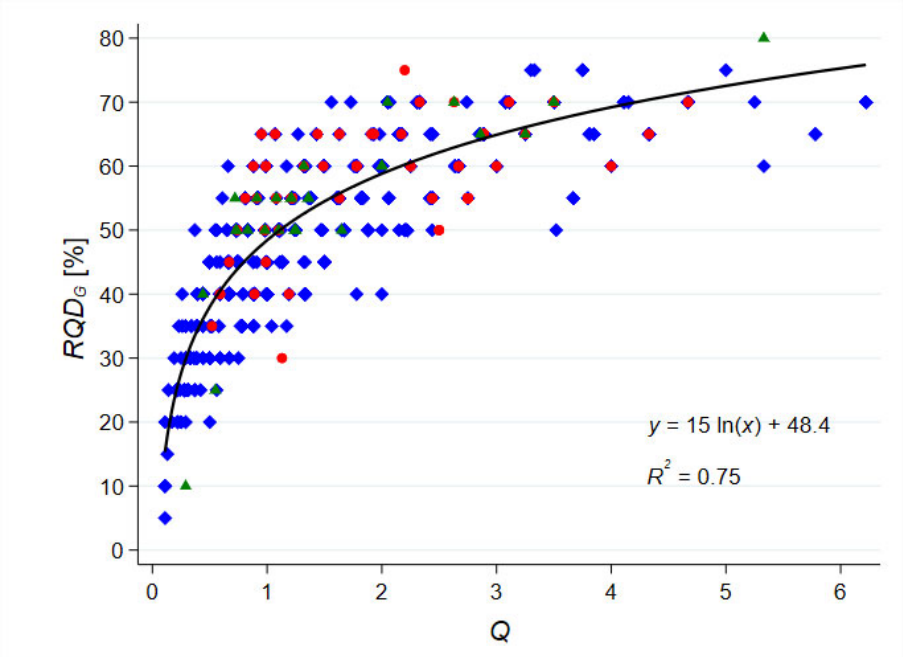
Slika 6.6. Korelacijski dijagram *Q-sustava* prema *GSI-indeksu*, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51]



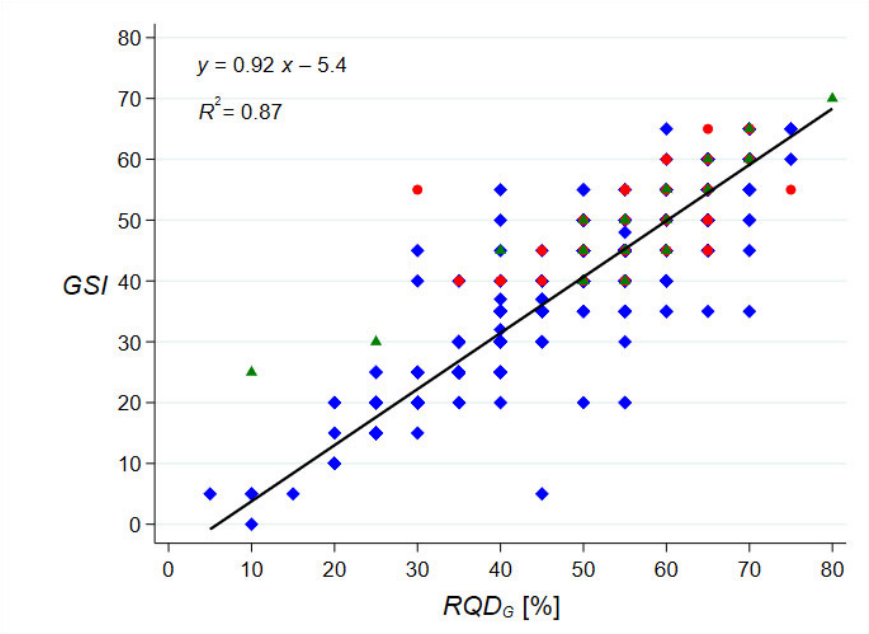
Slika 6.7. Korelacijski dijagram *GSI-indeksa* prema *Q-sustavu*, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51]



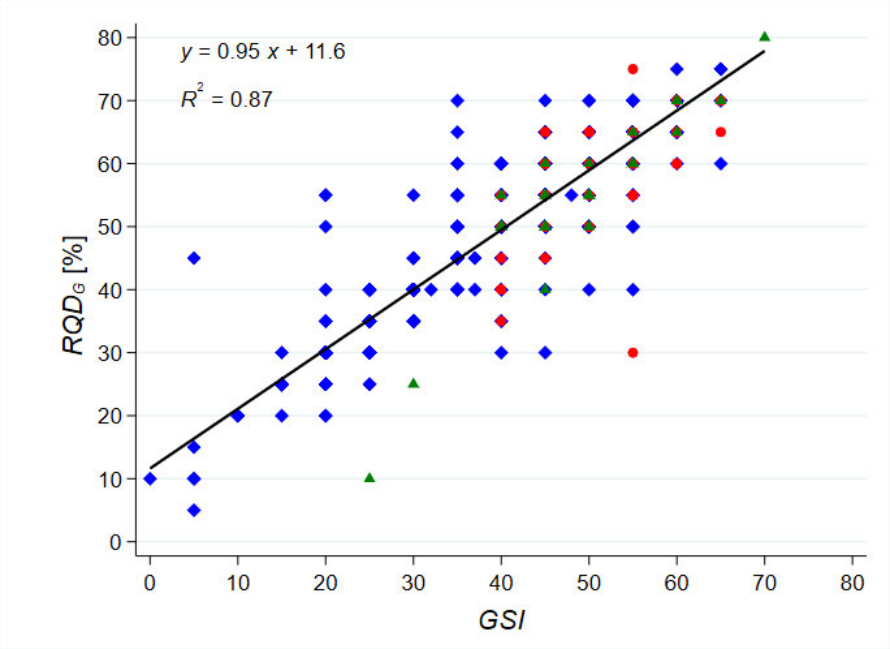
Slika 6.8. Korelacijski dijagram *Q-sustava* prema *RQD_G-indeksu*, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51]



Slika 6.9. Korelacijski dijagram *RQD_G-indeksa* prema *Q-sustavu*, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51]



Slika 6.10. Korelacijski dijagram *GSI-indeksa* prema *RQD_G-indeksu*, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51]



Slika 6.11. Korelacijski dijagram *RQD_G-indeksa* prema *GSI-indeksu*, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51]

$$Q \approx 0.17 \times \exp\left(0.05 \times GSI\right) \text{ ili } GSI \approx 14.4 \times \ln\left(Q\right) + 39.1 \qquad R^2 = 0.72 \qquad (6.1)\ (6.2)$$

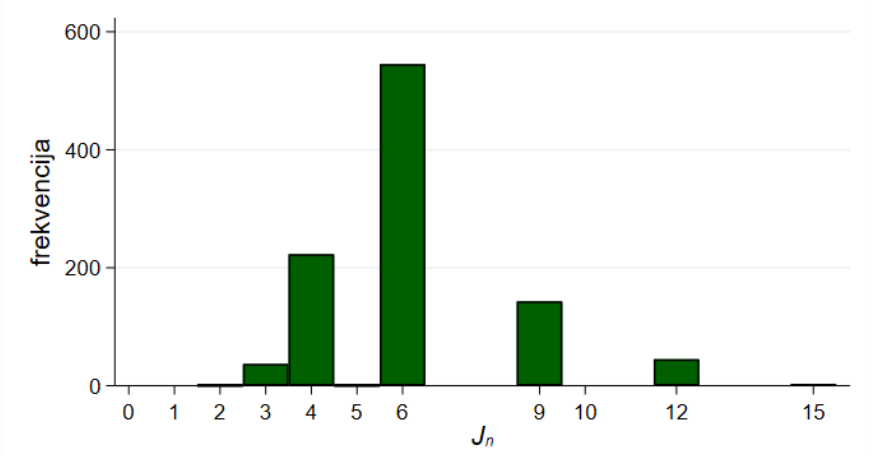
$$Q \approx 0.1 \times \exp\left(0.05 \times RQD_G\right) \text{ ili } RQD_G \approx 15 \times \ln\left(Q\right) + 48.4 \qquad R^2 = 0.75 \qquad (6.3)\ (6.4)$$

$$GSI \approx 0.92 \times RQD_G - 5.4 \text{ ili } RQD_G \approx 0.95 \times GSI + 11.6 \qquad R^2 = 0.85 \qquad (6.5)\ (6.6)$$

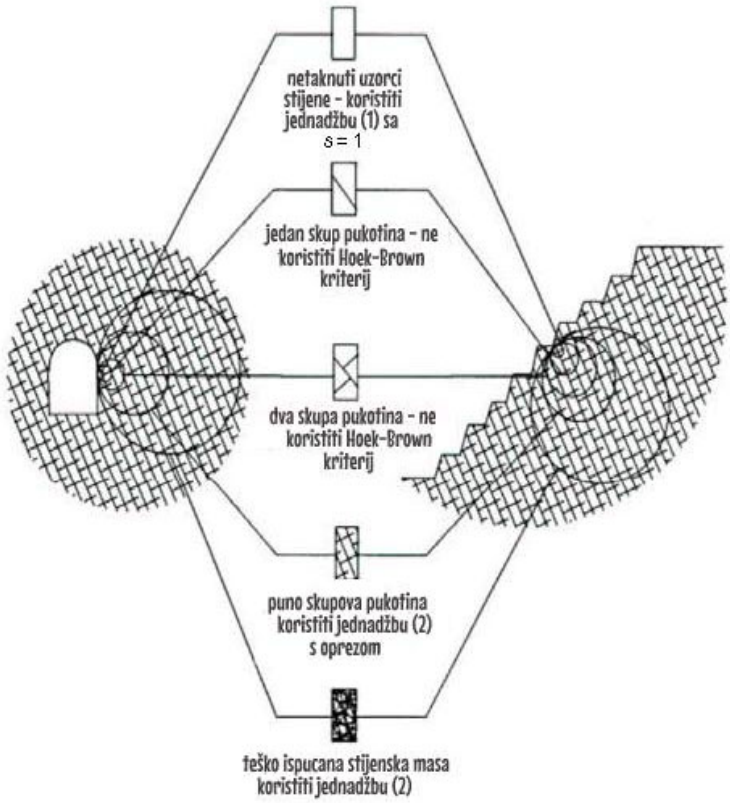
Ukoliko promotrimo podrobnije statistiku parametra broja skupova pukotina J_n prema Barton et al. (1974) [13] koji je parametar za određivanje *Q-sustava* u jednadžbi (6.7), za *Q* vrijednosti (tablica 3.1), možemo vidjeti da je dominantna vrijednost 6 (slika 6.12). Ostale J_n vrijednosti pokazuju nešto veću raspodjelu frekvencija za 2, 3, i 4 vrijednosti spram frekvencija za vrijednosti 9, 12, i 15. Slika 6.12 prikazuje preporuke za korištenje Hoek–Brown kriterija prema Hoek (2007) [38] ovisno o parametru ekvivalentnom J_n. Budući da je najčešća J_n vrijednost uvjerljivo 6, Hoek–Brown kriterij bi se shodno trebao koristiti s oprezom ili se ne bi trebao koristiti. Unatoč ovome, vidjet ćemo da postoje drugi faktori koji čine predmetne katarske stijenske mase prikladnim za Hoek–Brown kriterij:

$$Q = \frac{RQD_G}{J_n} \frac{J_r}{J_a} \frac{J_w}{SRF} \qquad (6.7)$$

J_n	Opis
2	jedan skup pukotina
3	jedan skup plus slučajne pukotine
4	dva skupa pukotina
6	dva skupa plus slučajne pukotine
9	tri skupa pukotina
12	tri skupa plus slučajne pukotine
15	četiri ili više skupova pukotina



Slika 6.12. Frekvencija J_n vrijednosti iz Q vrijednosti iz tablice 3.1, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51]



Slika 6.13. Korištenje Hoek-Brown kriterija ovisno o broju skupova pukotina prema Hoek (2007) [38]

U vezi s iznesenim podacima, *Q* parametar se računao kako bi se dobila potrebna potpora (debljina prskanog betona) tijekom iskapanja okana/šahti. *RQD_G-indeks* je određivan promatranjem, to jest, kartiranjem izloženih stijenskih lica. Predmetne stijenske mase imaju svojstvo uslojavanja i trošenja, s malo jasno vidljivih pukotina, što vodi do aproksimacija zasnovanim na iskustvu. Točnije rečeno, određivanje jednog (skupa) parametra ovisi o drugom znanom skupu parametara. U uputama za određivanje *RQD-indeksa* za meke stijene pri kartiranjima, NGI (2015) [72] (p. 14), tvrde „*RQD-indeks* može biti težak za utvrditi pa je stoga važno razmotriti ga u međuodnosu spram drugih veličina kao što su *SRF* te J_n. Neke meke stijene imaju vrlo malo pukotina ili ih uopće nemaju te bi stoga trebalo po definiciji imati visoku *RQD-indeks* vrijednost.“ Možemo ustvrditi da je takva subjektivna pristranost uočljiva u probabilističkoj raspodjeli *RQD_G-indeksa* (slika 4.9) zbog laganog naginjanja prema vrijednostima većim od prosjeka.

Karagkounis et al. (2016) [27] su naveli da je *GSI-indeks* manje prikladan za katarske stijenske mase od *RMR-klasifikacije* te da se *GSI-indeks* ukoliko se koristi, treba određivati preko *RMR_{89}*-klasifikacije. Nažalost, autor nije imao *RMR* evaluacije na raspolaganju kojima bi pridonio ovoj raspravi, međutim zamjetno je da *GSI-indeks* u određenom smislu daje rezultate suprotne očekivanjima jer se povećava s dubinom, dok se intaktna čvrstoća stijene smanjuje. Treba reći da *RMR-klasifikacija* ima komponentni parametar koji ovisi o čvrstoći (*UCS*) i za očekivati je da bi se dobili nešto drugačije vrijednosti po dubini katarskih stijenskih masa. S druge strane, rezultati Kassema (2016) [26] ne ukazuju na veliku razliku

spram autorovih rezultata za *GSI-indeks* (prosječan *RMR* rezultat je 38 u odnosu na autorov prosjek od 41 za *GSI-indeks*).

7. Svojstva intaktnih stijena Dohe i Katra

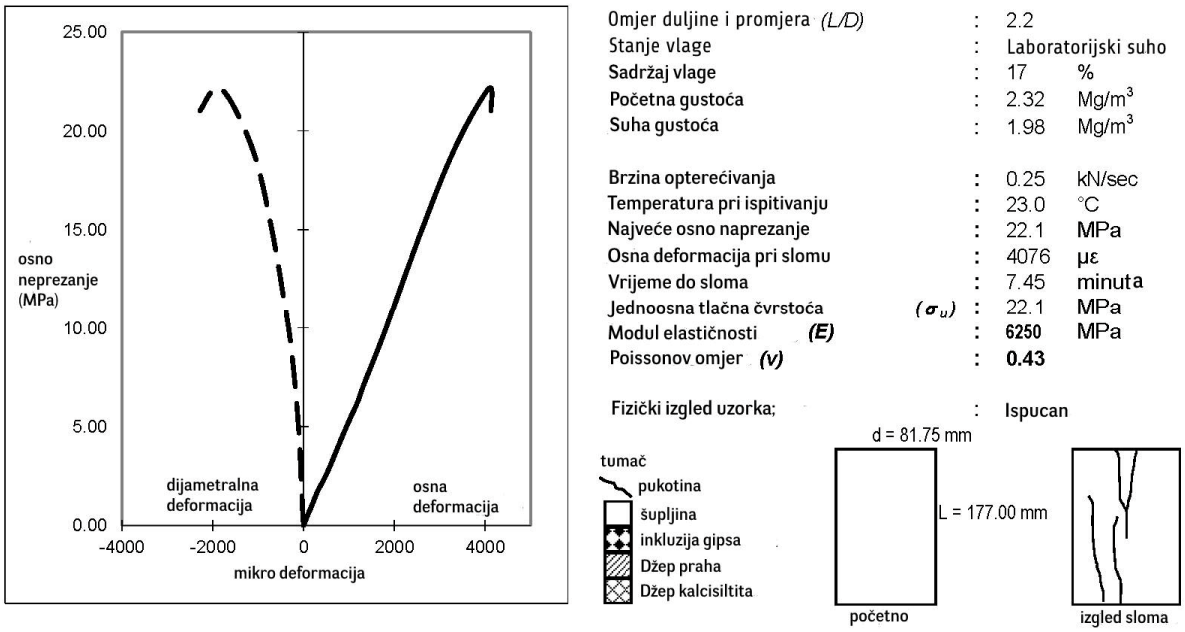
7.1. Uvod

International Society for Rock Mechanics (ISRM) određuje da stijene sa jednoosnom tlačnom čvrstoćom u rasponu 0,5 – 25 MPa nazivamo mekim stijenama. Podaci prikupljeni za ovu disertaciju pokazuju da su predmetne katarske stijene pretežno meke, s iznimkom otprilike gornjih 25 % *UCS* vrijednosti SL člana (SL sloj) koje spadaju pod višu kategoriju (srednje tvrde stijene).

Od ranijih radova, Stypulkowski i Bernardeau (2018) [25] izvijestili su o sljedećim rasponima za sve geološke članove: *UCS* od 2 MPa do 65 MPa, vlačna čvrstoća dobivena iz *BTS* ispitivanja 0,1 – 9,1 MPa, te I_S50 čvrstoća 0,1 – 7,5 MPa. E_S iz *UCS* ispitivanja 0,4 – 49 GPa. Jakubowski et al. (2017) [24] demonstrirali su utjecaj *UCS*-a i *BTS-a*, uz neke druge varijable, na operativne parametre segmentnih tunelskih strojeva. Kassem (2016) [26] se bavio puno širim područjem unutar i izvan šire Dohe i dobio je ove prosječne *UCS* vrijednosti: 37,04 MPa, 22,53 MPa, i 12,56 MPa za SL, MSH, i RUS članove.

Rezultati ispitivanja za intaktne stijene su sažeti u tablici 7.1. Primjeri izgleda i podatkovne obrade rezultata jednog jednoosnog ispitivanja stijenskog uzorka dani su na slikama 7.1. i 7.2.

Slika 7.1. Vapnenački uzorak katarskih stijena prije i poslije *UCS* ispitivanja



Slika 7.2. Dijagram deformacija i ispitni podaci za *UCS* uzorak sa slike 7.1.

UCS test može se proširiti radi dobivanja modula elastičnosti iz vertikalnih deformacija i naprezanja, prema ASTM D7012-10 (2010) [52]. Krivulja naprezanja spram deformacija treba se povući za osni i bočne smjerove. Potpuna krivulja daje najbolji opis deformacijskog ponašanja stijena s nelinearnim odnosom naprezanja i deformacija pri visokim i niskim razinama naprezanja. Vrijednost Youngovog modula *E* treba računati korištenjem jedne od nekoliko metoda iz inženjerske prakse. Najprihvaćenije metode su slijedeće prema ASTM D7012-10 (2010) [52]:

- Tangentni modul pri naprezanju koje je neki fiksni postotak (obično 50 %) najveće čvrstoće. Koristi se prosječni nagib manje više ravnog dijela krivulje naprezanja i deformacija. On se računa ili dijeljenjem promjene naprezanja s promjenom deformacija ili računanjem linearnog fitanja najmanjih kvadrata za podatke naprezanje-deformacija u ravnom predjelu krivulje;
- Sekantni modul, obično od nultog naprezanja do nekog fiksnog postotka najveće čvrstoće.

Na vrijednost Poissonovog omjera *ν*, uvelike utječu nelinearnosti krivulja naprezanja te vertikalne i radijalne deformacije pri niskim naprezanjima. Preferira se računati ga kao nagib osne krivulje podijeljene s nagibom bočne krivulje (ASTM D7012-10 (2010) [52]).

7.2. *UCS*, I_s50 i E_s za katarske stijene

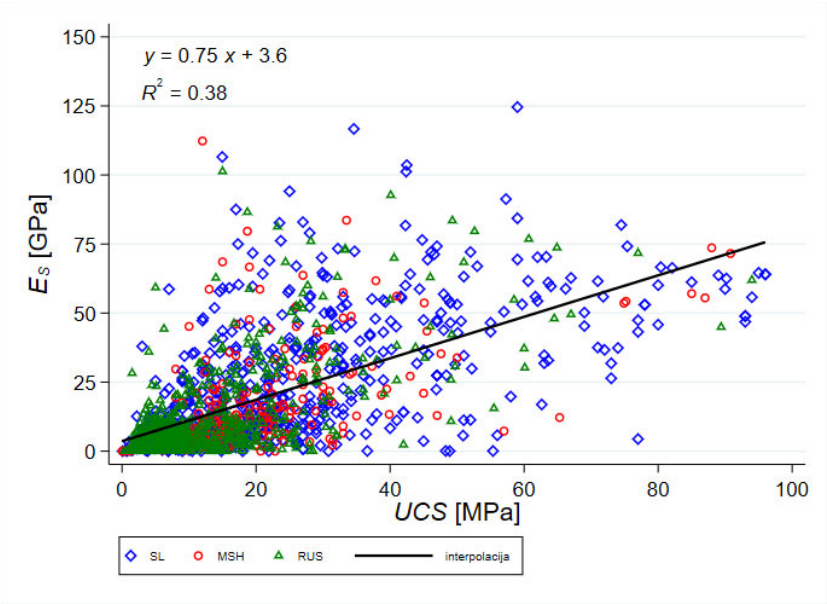
ASTM D5731-08 2008 [58] standard navodi neke smjernice za korelaciju između indeksa točkaste čvrstoće i *UCS* vrijednosti te daje raspon faktora za omjer *UCS*/I_s50 od 18 do 24,5.

U tablici 7.1. dan je sažetak intaktnih parametara za predmetne katarske stijene. Dijagrami E_S prema *UCS* i *UCS* prema I_S50 za cijeli raspon podataka za sve geološke formacije prikazani su na slikama 7.3. i 7.4. Koeficijenti determinacije su vrlo slabi za oba odnosa: R^2 = 0,38 i R^2 = 0,14. Iako su Karagkounis et al. (2016) [27] predložili regresijski izraz između *UCS* i I_S50, rezultati ove disertacije ne podupiru taj odnos bez ustručavanja, uslijed preslabog R^2. Najveći koeficijent determinacije R^2 = 0.4 (nije prikazano u dijagramima) dobiven je za izdvojene podatke za RUS član ali to je i dalje preslabo za koristan korelacijski izraz.

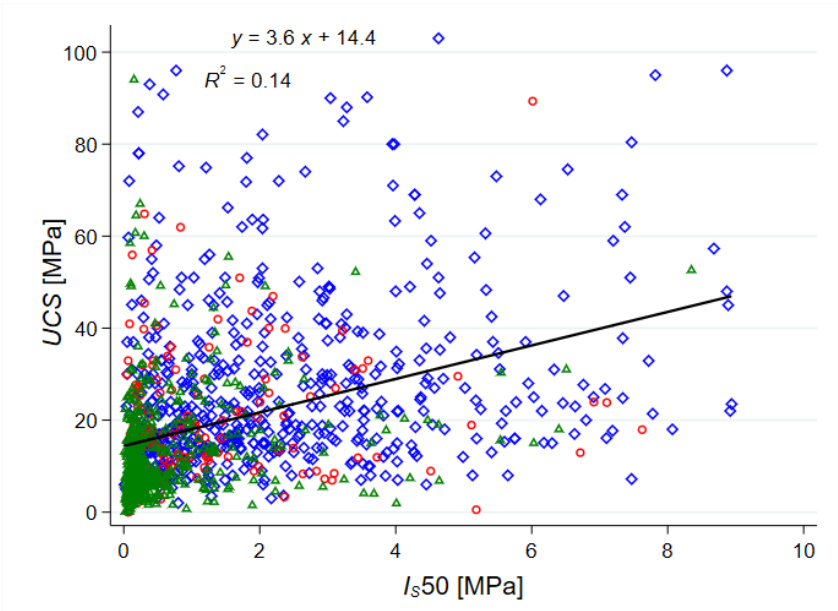
Tablica 7.1. Sažetak podataka za *UCS*, I_s50 i E_s, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51]

Član	*n*	Minimum	Maksimum	$\bar{\bar{X}}$	$\mu_{1/2}$	σ	*CV*
UCS **[MPa]**							
SL	671	1,0	103,4	26,7	20,7	20,15	0,75
MSH	209	0,07	89,4	18,8	15,5	13,44	0,72
RUS	392	0,03	173,6	12,9	8,25	14,11	1,09
Is**50 [MPa]**							
SL	1025	0,05	15,0	2,21	1,63	1,92	0,87
MSH	268	0,02	6,91	1,07	0,45	1,25	1,25
RUS	605	0,01	18,0	0,61	0,22	1,21	1,98
E_S **[GPa]**							
SL	447	0,56	124,5	22,3	13,5	20,9	0,93
MSH	151	3,0	101,3	16,1	7,28	19,9	1,24
RUS	276	0,17	68,4	9,6	4,9	11,9	1,24

Tumač oznaka:
n – broj uzoraka
$\bar{X}$ – srednja vrijednost
$\mu_{1/2}$ – vrijednost medijana
σ – standardna devijacija
CV – koeficijent varijacije



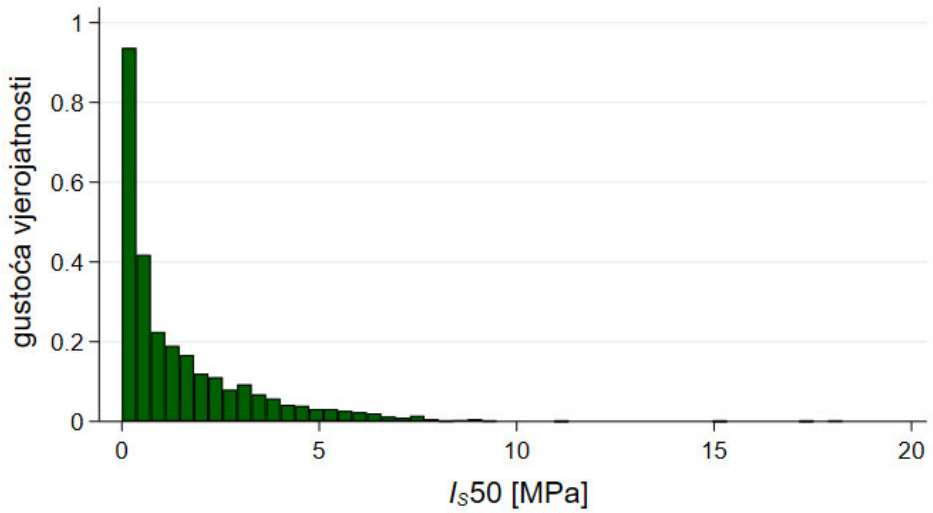
Slika 7.3. Dijagram E_S prema *UCS*, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51]



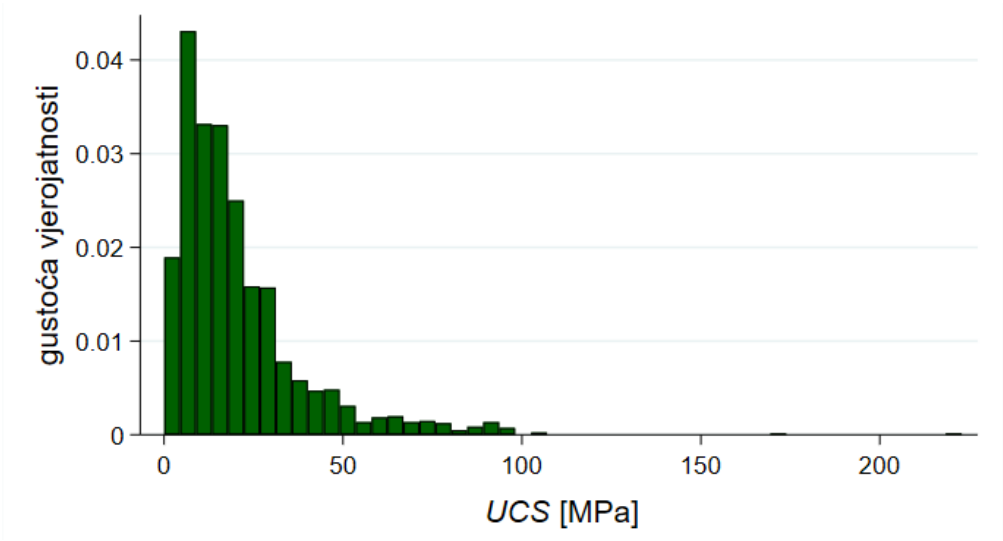
Slika 7.4. Dijagram *UCS* prema I_s50, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51]

Dijagrami gustoće vjerojatnosti na slikama 7.5. do 7.7. pokazuju da sva tri svojstva intaktne stijene, *UCS*, E_S, i I_S50, imaju log-normalnu raspodjelu. Ovakav zaključak već su prethodno objavili drugi autori,

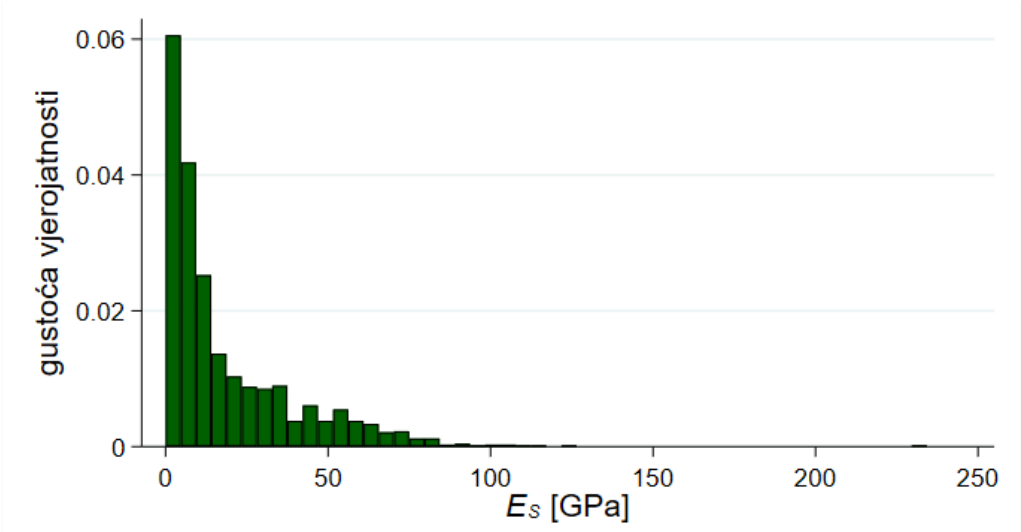
točnije za *UCS* i m_i (Aladejare i Wang 2019 [73]). Nesimetričnost raspodjele je izražena, što objašnjava visoku varijabilnost vrijednosti, ali nisku srednju vrijednost.



Slika 7.5. Dijagram gustoće vjerojatnosti za I_S50, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51]



Slika 7.6. Dijagram gustoće vjerojatnosti za *UCS*, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51]



Slika 7.7. Dijagram gustoće vjerojatnosti za E_S, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51]

7.3. Rezultati troosnih i *BTS* ispitivanja za katarske stijene

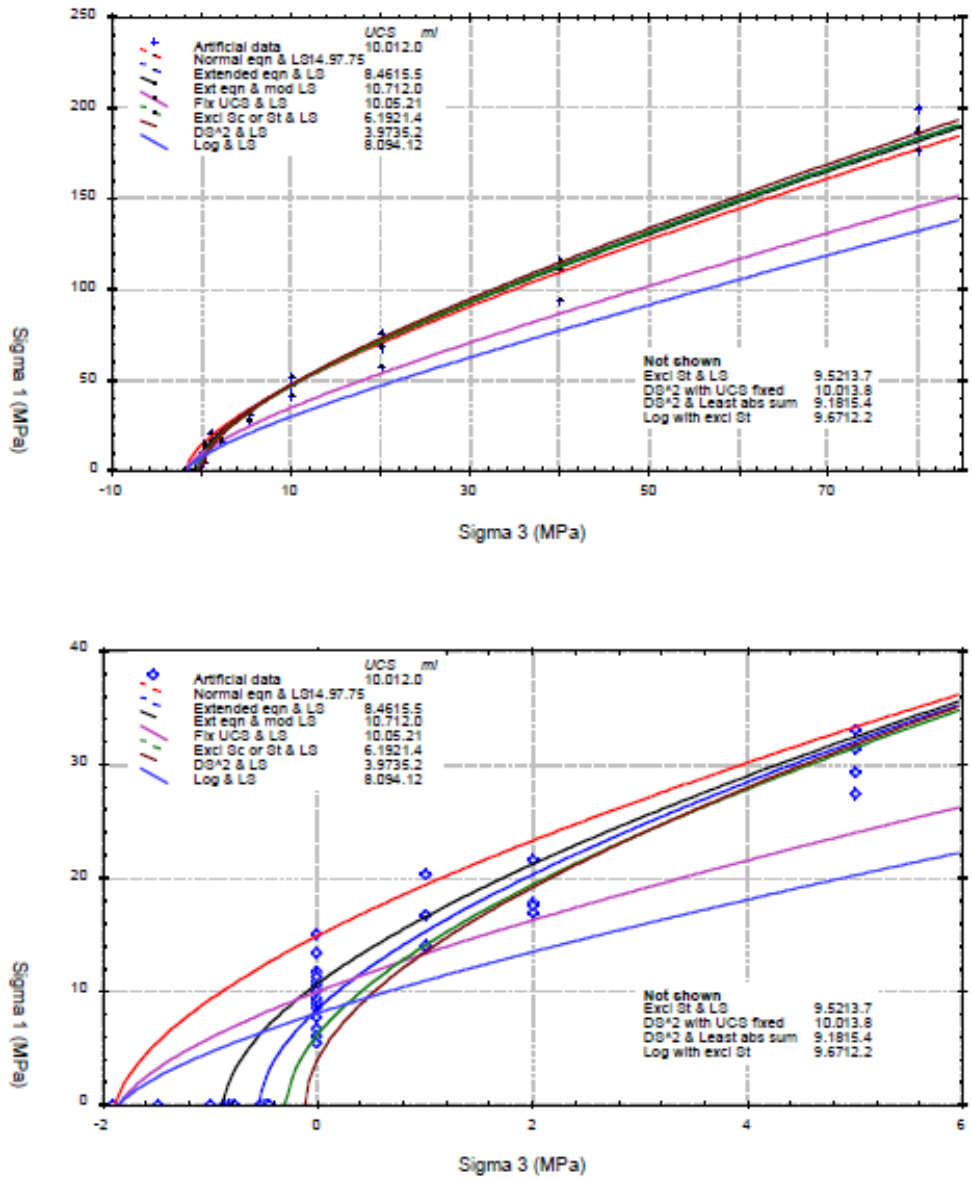
Parametar m_i Hoek–Brown kriterija nije se nalazio među geotehničkim istražnim podacima prikupljenim za ovu disertaciju. Troosna ispitivanja rijetko se izvode za potrebe projekata u Katru zbog visokog troška, utroška vremena te složenog odabira i pripreme uzoraka. Kada se i ulažu napori od strane projektanata da se saznaju m_i vrijednosti, samo se čine procjene prema smjernicama od Hoek i Brown (1997) [30] (slika 7.8) ili se provode troosna ispitivanja. Ove procjene čine trenutno znanje o vrijednosti parametra. Procijenjeni raspon m_i sa projekata iz kojih su dobiveni podaci za ovaj rad je 8 ± 1, te 7,5 ± 1,5. m_i vrijednosti za mikritični vapnenac prema Hoek i Brown (1997) [30] su pri 9 ± 2; SL i RUS članovi spadaju pod mikritični vapnenac. Vrijednosti m_i za škriljevac prema Hoek i Brown (1997) [30] je 6 ± 2; dijelovi MSH spadaju pod škriljevac. Ukupan broj od 213 rezultata troosnih ispitivanja korišteni su za ovo istraživanje. Tablica 7.2. pokazuje sažetak podataka.

Tablica 7.2. Vrijednosti za konstantu m_i za intaktnu stijenu, po vrstama stijena, prema Hoek i Brown (1997) [30]

Tip stijene	Klasa	Grupa	Tekstura: Krupnozrnata	Tekstura: Srednjezrnata	Tekstura: Sitnozrnata	Tekstura: Vrlo sitnozrnata
SEDIMENTNA	Klastična		Konglomerat (22)	Pješčenjak 19	Muljnjak 9	Glinac 4
				--Grauvaka-- (18)		
	Neklastična	Organska		--Krednjak-- 7		
				--Ugljen-- (8–21)		
		Karbonatna	Breča (20)	Sparitni vepnenac 10	Mikritični vapnenac 8	
		Kemijska		Gips 16	Anhidrit 13	
METAMORFNA	Neuslojena		Mramor 9	Hornfels (19)	Kvarcit 24	
	Blago uslojena		Migmatit (30)	Amfibiolit 25-31	Miloniti (6)	
	Uslojena*		Gnajs 33	Šisti 4-8	Filiti (10)	Slejt 9
VULKANSKA	Svijetla		Granit 33		Riolit (16)	Opsidijan (19)
			Granodiorit (30)		Dacit (17)	
			Diorit (28)		Andesit 19	
	Tamna		Gabro 27	Dolerit (19)	Bazalt (17)	
			Norit 22			
	Ekstruzivni piroklastični tip		Anglomerat (20)	Breča (18)	Tuf (15)	

*Ove vrijednosti su za intaktne stijenske uzorke ispitivane okomito na smjer uslojavanja ili folijacije. Vrijednost mi bit će bitno drugačija ako se slom dogodi duž ravnine slabosti.

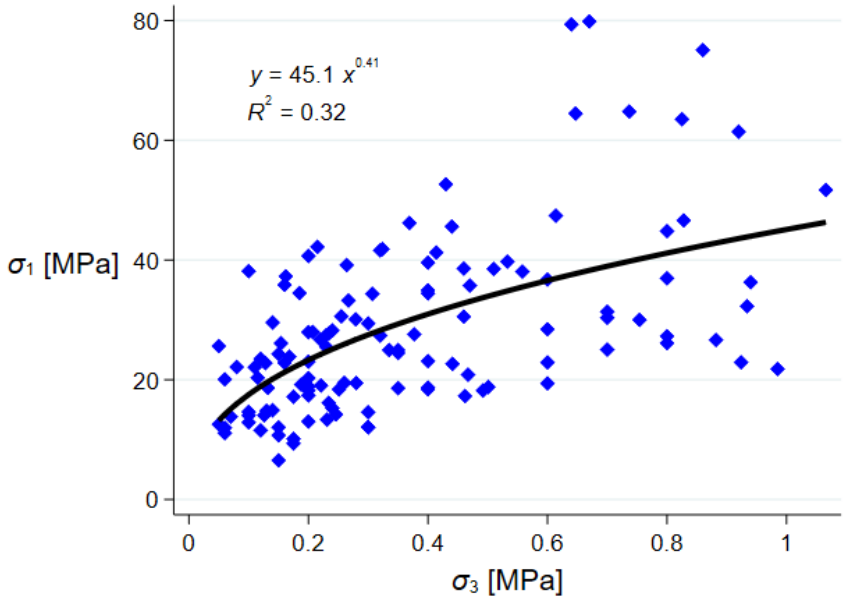
Slike 7.10 do 7.12. prikazuju dijagrame rezultata troosnih ispitivanja za sva tri geološka člana. Treba primijetiti da su točke vrlo raspršene i da je najbolji R^2 = 0,32 za SL član, međutim to je od sekundarne važnosti ovdje kao će biti prikazano u nastavku. Autor je koristio potencijsku funkciju preko metode najmanjih kvadrata za korelacijski model. U skladu s pravilima najbolje aproksimacije podataka anvelopom opterećenja za skup rezultata ispitivanja netaknutih stijenskih svojstava, uključujući troosna, tlačna i vlačna ispitivanja, krivulja treba sjeći negativnu *x*-os kroz prosječnu vrijednost UTS rezultata (Mostyn i Douglas 2000 [40], slika 7.9). Budući da su prosječne σ_t vrijednosti za SL, MSH i RUS članove 2,35 MPa, 1,53 MPa i 0,70 MPa, to nije moguće jer su te vrijednosti previše ulijevo (negativne). Stoga, izgledno je da postoji potreba da se troosno ispitivanje treba izvoditi sa širim rasponom bočnog opterećenja σ_3, što nije bio slučaj za ispitivanja na SL i MSH članovima. Najveće bočno opterećenje za RUS član bilo je na 20% prosječne *UCS* vrijednosti, dok su postoci bili 6% te 4% za MSH i SL članove. Ovo je naravno u velikoj opreci s uputama od Hoek i Brown (1980a) [31] koje diktiraju najveći mogući raspon od $0 < \sigma_3 < 0{,}5$ *UCS*-a. Uspjeh korištenja Hoek–Brown jednadžbi je očigledno neovisan o faktoru determinacije R^2 ukoliko je korišteno dovoljno veliko bočno opterećenje σ_3, uz napomenu da je raspon za RUS član bio rubno dovoljan.



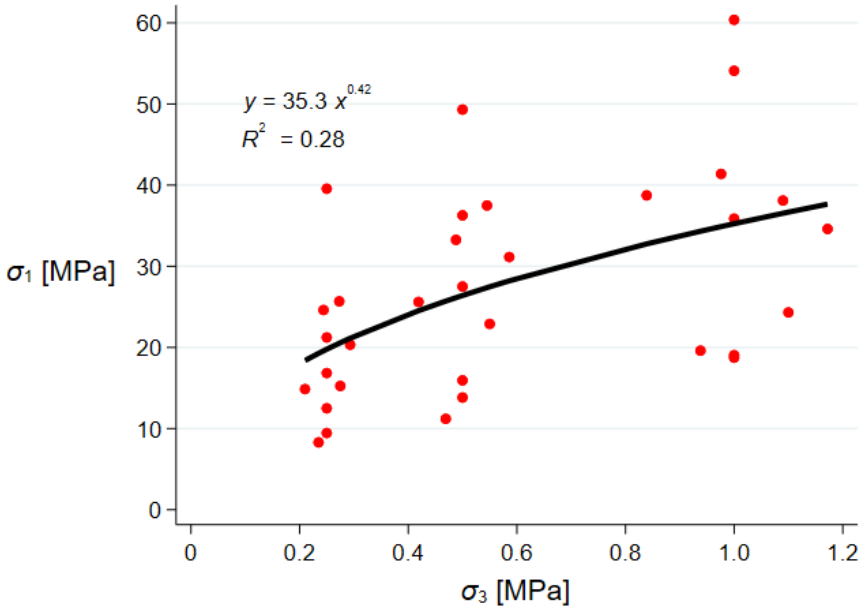
Slika 7.8. Primjeri Hoek-Brown anvelope sloma iz Mostyn i Douglas (2000) [40]

Tablica 7.3. Sažetak rezultata troosnih ispitivanja

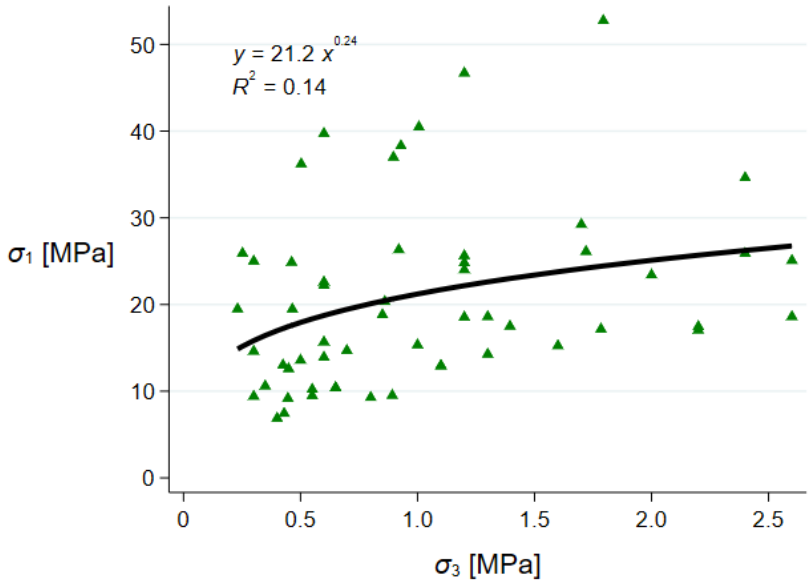
Član	*n*	Min. σ_3 [MPa]	Max. σ_3 [MPa]	$\bar{X}\ \sigma_3$ [MPa]	Min. σ_1 [MPa]	Max. σ_1 [MPa]	$\bar{X}\ \sigma_1$ [MPa]	$\bar{X}\ c$ [MPa]	$\bar{X}\ \varphi$ [°]
SL	123	0,05	1,07	0,37	6,54	79,9	28,3	1,22	71,9
MSH	33	0,21	1,17	0,59	8,30	60,4	27,2	1,47	65,3
RUS	57	0,23	2,60	1,04	9,18	66,4	21,7	1,24	59,1



Slika 7.9. Troosni rezultati za SL član, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51]

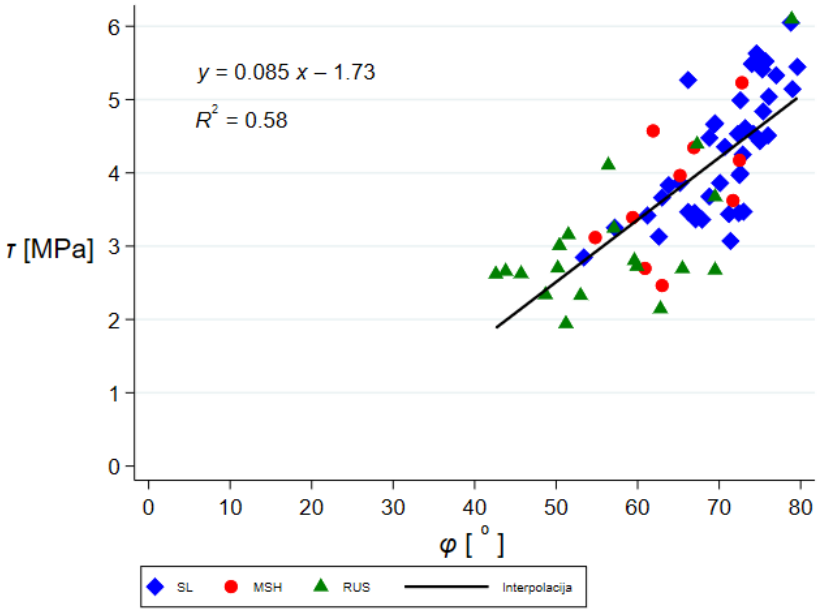


Slika 7.10. Troosni rezultati za MSH član, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51]



Slika 7.11. Troosni rezultati za RUS član, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51]

U tablici 7.2. dva krajnja desna stupca sadržavaju ekvivalentne Mohr–Coulomb vrijednosti dobivene iz tri para rezultata troosnih ispitivanja. Projektanti, u detaljnim geotehničkim istražnim radovima na građevinskim projektima u Katru, koriste troosna ispitivanja na ovaj način s namjerom da to bude u skladu s ASTM D7012-10 (2010) [52] standardom. Slika 7.13 prikazuje dijagram τ prema φ izravne konverzije u Mohr–Coulomb parametre iz troosnih rezultata ispitivanja.



Slika 7.12. Mohr-Coulomb vrijednosti iz konverzije, τ prema φ, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51]

Jedini podaci za vlačnu čvrstoću za ovaj rad koji su bili na raspolaganju su iz *BTS* ispitivanja. Po tvrdnji Perrasa i Diederichsa (2014) [37], većina sedimentarnih stijena imaju omjer *UTS* spram *BTS* od ≈ 0,68. Tablica 7.4 prikazuje sažete podatke za konverziju u jednoosnu vlačnu čvrstoću putem ovog omjera.

Tablica 7.4. Sažetak *BTS* ispitnih podataka, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51]

Član	*n*	Minimum	Maksimum	$\bar{\bar{X}}$	$\mu_{1/2}$	σ	*CV*
BTS [MPa]							
SL	55	0,39	9,74	3,45	2,67	2,39	0,70
MSH	30	0,26	7,05	2,26	2,05	1,72	0,76
RUS	41	0,21	5,72	1,03	0,49	1,26	1,22

Tablica 7.5. Sažetak konvertiranih jednoosnih vlačnih čvrstoća preko omjera *UTS* prema *BTS*, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51]

Član	*n*	Minimum [MPa]	Maksimum [MPa]	$\bar{X}$ [MPa]	$\mu_{1/2}$	*σ*	*CV*
SL	55	0,26	6,62	2,35	1,82	1,63	0,70
MSH	30	0,18	4,79	1,53	1,04	1,17	0,76
RUS	41	0,14	3,89	0,70	0,33	0,86	1,22

8. Zaključak

Cilj ovog rada bio je unaprijediti znanja o parametrima stijena, na temelju novog pristupa na stijenskim masama Dohe i Katra, nastavljajući time napore prethodnih autora koji su već objavljivali u nedavnoj prošlosti. Potvrđena je hipoteza autora da se uvođenjem nove unaprijeđene metode definiranja *RQD-indeksa* mogu uspješnije opisati svojstva stijenske mase koja su statistički bolje povezana s ostalim danas korištenim parametrima u mehanici stijena. Najvažnija inovacija rada koja je donesena bavi se korigiranim parametrom raspucanosti stijena (*RQD_C-indeks*), novo predloženom korigiranom indeksu stijenske raspucanosti (*FI_C-indeks*) te dovođenjem u vezu bušotinskog parametra (RQD_C-*indeks*) s parametrom iz kartiranja izloženih stijenskih površina (*RQD_G-indeks*) primjenom statističkih metoda. Ovo su, po mišljenju autora, potencijalno značajne inovacije u ovom području i u njima se ogleda znanstveni doprinos rada.

Istraživački napor koji je odrađen u ovom radu imao je jednu veću poteškoću, gdje se, u velikoj većini slučajeva, lokacije iskapanja okana (a samim time i parametri kartiranja) nisu poklapale s istraživačkim bušotinama. To je značilo da se ove dvije skupine svojstava nisu mogle uparivati izravno. Ovome se išlo doskočiti prijedlogom iznesenom u poglavlju 4 u kojem je srednja vrijednost parametra stijenske mase iz kartiranja (*RQD_G-indeks*) iskorištena za podešavanje eksponenta *a* bušotinskog parametra (*RQD_C-indeks* preko *RQD-indeksa*) s ciljem dobivanja identične srednje vrijednosti. Primjenjujući statističke metode, na ovaj su način ova dva parametra, za koje obično ne postoji poveznica, povezana. To je točka premošćivanja između dva dijametralno suprotna parametra vrednovanja stijenskih masa te je ova metoda vrijedna razmatranja za daljnje korištenje i istraživanje.

RQD_G je bio određivan, zajedno s *Q-sustavom* i *GSI-indeksom*, pri sesijama kartiranja stijenskih površina. Podaci upućuju na to da postoji korelacijska veza između sva tri parametra sa R^2 vrijednostima iznad 0,7. *RQD-indeks* iz kartiranja tj. generalizirani *RQD-indeks* u ovom radu označen je kao *RQD_G-indeks*. Također, bušotinski *RQD-indeks*, kad se primijeni na katarske stijenske mase naginje ka najvećoj i najmanjoj vrijednosti i probabilističkom raspodjelom se ne podudara ni s jednom znanom prirodnom raspodjelom, što upućuje na temeljnu matematičku / statističku manu parametra, kad se primijeni na katarske stijenske mase. Iz ovog razloga, izvršeno je istraživanje u smjeru drugog parametra, *RQD_C*-indeksa.

RQD_C-indeks, kojeg su prvo uveli Li et al. (2009) [11], temeljito je obrađen u ovom radu i uspoređen s drugim *RQD-indeks* adaptacijama koje su objavljene do danas te istražen glede upotrebljivosti za predmetne katarske stijenske mase. Iz istražnih bušotina i fotografija izvađenih jezgri zaključeno je da, za razliku od *RQD-indeksa,* posjeduje statističku valjanost i time, ima potencijal za korištenje i daljnje istraživanje. Ovaj rad je pokazao da analize ne moraju nužno biti poduzete tijekom postupka vađenja jezgri ili odmah potom; ukoliko postupak postane praksa, već postupak može biti odrađen i naknadno pomoću fotografija jezgri (poglavlje 5).

Ovo vrijedi i za određivanje *FI_C-indeksa*, koji je po prvi puta predložio autor, budući da se oba parametra mogu određivati istodobno. Oba parametra iskazuju korelaciju koja je bitno poboljšana u usporedbi s korelacijom izvornih parametara (*RQD-indeks* spram *FI-indeksa*). Isto tako, unaprijeđena sposobnost ovih parametara uzimanja u obzir pukotina (*RQD_C-indeks*) te nečvrstih dijelova jezgri (*FI_C-indeks*) je

evidentna. Moguća ograničenja za *Fl_C-indeksa*, kao i *RQD_C-indeksa* je da se smanjuje s povećanjem razmjera te je također zaključeno da se prilagodbe duljine kartiranja ne trebaju izvoditi za duljine manje od 1,5 metar. Nadalje, autor predlaže da bi se parametar trebao koristiti samo za blago i umjereno trošne stijenske mase, npr. sa stupnjem trošnosti 1 i 2 prema ISO 14689:2017 (2017) [48], i za donji dio raspona vrlo trošnih stijenskih masa (stupanj 3). Za vrlo niske p_r (*SCR-indeks*) vrijednosti, *Fl_C-indeks* će porasti drastično i moguće neće više biti od koristi za detektiranje trošnijih područja unutar boljih stijenskih masa (poglavlje 5).

Intaktni parametri *UCS*, E_s te I_S50 imaju log-normalne probabilističke raspodjele s vrlo izraženom asimetrijom, što objašnjava, kako je već prethodno istaknuto, široku varijabilnost vrijednosti ali istovremeno srednje vrijednosti su poprilično niske. Čvrstoća stijena opada s porastom dubine. Ovi intaktni parametri pokazuju vrlo nisku razinu korelacije, do te mjere da iskazivanje jednog parametra pomoću drugog, u statističkom smislu, nije opravdavajuće. U pogledu m_i za tri različita geološka člana (SL, MH, RUS) do sada je bila dominantna praksa projektanata u Katru da je m_i vrijednost, u slijedu s tlačnom čvrstoćom, najveća za SL član te da se smanjuje s dubinom, ili da je vrijednosti za RUS niža a za MSH najniža. Zaključci ovog rada upućuju na suprotno jer m_i izgledno slijedi tendenciju *R-index* parametra, koji predstavlja omjer tlačne i vlačne čvrstoće, a vlačna čvrstoća opada s dubinom izraženije od tlačne. To upućuje na to da se m_i povećava s dubinom, barem do RUS kalcificiranog sloja. Također treba primijetiti da postoji bolja sličnost između *R-index* vrijednosti i očekivanih m_i vrijednosti preko vlačnih *BTS* rezultata nego preko konvertiranih *UTS* rezultata (poglavlje 7). Postoji i izravniji kraći put za određivanje m_i. Jednadžba od Arshadnejad i Nick (2016) [34] daje vrijednosti koje se dobro podudaraju s postojećim saznanjima. I ove vrijednosti skupa s *R-index* vrijednostima upućuju na porast m_i s dubinom. Međutim te vrijednosti su zasnovane na prosječnim vrijednostima za *UCS* i *UTS* za svaki član, a ne na podacima iz pravilno izvedenih troosnih ispitivanja.

Za potrebe izrade ovog rada bili su dostupni podaci troosnih ispitivanja iz lokalnih komercijalnih geotehničkih laboratorija. Podaci iz troosnih ispitivanja su također pokazali veliku raspršenost kao prethodno opisani intaktni parametri. Široko korištene Hoek i Brown (1980a) [31] jednadžbe nisu dale suvisle rezultate za m_i za SL i MSH članove. *UTS* vrijednosti su izračunate iz *BTS* rezultata i njihove srednje vrijednosti nisu mogle biti uklopljene fitanjem s potencijskom regresijskom krivuljom preko metode najmanjih kvadrata, što je standardna metoda iscrtavanja Hoek-Brown anvelopa netaknute troosne čvrstoće u $\sigma_1 - \sigma_3$ prostoru. Iznimka je bio RUS član, ali to je bio slučaj uslijed male tlačne čvrstoće ovog geološkog člana. Ovaj cijeli problem izgledno je uzrokovan time što su troosna ispitivanja izvedena s vrlo niskim primijenjenim bočnim σ_3 naprezanjima. Stoga, ukoliko je cilj dobiti m_i i druge Hoek–Brown-parametre, od ovakvog izvođenja troosnih ispitivanja treba odustati. Podsjetimo, Hoek i Brown (1980a) [31] preporučili su korištenje maksimalnog raspona $0 < \sigma_3 < 0{,}5$ *UCS*, što nije slijeđeno kod rezultata dostupnim za ovaj rad.

Kao što je razvidno iz cijelog ovog rada, katarske stijenske mase su zasebna „vrsta“ stijenskih masa, za koje do sada nije uložen sustavan institucionalni napor da se istraže i otkriju njihove suštinske karakteristike i koje nisu razmatrane u analizama i raspravama vodećih svjetskih autoriteta iz ovog istraživačkog područja. Autor se nada je ova disertacija korak prema takvom pothvatu.

8.1. Preporuke za daljnje istraživanje

Preporučuje se daljnje istraživanje o *RQD_C-indeksu* i *FI_C-indeksu* i odnosu klasifikacijskih veličina iz kartiranja spram bušotinskih veličina, na katarskim stijenskim masama, i šire. Prepoznavanje točnih istraživačkih metoda kojim bi se ovo ostvarilo bilo bi izazovno. Raspoloživost bušotinskih podataka u Katru je prilično velika, no isto se ne može reći za podatke stijenskog kartiranja. Svakako bi bilo od interesa uspostaviti odnose između gore spomenutih korigiranih parametara, koji su jednodimenzionalni, te dvodimenzionalnih (*Q-sustav*, *GSI-indeks*, *RMR-klasifikacija*) i trodimenzionalnih parametara stijenske mase. Po pitanju korelacija parametara iz stijenskog kartiranja ostaje za vidjeti jesu li one dovoljno dobre za ostvarivanje izravnih konverzija iz jednog u drugi parametar u terenskoj praksi. Pitanje neprikladnosti *GSI-indeksa* na predmetne stijenske mase ostaje kao vjerojatna činjenica otvoreno i zaslužuje daljnje istraživanje i potvrdu.

Autor preporučuje da se u Katru obave troosna ispitivanja na pravom uređaju koji uključuje Hoekovu ćeliju, bilo u komercijalnom ili znanstveno-istraživačkom okružju. Ovo će za stalno ukloniti nepoznanice i neosnovane procjene koje poduzimaju geotehnički inženjeri i projektanti na brojnim projektima u zemlji. Takva ispitivanja, i druga dodatna, bi odredila neupitne m_i vrijednosti i njihovu promjenjivost među geološkim slojevima i članovima, ali i ostala svojstva lokalnih stijenskih masa. Prije svega misli se na troosni tlačni i troosni vlačni test, konvencionalni i reducirani, koji će dati puni uvid u deformacijsko ponašanje stijena (anvelope sloma, elastične i plastične karakteristike, eventualni parametri duktiliteta i dilatancije, načine sloma, invarijante naprezanja, vrijednost vlačnog odreza itd.). Na osnovi njih mogle bi se postići bolje i pouzdanije procjene za cijeli niz parametara.

Dodatak A.1. Hoek-Brown i drugi modeli za stijene Dohe i Katra

A.1.1. Hoek Brown model općenito

Hoek-Brown model prvotno su predložili Hoek i Brown (1980b) [74] kao metodu za dobivanje čvrstoće i deformabilnosti raspucanih stijenskih masa, koji se zasnivao na procjeni uklještavanja stijenskih blokova i stanja površina između njih. Metoda je prošla izmjene tijekom sljedećeg desetljeća ne bi li se izišlo u susret korisnicima koji su je primjenjivali na probleme koji nisu uzeti u izvornom kriteriju (vidjeti izraze za HB kriterij u jednadžbama od (A1.8) nadalje). Između ostalih, uspostavljeni su izrazi između Hoek-Brown i Mohr-Coulomb parametara budući da većina softvera koristi potonje (Hoek (1990) [75] te Hoek (1994) [76]).

Model je također poboljšan za korištenje u analizama stabilnosti pokosa uvođenjem pojma poremećenih i neporemećenih stijenskih masa (Hoek i Brown 1988 [32]). Primjena modela na vrlo loše stijenske mase zahtijevala je daljnje preinake i izmjene u Hoek et al. (1992) [77] gdje je predložen modificirani kriterij. Ovaj kriterij sadržavao je novi parametar *a* koji je pružio sredstvo mijenjanja zakrivljenosti anvelope sloma, naročito u vrlo niskom rasponu naprezanja, praktički izjednačavajući vlačnu čvrstoću s nulom.

Uskoro se došlo do zaključka da modificirani kriterij s nultom vlačnom čvrstoćom ne funkcionira dobro sa stijenskim masama veće kvalitete. Radi toga su predložena adaptacija i ranija verzija modela spojene, ali s graničnom vrijednošću za *RMR-klasifikacije* od 25, ispod koje je korisnik bivao upućen ka korištenju prethodne verzije za lošije stijenske mase. Daljnji rad je doveo do napuštanja korištenja *RMR-klasifikacije* i uvođenja novog *GSI-indeksa*, Geological Strength Indeks – geološki indeks čvrstoće, budući da su autori smatrali da *RMR-klasifikacija* više ne predstavlja na najbolji način lošije stijenske mase, između ostalih razloga (Hoek 1994 [76] te Hoek et al. 1995 [47]).

Hoek i Brown (1997) [30] su saželi i dalje poboljšali sva ostvarenja kriterija te dali bazu podataka za m_i za mnoge stijene diljem svijeta i uveli regresijsku metodu za dobivanje Mohr-Coulomb ekvivalentnih parametara za stijensku masu. Hoek et al. (1998) [78] su proširili raspon vrijednosti *GSI-indeksa* do najmanje 5. Hoek i Marinos (2000) [79], Marinos i Hoek (2000) [80] te Marinos i Hoek (2001) [81] su osnažili ulogu geologije u kriteriju.

Znatne revizije su potom uslijedile u 2002. g. gdje su izglađene krivulje kriterija, koje su nužne za primjenu kriterija u raznim numeričkim modelima, i gdje su ažurirane metode za procjenu Mohr-Coulomb parametara u Hoek et al. (2002) [33]. Daljnje modifikacije prema procjenjivanju modula deformacije stijenskih masa učinjene su u Hoek et al. (2002) [33] te Hoek i Diederichs (2006) [46].

Opći koncept Hoek-Brown metode je prvo dobiti vrijednosti ili procjene sljedećeg:

- jednoosne tlačne čvrstoće σ_{ci} intaktne stijene,
- Hoek-Brown konstante m_i netaknute stijene te

- geološkog indeksa čvrstoće *GSI-indeksa* za stijensku masu.

Prvi izrazi izneseni za kriterij služili su za dobivanje m_i putem izvedbe troosnih ispitivanja (Hoek i Brown (1980a) [31]):

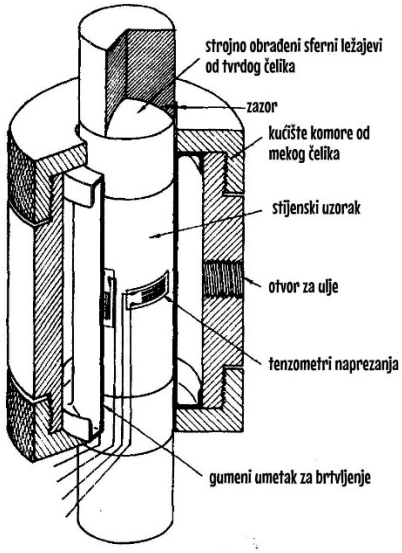
$$\sigma_{ci}^2 = \frac{\sum y}{n} - \left[\frac{\sum xy - \sum x \sum y / n}{\sum x^2 - \left(\sum x\right)^2 / n}\right]\frac{\sum x}{n} \tag{A1.1}$$

$$m_i = \frac{1}{\sigma_{ci}}\left[\frac{\sum xy - \sum x \sum y / n}{\sum x^2 - \left(\sum x\right)^2 / n}\right] \tag{A1.2}$$

$$r^2 = \frac{\left[\sum xy - \sum x \sum y / n\right]^2}{\left[\sum x^2 - \left(\sum x\right)^2 / n\right]\left[\sum y^2 - \left(\sum y\right)^2 / n\right]} \tag{A1.3}$$

Pri čemu je $x = \sigma_3$ i $y = (\sigma_1 - \sigma_3)^2$.

Hoek i Brown (1980a) [31] ukazivali su da je nužno izvesti barem 5 troosnih ispitivanja da bi se dobili smisleni rezultati za m_i intaktnu konstantu stijene. Autori su predložili i osnovnu konfiguraciju troosne ćelije (slika A1.1) i preporučili da se ispitivanja vrše s najvećim mogućim rasponom bočnog opterećenja, u iznosu od 50 % *UCS* vrijednosti ($0 < \sigma_3 < 0{,}5$ UCS), i sa što prirodnijim sadržajem vlage uzorka.



Slika A1.1 Troosna ćelija za stijenske uzorke prema Franklin i Hoek [82]

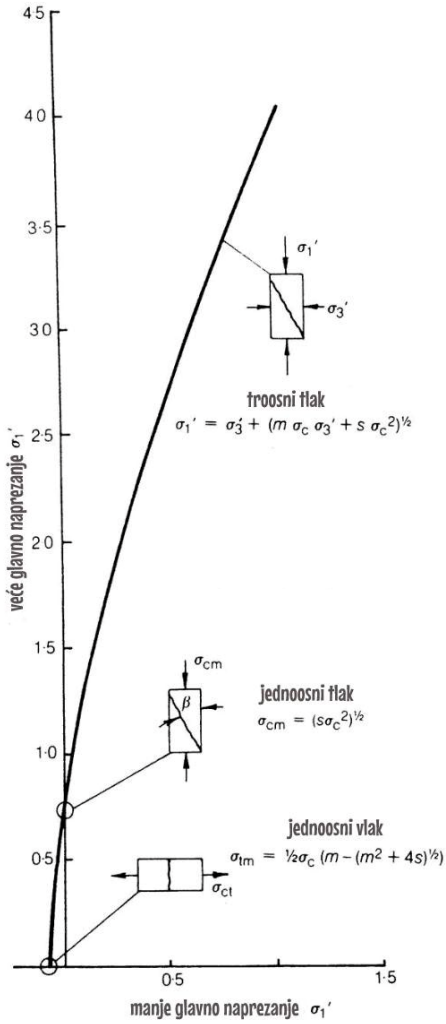
Inicijalni Hoek-Brown kriterij bio je izražen jednadžbama u Hoek i Brown (1980b) [74]:

$$\sigma_1' = \sigma_3' + \left(m\sigma_c\sigma_3' + s\sigma_c^2\right)^{1/2} \tag{A1.4}$$

$$\sigma_c = \left(s\sigma_c^2\right)^{1/2} \tag{A1.5}$$

$$\sigma_t = \frac{1}{2}\sigma_c\left(m - \left(m^2 + 4s\right)^{1/2}\right) \tag{A1.6}$$

gdje su, m (0,001 – 25) i s (0 – 1) empirijske konstante (za intaktnu stijenu m = 25, i s = 1), glavna naprezanja su efektivna, σ_c je tlačna čvrstoća stijenske mase a σ_t je vlačna čvrstoća stijenske mase. Slika A1.2. prikazuje fizički značaj jednadžbi iz Hoek i Brown (1980b) [74].



Slika A1.2. Fizički značaj jednadžbi iz Hoek i Brown (1980b) [74]

Lošije stijenske mase uključene su u kriterij preko Hoek et al. (1992) [77]

$$\sigma_1' = \sigma_3' + \sigma_c \left(m_b \frac{\sigma_3'}{\sigma_c} \right)^a \tag{A1.7}$$

Ovaj kriterij je kasnije preformuliran u generalizirani kriterij sloma za stijensku masu u Hoek (1994) [76] i Hoek et al. (1995) [47]:

$$\sigma_1 = \sigma_3 + \sigma_{ci} \left(m_b \frac{\sigma_3}{\sigma_{ci}} + s \right)^a \tag{A1.8}$$

za *GSI* > 25

$$m_b = m_i \exp\left(\frac{GSI - 100}{28} \right) \tag{A1.9}$$

$$s = \exp\left(\frac{GSI - 100}{9} \right) \tag{A1.10}$$

gdje, a = 0.5

s = 0

$$a = 0.65 - \frac{GSI}{200} \tag{A1.11}$$

gdje, m_b konstanta stijenske mase, a s i a su konstante koji su regresijski parametri.

Izraz biva pojednostavljen u sljedeći za intaktnu stijenu

$$\sigma_1 = \sigma_3 + \sigma_{ci} \left(m_i \frac{\sigma_3}{\sigma_{ci}} + 1 \right)^{0.5} \tag{A1.12}$$

Nakon razvoja *GSI* sustava klasifikacije, slijedeće glavno poboljšanje na Hoek-Brown kriteriju bili su izrazi iz Hoek et al. (2002) [33], koji uključuju i faktor poremećaja *D*, koji je uzeo u obzir remetilačke utjecaje od miniranja ili relaksacije naprezanja.

$$m_b = m_i \exp\left(\frac{GSI - 100}{28 - 14D} \right) \tag{A1.13}$$

$$s = \exp\left(\frac{GSI - 100}{9 - 3D} \right) \tag{A1.14}$$

$$a = 0.5 + \frac{1}{6}\left(\exp\left(\frac{-GSI}{15} \right) - \exp\left(\frac{-20}{3} \right) \right) \tag{A1.15}$$

$$\sigma_{crm} = UCS \times s^a \tag{A1.16}$$

$$T_{rm} = -s \frac{UCS}{m_b} \tag{A1.17}$$

gdje, σ_{rm} je tlačna čvrstoća stijenske mase, E_{rm} modul deformacije stijenske mase, i T_{rm} je dvoosna tlačna čvrstoća stijenske mase.

Izraz za modul deformacije stijenske mase ponovno su revidirali Hoek i Diederichs (2006) [46] u kojem autori uključuju novi veliki skup podataka s projekata u Kini i Tajvanu.

$$E_{rm} = E_i \left(0.02 + \frac{1 - D/2}{1 + e^{((60+15D-GSI)/11)}} \right) \tag{A1.18}$$

Ograničenja Hoek-Brown kriterija koja su iznijeli autori (Hoek et al. 1995 [47]):

- Hoek-Brown kriterij sloma primjenjiv je samo na netaknutu stijenu ili na jako ispucanu stijensku masu koja se može smatrati homogenom (i kvazi-homogenom) i izotropnom. Drugim riječima, svojstva tih stijenskih masa jednaka su u svim smjerovima;
- Kriterij ne treba primjenjivati na stijenske mase u kojima su svojstva kontrolirana jednim skupom diskontinuiteta kao npr. ravnine uslojavanja. U slučajevima gdje se analiziraju takve stijenske mase, Hoek-Brown kriterij sloma primjenjiv je samo na nataknute komponente;
- Kod pojave dvaju skupova pukotina u stijenskoj masi, Hoek-Brown kriterij može se koristiti uz izniman oprez, i pod uvjetom da nijedan od skupova nema dominantan utjecaj na ponašanje stijenske mase.

Može se tvrditi da se druga točka odnosi na katarske stijenske mase, iako je autor u ovom radu dao procjene parametara na osnovi *GSI-indeksa* budući da su mu takvi podaci bili na raspolaganju i budući da usporedba s dostupnim podacima drugih autora na pruža jasnu potvrdu.

A.1.2. Hoek-Brown primijenjen na katarske netaknute stijene

Za dobivanje vrijednosti m_i parametra iz troosnih rezultata iz tablice A1.2., autor je prvo pokušao koristiti sljedeće izraze: (A1.1) i (A1.2) iz Hoek i Brown (1980a) [31] te (A1.13) do (A1.15) iz Hoek et al. (2002) [33]. S jedne strane, ove jednadžbe dale su nekoherentne i nerealistične rezultate za m_i za MSH i SL članove (vidi tablicu A1.1). S druge strane, rezultati za RUS član su rezultirali realističnom vrijednošću m_i:

$$m_i = \exp\left(1.3 \frac{UCS - 2.5\sigma_t}{\sigma_t} \right)^{0.26} \tag{A1.19}$$

Arshadnejad i Nick (2016) [34] predložili su regresijsku jednadžbu (8.19) za određivanje vrijednosti m_i za sedimentne stijene s 59 različitih lokacija. Tablica A1.1 daje vrijednosti m_i kad se srednje vrijednosti za *UCS* i σ_t (*UTS*) unesu u jednadžbu. Ove vrijednosti m_i su iskorištene za dobivanje m_b vrijednosti iz Hoek et al. (2002) [33] izraza jer m_i vrijednosti iz izraza (A1.2) za SL i MSH članove nisu primjenjivi. Utvrđeno je da se vrijednosti preko jednadžbe (A1.19) slažu s prethodnim saznanjima za m_i parametar.

Vrijednosti *R-indeksa* (koji je omjer tlačne i vlačne čvrstoće), prema Cai (2009) [35] i Richards i Read (2011) [36] određene su za *BTS* vrijednosti i za konvertirane σ_t (*UTS*) vrijednosti. *R-indeksa* iz *BTS* vrijednosti bio je bliži vrijednostima iz jednadžbe (A1.19), kao i bazi postojećih prethodnih saznanja (tablica A1.1). Shen i Karakus (2014) [83] izvijestili su o tome kako između pet tipova stijena (vapnenac, ugljen, granit, mramor, pješčenjak), vapnenac ima najmanju varijaciju između *R-indeksa* i m_i. Cai 2009 [35] je preporučio da *R-indeks* za vapnence treba biti 10. Carter et al. (2008) [41] ustvrdili su da je m_i u Hoek–Brown kriteriju sloma jednak *R-indeksu* samo ako je omjer čvrstoća visok i ako se pretpostavi da Hoek–Brown kriterij sloma točno opisuje ponašanje u vezi s čvrstoćom i u vlaku i u tlaku.

Jednadžbe (A1.20) do (A1.23) predstavljaju Carvalho et al. (2007) [42] pristup za materijale pri donjoj tranziciji između stijena i tala. Autori predlažu ograničenje čvrstoće stijene u spomenutom tranzicijskom modelu na između 0,5 MPa i 10–15 MPa. p_a je atmosferski tlak od 0,1 MPa. Model pretvara Hoek–Brown parametre *a*, *s*, i m_b u tranzicijske ekvivalente. Unutar ovih granica, kriterij je primjenjiv samo na *RUS* član (tablica A1.1) jer su prosječne *UCS* vrijednosti *MSH* i *SL* članova veće od 15 MPa.

$$f_T(UCS) = 1 \qquad UCS < 5p_a \tag{A1.20a}$$

$$f_T(UCS) = \exp\left(\frac{-(UCS - 5p_a)^2}{250p_a}\right) \qquad UCS \geq 5p_a \tag{A1.20b}$$

$$s^* = s + (1 - s) f_T(UCS) \tag{A1.21}$$

$$a^* = a + (1 - a) f_T(UCS) \tag{A1.22}$$

$$m_b^* = \left[m_b + (m_i - m_b) f_T(UCS)\right] / (4a^* - 1) \tag{A1.23}$$

Tablica A1.1. Sažetak izračunatih m_i i vezanih vrijednosti iz jednadžbi od nekoliko autora[a], kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51]

		HOEK i BROWN 1980a [31]		HOEK et al. 2002 [33]			ARSHADNEJAD i NICK 2016 [34]	
	n	σ_{ci} [MPa]	m_i	*a*	*s*	m_b	m_b	m_i
SL	123	12,54	*179,2*	0,51	0,0012	*21,02*	0,774	**6,60**
MSH	33	14,41	*78,0*	0,51	0,0014	*9,48*	0,843	**6,94**
RUS	57	18,15	**8,23**	0,50	0,0034	**1,33**	**1,457**	**9,01**

[a] *Italic* = nekoherentni/previsoki rezultati; **bold** = dobra podudarnost

Tablica A1.1. nastavak

		CAI 2009 [35]		CARVALHO et al. 2007 [42]			
	n	*R indeks* (UCS/ σ_t)	*R indeks* (UCS/ BTS)	f_T(UCS)	s^*	a^*	m_b^*
SL	123	11,4	**7,75**				
MSH	33	12,3	**8,36**				
RUS	57	18,4	**12,51**	0,0021	0,0055	0,501	**1,35**

Iz tablice A1.1, vidimo da izraz prema Hoek et al. (2002) [33] daje razumne vrijednosti za *s* i *a*, međutim Hoek i Brown (1980a) [31] izrazi daju nekoherentne/previsoke vrijednosti za m_i parametar, osim za RUS član. Vrijednosti m_i za RUS član prema Brown (1980a) [31] je vrlo slična vrijednosti prema Arshadnejad i Nick (2016) [34]. Vrijednosti *R-indeksa* prema Cai (2009) [35] i m_i vrijednosti od Arshadnejad i Nick (2016) [34] koje su vrlo slične upućuju na to da se m_i postupno povećava s dubinom. Identičan zaključak može se donijeti kod usporedbe m_b za RUS član prema Arshadnejad i Nick (2016) [34] prema Hoek et al. (2002) [33]. Vrijednost m_b prema Carvalho et al. (2007) [42] neznatno se mijenja u usporedbi s m_b prema Hoek et al. (2002) [33] jer RUS član je pri vrhu prijelazne zone.

Općenito govoreći, autorov stav o katarskim stijenskim masama je da ih treba tretirati putem Hoek-Brown kriterija, s doduše jednom ogradom. Naime, HB kriterij u suštini se sastoji od dva dijela, ili faze – intaktne i masivne. Prva faza je neizostavna za znanost mehanike stijena i primjenjiva je na bilo koji dovoljno tvrd postojeći tip stijene, dok po pitanju druge faze autor uvažava problem i ostavlja temu otvorenu za raspravu u vezi s manjkom prikladnosti *GSI-indeksa*.

A.1.3. Konverzija u Mohr Coulomb kriterij

Među aktivnim inženjerima, projektantima i istraživačima, moderni geotehnički softveri još uvijek pretežno koriste Mohr-Coulomb ulazne parametre modeliranja, unatoč velikoj računalnoj moći današnjih softvera i hardvera koji omogućuju rad i s puno složenijim modelima. Iako je Mohr-Coulomb kriterij osmišljen za tla, a ne za stijene, parametri stijena se često konvertiraju u njega zbog linearnosti i matematičke jednostavnosti.

Ista tvrdnja vrijedi i za ovo profesionalno područje u Katru. No budući su izračuni Mohr-Coulomb parametara za katarske stijene do sada bili nekonzistentni i s varijabilnim rezultatima, ovo poglavlje ima za svrhu predložiti najprikladniju metodu izračuna. Da bismo to učinili, moramo prvo dobiti ili procijeniti intaktne Hoek-Brown parametre, nakon čega može uslijediti konverzija. Takav pristup će ukloniti manjak pouzdanosti i varijabilnost geotehničkih procjena i projektantskih ulaznih veličina. Pristup se zasniva na metodi Hoek i Brown (1997) [30], dodatak C, koja simulira troosna ispitivanja koristeći

procjene za m_i i prikladna je budući da su na raspolaganju vrlo ograničeni važeći troosni rezultati za predmetne katarske stijene.

Ovo poglavlje razmatra podatke iz tablice A1.1., neke od prethodnih studija od Hoek et al. te rezultate istraživanja drugih autora na katarskim stijenama koji su dali procjene Mohr-Coulomb parametara kao npr. u Karagkounis et al. (2016) [27] te Fourniadis (2010) [29]. Njihovi rezultati u sažeti u tablici A1.2 i predstavljaju vrijednosti kohezije i kuta trenja za tri geološka člana koja nalazimo u Dohi, Katar: SL, MSH i RUS. Podaci iz zadnja tri reda tablice A1.2 su razrađeni niže u ovom poglavlju.

U svom radu, Fourniadis (2010) [29] citira Hoek et al. (1995) [47] kao metodu izračuna, dok Karagkounis et al. (2016) [27] citiraju Carter et al. (2008) [41], Hoek et al. (2002) [33] te Latapie i Lochaden (2016) [84]. Karagkounis et al. (2016) [27] također spominju „adekvatno maksimalno bočno opterećenje“ u vezi sa svojim nalazima. No ipak, nije jasno jesu li troosni podaci korišteni, budući da podaci u tom smjeru nisu predstavljeni. Nijedan od ova dva autora ne daje dodatne detalje o korištenim izrazima ili podacima te navode samo konačne raspone parametara. Tablica A1.2 pokazuje da su podaci iz troosnih ispitivanja iz poglavlja 7.3 bitno drugačiji od podataka iz Karagkounis et al. (2016) [27] i Fourniadis (2010) [29]. U poglavlju 7.3 objašnjeno je podrobnije da su ti rezultati dobiveni netočnom izvedbom troosnih ispitivanja, gdje su bočna naprezanja σ_3 bila premala, izuzev sasvim slučajno, za RUS formaciju.

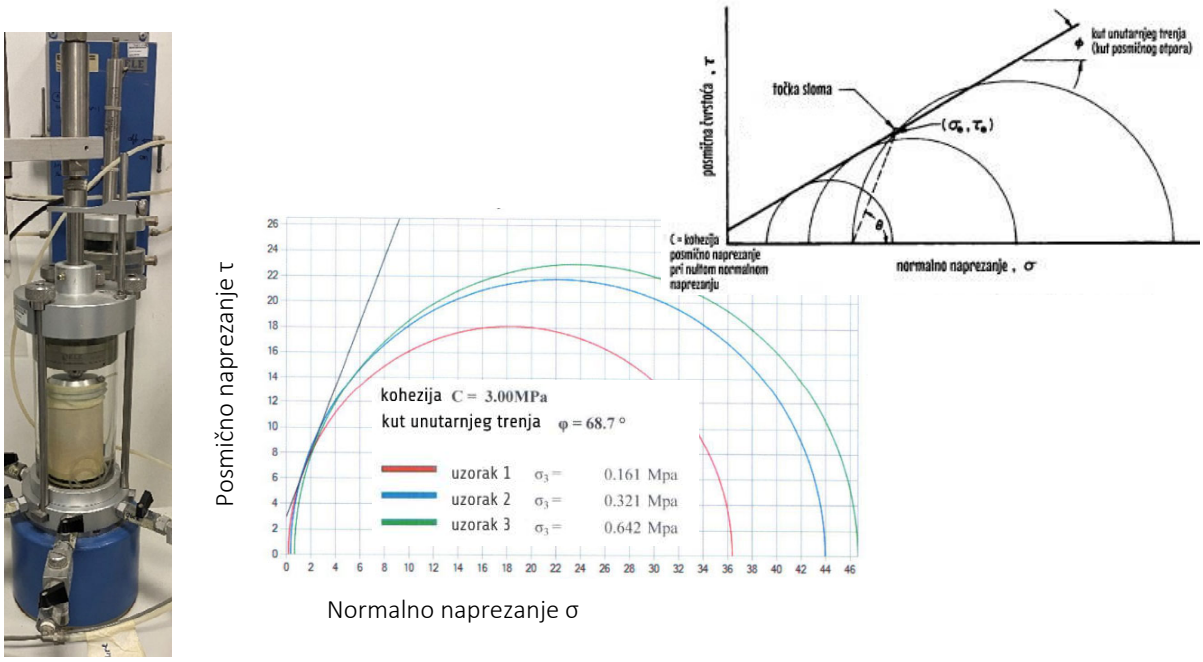
Tablica A1.2 Mohr-Coulomb podaci od prethodnih autora za katarske stijenske mase i iz ove disertacije, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [85])

Autor/poglavlje	Sloj/Član	*c* [MPa]	*φ* [deg]
Fourniadis (2010) [29]	SL	0,14 – 0,65	21 – 32
Karagkounis et al. (2016) [27]	SL	0,03 – 0,44	21 – 47
	MSH	0,04 – 0,35	33 – 46
	RUS	0,03 – 0,20	30 – 48
Poglavlje 7.3	SL	0,10 – 3,00	53 – 79
	MSH	0,50 – 3,20	55 - 73
	RUS	0,10 – 2,60	42 - 79
Poglavlje 8.4	SL	1,12	24,57
	MSH	0,82	25,39
	RUS	0,69	28,94

φ – kut trenja intaktne stijene
c – kohezija intaktne stijene

Ranije u ovom radu ustvrđeno je da su stijenske mase Dohe i Katra prikladne za primjenu intaktnog Hoek-Brown kriterija, budući da su dovoljno čvrste i iznad prijelazne zone ka tlima, u odnosu na modele od Carvalha et al. (2007) [42] i Cartera et al. (2008) [41]. Iznimka je RUS formacija, koja spada ispod ili iznad ruba ove zone (ovisno je li kao rubna vrijednost uzeto 10 Mpa ili 15 Mpa). Čak i uza sve to, Carvalho et al. (2007) [42] prijelazni parametri su samo neznatno izmijenjeni spram Hoek et al. (2002) [33] početnih parametara *s*, *a* i m_b.

Prema autorovim najboljim saznanjima, troosni podaci obrađeni u poglavlju 7.3, a što je tipično za sve troosne podatke iz Katra, dobiveni su metodama i opremom lokalnih geotehničkih privatnih komercijalnih laboratorija (slika A1.3). Lijeva strana slike A1.3 prikazuje troosni uređaj koji se normalno koristi za ispitivanje mekih tala (glina npr.). Na njemu je moguće postići najveće bočno naprezanje od 1,7 MPa putem vode kao hidrauličkog medija, što je nedovoljno za katarske stijenske uzorke. Slika A1.3 (sredina) prikazuje metodu izračuna Mohr-Coulomb parametara *c* i φ. Mohrovi krugovi se iscrtavaju iz $\sigma_1 - \sigma_3$ parova rezultata troosnih ispitivanja. Međutim s vrlo malim bočnim naprezanjima, kao što je vidljivo, dobivaju se tangente s vrlo strmim kutovima φ. Ova metoda izračuna dana je u ASTM D7012-10 (2010) [52] standardu (slika A1.3. gore desno) ali ovdje nije ispravno primijenjena na katarske stijene. Možemo vidjeti da su teoretska bočna naprezanja na slici figure A1.3. (gore desno) (skica preuzeta iz ASTM D7012-10 (2010) [52]) dovoljno velika što daje puno položeniju tangentu, što se ne može reći za sliku A1.3. (sredina)



Slika A1.3. Neprikladni uređaji (lijevo) i metode (sredina) za izvođenje i razradu troosnih ispitivanja u usporedbi s uputama iz ASTM D7012-10 (2010) [52] (gore desno), kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [85])

Tijekom razvoja Hoek-Brown kriterija između 1983. i 2002. g. Hoek (et al.) su razvili šest različitih metoda konverzije u Mohr-Coulomb parametre za jednak broj razvojnih koraka samog kriterija. Ove metode predstavljene su u Hoek (1983) [86], Hoek (1990) [75], Hoek et al. (1992) [77], Hoek et al. (1995) [47], Hoek i Brown (1997) [30] te Hoek et al. (2002) [33]. Od svih njih, samo dvije metode primjenjive su za predmetni problem, gdje su na raspolaganju samo parovi rezultata troosnih ispitivanja σ_1 i σ_3 , za razliku od ostalih prijedloga gdje moraju biti poznata efektivna naprezanja (npr. kao kod

problema stabilnosti pokosa, tuneliranja i drugih). Ti pristupi su objavljeni u Hoek (1983) [86] te Hoek i Brown (1997) [30]. Izrazi iz Hoek (1983) [86] su kako slijedi:

$$\sigma_n^{'} = \sigma_3^{'} + \frac{\left(\sigma_1^{'} - \sigma_3^{'}\right)^2}{2\left(\sigma_1^{'} - \sigma_3^{'}\right) + \frac{1}{2} m\sigma_c} \tag{A1.24}$$

$$\tau = \left(\sigma_1^{'} - \sigma_3^{'}\right)\left(1 + \frac{m\sigma_c}{2\left(\sigma_1^{'} - \sigma_3^{'}\right)}\right)^{1/2} \tag{A1.25}$$

$$\phi_i^{'} = 90 - \arcsin\left(\frac{2\tau}{\left(\sigma_1^{'} - \sigma_3^{'}\right)}\right) \tag{A1.26}$$

Pri čemu, *m* je empirijska konstanta iz jednadžbe (A1.4), σ_c je *UCS*, $\sigma^{'}$ je efektivno normalno naprezanje, $c_i^{'}$ je trenutna kohezija, $\varphi_i^{'}$ je trenutni kut trenja a β je nagib ravnine sloma.

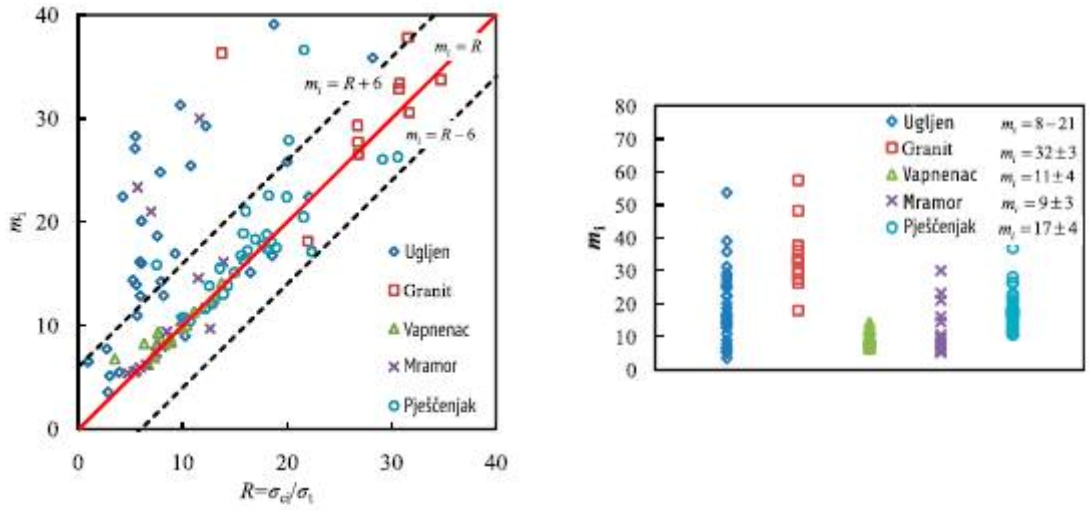
Ukoliko jednadžbe (A1.24) do (A1.26) upotrijebimo za troosne rezultate RUS formacije iz poglavlja 7.3, dobivamo nesuvisao ishod (prevelike vrijednosti), bez obzira na činjenicu što smo ranije dobili suvisao m_i parametar. Tablica A1.3 prikazuje samo prvih pet stupaca. Dobiven je rezultat, vidljiv u krajnje desnom stupcu, gdje je argument arcsin funkcije iz izraza (3) veći od jedan. Dakle, metodom se ne može dobiti suvisao rezultat jer podaci ne vode do smislenih rezultata.

Tablica A1.3. Primjerni izračun Mohr-Coulomb vrijednosti iz troosnih ispitnih rezultata za RUS formaciju, prema Hoek (1983) [86] jednadžbama (1) do (3), kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [85])

$\sigma_3 = X$	σ_1	Y	XY	X^2	Y^2	σ_n	τ	$2\tau / (\sigma_1 - \sigma_3)$
0,3	9,41	82,99	24,90	0,09	6887,69	1,46	23,81	5,23
0,3	25,00	610,09	183,03	0,09	372209,81	6,25	43,84	3,55
0,65	10,41	95,26	61,92	0,42	9074,01	1,96	24,77	5,08
0,6	15,68	227,41	136,44	0,36	51713,67	3,33	32,07	4,25
0,4	6,88	41,99	16,80	0,16	1763,19	1,04	19,65	6,06

Tumač oznaka:
σ_1 – veće glavno naprezanje
σ_3 – manje glavno naprezanje
σ_n – normalno naprezanje
τ – posmično naprezanje

Jedini drugi pristup koje je primjenjiv za Mohr-coulomb parametre dobivene preko glavnih naprezanja iz troosnih ispitivanja je onaj Hoeka i Browna (1997) [30]. Ovaj pristup je obrnut od temeljnog Hoek-Brown principa, gdje se m_i konstanta računa iz rezultata troosnih ispitivanja. Parovi troosnih rezultata se simuliraju s ciljem dobivanja osam parova podataka u rasponu $0 < \sigma_3 < 0{,}25$ *UCS*. Puni detalji postupka su opisani u Hoek i Brown (1997) (dodatak C) [30]. Teoretske jednadžbe koje predstavljaju ovu metodu, koje su spoj Hoek i Brown (1997) [30] i ranijih radova, su jednadžbe (A1.27) do (A1.39). U ovom pristupu, mora se znati ili pretpostaviti m_i vrijednost. U našem slučaju moramo pretpostaviti intaktnu konstantu stijene m_i prema rezultatima iz tablice A1.1. Te su vrijednosti prikazane u tablici A1.4. i procijenjene su iz vrijednosti za m_i za RUS, vrijednosti Arshadnejad i Nick (2016) [34], i Cai (2009) [35] *R-indeks* vrijednosti i njihovih međuodnosa za tri geološka člana. Također je razvidno da se vrijednosti povećavaju s dubinom. Dokaz za ovu mogućnost može se naći u radu Shena i Karakusa (2014) [83]. Oni su demonstrirali da m_i vrijednosti za vapnenac najbliže slijede *R-indeks* vrijednosti, ili njihovu tendenciju, među pet razmatranih tipova stijena (slika A1.4.)



Slika A1.4. Korelacije između *R-indeksa* i m_i za pet tipova stijena prema Shen i Karakus (2014) [83]

Tablica A1.4. Odabrane m_i vrijednosti

Član	m_i
SL	6,5
MSH	7,0
RUS	8,5

$$\tau = A\sigma_{ci}\left(\frac{\sigma' - \sigma_{tm}}{\sigma_{ci}}\right)^{B} \tag{A1.27}$$

$$\log\left(\frac{\tau}{\sigma_{ci}}\right) = \log A + B\log\left(\frac{\sigma' - \sigma_{tm}}{\sigma_{ci}}\right) \tag{A1.28}$$

$$Y = \log A + BX \tag{A1.29}$$

$$\sigma_{tm} = \frac{\sigma_{ci}}{2}\left(m_b - \sqrt{m_b^2 + 4s}\right) \tag{A1.30}$$

$$\sigma_{cm} = \sqrt{s\sigma_c} \tag{A1.31}$$

$$\sigma_1' = \sigma_{cm} / \sigma_{ci} + k\sigma_3' \tag{A1.32}$$

$$\sin\phi' = \frac{k-1}{k+1} \tag{A1.33}$$

$$c' = \frac{\sigma_{cm}}{2\sqrt{k}} \tag{A1.34}$$

$$\sigma_n' = \sigma_3' + \frac{\sigma_1' - \sigma_3'}{\partial\sigma_1'/\partial\sigma_3' + 1} \tag{A1.35}$$

$$\tau = \left(\sigma_1' - \sigma_3'\right)\sqrt{\partial\sigma_1'/\partial\sigma_3'} \tag{A1.36}$$

$$\frac{\partial\sigma_1'}{\partial\sigma_3'} = 1 + \frac{m_b\sigma_{ci}}{2\left(\sigma_1' - \sigma_3'\right)} \tag{A1.37}$$

$$B = \frac{\sum XY - \frac{\sum X \sum Y}{T}}{\sum X^2 - \frac{\left(\sum X\right)^2}{T}} \tag{A1.38}$$

$$A = 10\text{^}\left(\sum Y / T - B\sum X / T\right) \tag{A1.39}$$

U sljedeća tri poglavlja predstavljena je analitička metodologija (u tablicama A1.5 do A1.7) i njeni grafički ekvivalenti (na slikama A1.5 do A1.7) za konverziju iz Hoek-Brown parametara u Mohr-Coulomb parametre prema Hoek i Brown (1997) dodatak C [30] metodi, za tri geološka člana SL, MSH i RUS.

A.1.3.1. Mohr-Coulomb konverzija za SL član

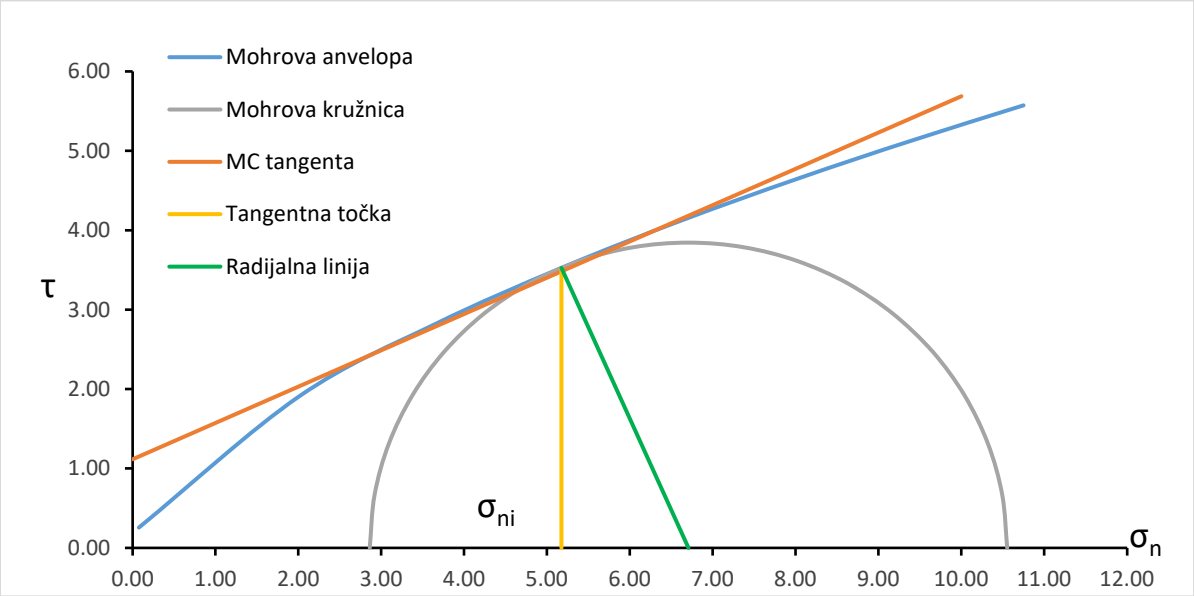
Tablice A1.5. Mohr-Coulomb koverzija za SL član, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [85])

ulazno		
UCS = sigci = 26,7 MPa	m_i = mi = 6,5	*GSI* = 40
izlazno		

m_b = mb =	0,76		s =	0,0013		a =	0,5	
σ_{tm} = sigtm =	- 0,0445	MPa	A =	0,3991		B =	0,6850	
k =	2,48		φ = phi =	25,20	deg	c = coh =	0,839	MPa
σ_{cm} = sigcm =	2,64	MPa	E =	2905,7	MPa	scme =	3,7	MPa

parametar	raspon sig3 (od 0 do 0,25 *UCS*)								zbr.
σ_3 = sig3	1E-10	0,95	1,91	2,86	3,81	4,77	5,72	6,68	26,70
σ_1 = sig1	0,95	5,46	8,21	10,55	12,68	14,67	16,56	18,37	87,45
$d\sigma_1$ $d\sigma_3$ = ds1ds3	11,69	3,26	2,61	2,32	2,15	2,03	1,94	1,87	27,87
σ_n = sign	0,08	2,01	3,65	5,17	6,63	8,04	9,41	10,75	45,74
τ = tau	0,26	1,91	2,82	3,53	4,13	4,66	5,13	5,57	28,00
x	-2,35	-1,11	-0,86	-0,71	-0,60	-0,52	-0,45	-0,39	-7,00
y	-2,02	-1,15	-0,98	-0,88	-0,81	-0,76	-0,72	-0,68	-7,98
xy	4,74	1,28	0,84	0,62	0,49	0,39	0,32	0,27	8,95
x^2 = xsq	5,52	1,24	0,74	0,50	0,36	0,27	0,20	0,15	8,99
$\sigma_3 \sigma_3$ = sig3sig1	0,00	5,21	15,66	30,19	48,36	69,93	94,73	122,63	387
σ_3^2= sig3sq	0,00	0,91	3,64	8,18	14,55	22,73	32,73	44,56	127
τ_c = taucalc	0,26	1,84	2,75	3,48	4,12	4,70	5,23	5,73	
sig1sig3fit	2,64	5,01	7,38	9,75	12,12	14,48	16,85	19,22	
signtaufit	0,87	1,79	2,56	3,27	3,96	4,62	5,27	5,90	
tangent	1,151	2,037	2,786	3,482	4,147	4,791	5,417	6,031	

Tangenta izlazno							
σ_{ni} = signt =	5,17	MPa	φ_t = phit =	**24,57**	deg	c_t = coht =	**1,12**	MPa



Slika A1.5. Graf Mohr-Coulomb konverzije za SL prema Hoek i Brown (1997) [30], kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [85])

A.1.3.2. Mohr-Coulomb konverzija za MSH član

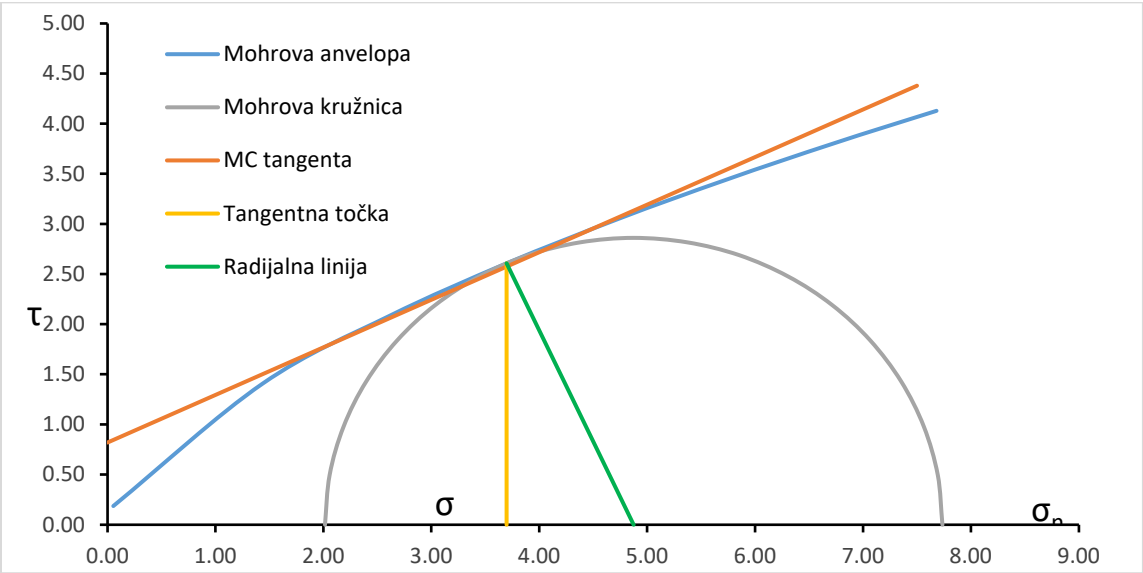
Tablice A1.6. Mohr-Coulomb konverzija za MSH član, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [85])

ulazno								
UCS = sigci =	18,8	MPa	m_i = mi =	7,0		*GSI* =	41	
izlazno								
m_b = mb =	0,85		*s* =	0,0014		*a* =	0,5	
σ_{tm} = sigtm =	- 0,0314	MPa	*A* =	0,4164		*B* =	0,6874	
k =	2,57		φ = phi =	26,06	deg	*c* = coh =	0,614	MPa
σ_{cm} = sigcm =	1,97	MPa	*E* =	2582,7	MPa	scme =	2,8	MPa

parametar	raspon sig3 (od 0 do 0,25 *UCS*)								zbr.
σ_3 = sig3	1E-10	0,67	1,34	2,01	2,69	3,36	4,03	4,70	18,80
σ_1 = sig1	0,71	4,02	6,03	7,74	9,28	10,72	12,09	13,40	63,99

$d\sigma_1\ d\sigma_3$ = ds1ds3	12,28	3,39	2,71	2,40	2,21	2,09	1,99	1,92	28,99
σ_n = sign	0,05	1,44	2,61	3,70	4,74	5,74	6,72	7,68	32,68
τ = tau	0,19	1,41	2,08	2,61	3,05	3,45	3,80	4,13	20,71
x	-2,35	-1,11	-0,85	-0,70	-0,60	-0,51	-0,44	-0,39	-6,95
y	-2,00	-1,13	-0,96	-0,86	-0,79	-0,74	-0,69	-0,66	-7,82
xy	4,70	1,25	0,81	0,60	0,47	0,38	0,31	0,25	8,77
x^2 = xsq	5,50	1,23	0,73	0,49	0,35	0,26	0,20	0,15	8,92
$\sigma_3\ \sigma_3$ = sig3sig1	0,00	2,70	8,10	15,58	24,92	35,99	48,70	62,98	199
σ_3^2= sig3sq	0,00	0,45	1,80	4,06	7,21	11,27	16,23	22,09	63
τ_c = taucalc	0,19	1,36	2,03	2,57	3,05	3,48	3,87	4,24	
sig1sig3fit	1,97	3,69	5,41	7,14	8,86	10,58	12,31	14,03	
signtaufit	0,64	1,32	1,89	2,42	2,93	3,42	3,90	4,37	
tangent	0,844	1,501	2,057	2,574	3,068	3,545	4,010	4,465	

tangenta izlazno		
σ_{ni} = signt = 3,70 MPa	φ_t = phit = **25,39** deg	c_t = coht = **0,82** MPa



Slika A1.6. Graf Mohr-Coulomb konverzije za MSH prema Hoek i Brown (1997) [30], kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [85])

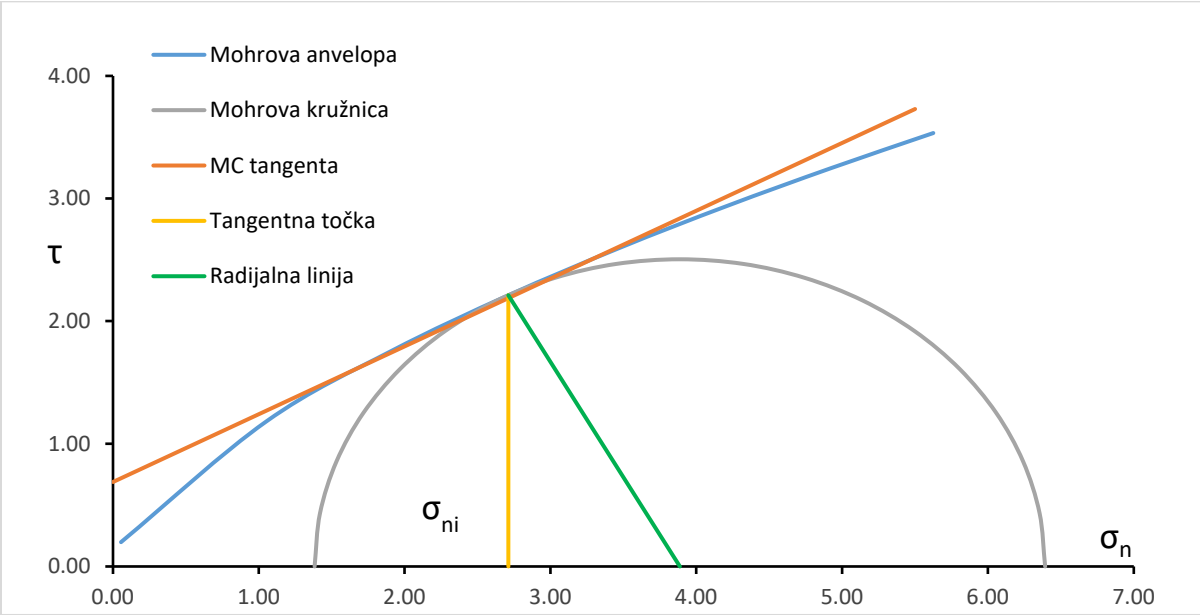
A.1.3.3. Mohr-Coulomb konverzija za RUS član

Tablice A1.7. Mohr-Coulomb konverzija za RUS član, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [85])

ulazno								
UCS = sigci =	12,9	MPa	m_i = mi =	8,5		*GSI* =	49	
izlazno								
m_b = mb =	1,38		*s* =	0,0035		*a* =	0,5	
σ_{tm} = sigtm =	-0,0324	MPa	*A* =	0,4962		*B* =	0,6936	
k =	2,97		φ = phi =	29,71	degrees	*c* = coh =	0,520	MPa
σ_{cm} = sigcm =	1,79	MPa	*E* =	3390,7	MPa	scme =	2,8	MPa

parametar	raspon sig3 (od 0 do 0,25 *UCS*)								zbr.
σ_3 = sig3	1E-10	0,46	0,92	1,38	1,84	2,30	2,76	3,23	12,90
σ_1 = sig1	0,76	3,42	5,04	6,39	7,61	8,74	9,81	10,83	52,59
$d\sigma_1$ $d\sigma_3$ = ds1ds3	12,69	4,00	3,16	2,77	2,54	2,38	2,26	2,17	31,96
σ_n = sign	0,06	1,05	1,91	2,71	3,47	4,21	4,93	5,63	23,96
τ = tau	0,20	1,18	1,76	2,21	2,60	2,94	3,25	3,53	17,67
x	-2,17	-1,08	-0,82	-0,67	-0,57	-0,48	-0,42	-0,36	-6,56
y	-1,82	-1,04	-0,87	-0,77	-0,70	-0,64	-0,60	-0,56	-6,98
xy	3,93	1,12	0,71	0,51	0,39	0,31	0,25	0,20	7,43
x^2 = xsq	4,70	1,16	0,68	0,45	0,32	0,23	0,17	0,13	7,83
$\sigma_3 \sigma_3$ = sig3sig1	0,00	1,57	4,64	8,83	14,03	20,14	27,11	34,92	111
σ_3^2= sig3sq	0,00	0,21	0,85	1,91	3,40	5,31	7,64	10,40	30
τ_c = taucalc	0,20	1,15	1,72	2,19	2,59	2,96	3,30	3,61	
sig1sig3fit	1,79	3,16	4,52	5,89	7,26	8,62	9,99	11,36	
signtaufit	0,55	1,12	1,61	2,07	2,50	2,92	3,33	3,73	
tangent	0,718	1,270	1,745	2,187	2,608	3,016	3,412	3,799	

tangenta izlazno		
σ_{ni} = signt = 2,71 MPa	φ_t = phit = **28,94** deg	c_t = coht = **0,69** MPa



Slika A1.7. Graf Mohr-Coulomb konverzije za RUS prema Hoek i Brown (1997) [30], kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [85])

A.1.3.4. Provjera rezultata konverzije

Uspoređivanjem rezultata za katarske stijene (tablica A1.2), prvo moramo primijetiti raspone rezultata i njihovu varijabilnost. To nije slučaj jedino s Hoek i Brown (1997) [30] pristupom. Metoda konverzije izravno iz troosnih ispitivanja s niskim bočnim naprezanjima daje pretjerano visoke kutove trenja, dok su rezultati za koheziju u dobrom slaganju s Hoek i Brown (1997) [30] pristupom. Vrijednosti kohezija Fourniadis (2010) [29] i Karagkounis et al. (2016) [27] su bitno niže. Nakon razmatranja ovih rezultata, možemo preliminarno zaključiti da metoda Hoek i Brown (1997) [30] daje najrealističnije Mohr-Coulomb vrijednosti. Ipak, ostaje rezerviranost jer u ovom slučaju, Hoek i Brown (1997) [30] pristup može dati samo simulirane troosne vrijednosti, zasnovane na najboljoj mogućoj procjeni m_i iz tablice A1.4. Autor ovdje naglašava da su pravilno izvedena troosna ispitivanja, s bočnim naprezanjima do 50% prosječne *UCS* vrijednosti neizostavna za određivanje Hoek-Brown parametara, nakon čega slijedi konverzija u MC parametre, po potrebi.

Međutim, ukoliko ćemo usporediti ove rezultate s nalazima drugih odabranih autora koji su radili procjene Mohr-Coulomb vrijednosti za sedimentne stijene, možemo vidjeti njihove nalaze u tablici A1.8. Tablica pokazuje da vrijednosti kuta trenja prelaze 35 stupnjeva uglavnom kod većih vrijednosti

kohezije ili/i većih *UCS* vrijednosti. Ukoliko je kohezija tek iznad nule tj. vrlo mala, kut trenja rijetko prelazi 30 stupnjeva, ili prelazi tek malo. Stoga možemo s velikom vjerojatnošću potvrditi da Hoek i Brown (1997) [30] metoda daje najtočniji kut trenja i koheziju. To stavlja Fourniadis (2010) [29] rezultate u prihvatljiv raspon, dok su istovremeno Karagkounis et al. (2016) [27] rasponi najvjerojatnije previsoki.

Tablica A1.8. Prikaz Mohr-Coulomb parametara za sedimentne stijene od drugih relevantnih autora, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [85])

Autor	Tip stijene	*UCS magnituda/ raspon* [MPa]	*φ magnituda/ raspon [deg]*	*c magnituda/* raspon [MPa]
Bejarbaneh et al. (2015) [87]	Iranski škriljevac	17,45	32,4	5,83
Armaghani et al. (2014) [88]	Iranski škriljevac	19,0 – 47,0	20,5 – 40,1	-
Bell (2007) [89]	Kirkheaton muljnjak	34,4 – 69,9	38 – 47	0 – 5,0
Shen et al. (2012) [90]	teoretski	30,0	20,96 – 26,71	0,15 – 0,21
Goodman (1989) [91]	Bartesville pješčenjak	-	37,2	8,0
Goodman (1989) [91]	Indiana vapnenac	-	42,0	6,7
Goodman (1989) [91]	Hasmark dolomit	-	35,5	22,8
Goodman (1989) [91]	krednjak	-	31,5	0
Miščević i Vlastelica (2009) [92]	Hrvatski lapor	-	32,0 – 35,0	6,0 – 7,0
Sonmez et al. (2006) [93]	Umjetni tuf (sa 8-9 % omjerom blokova)	0,88 – 4,0	25,8 – 27,2	0,28 – 1,20
Aksoy et al. (2016) [94]	Bursa vapnenac	45,1	38,0	0,5
Aksoy et al. (2016) [94]	Bursa konglomerat	6,4	24,9	0,23
Aksoy et al. (2016) [94]	Bursa bijeli muljnjak	10,9	27,4	0,5
Aksoy et al. (2016) [94]	Bursa pješčenjak	9,8	32,8	0,53
Geertsema (2000) [95]	Južno Afrički Cape pješčenjak	76,0 – 184,0	7,9	0
Geertsema (2000) [95]	Južno Afrički Karoo muljnjak	71,0 – 166,0	32,7	0
Geertsema (2000) [95]	Južno Afrički Karoo muljnjak	256	38,2	0
Ova disertacija	Stijene južne Dohe	12,9 – 26,7	24,6 – 28,9	0,69 – 1,12

Tumač oznaka:
UCS – jednoosna čvrstoća intaktne stijene
φ – kut trenja intaktne stijene
c – kohezija intaktne stijene

Latapie i Lochaden (2016) [84] su kritizirali Hoek et al. (2002) [33] metodu konverzije, navodeći njen raspon bočnog opterećenja do najviše 0,25 *UCS* kao nedostatak (na isti način kao i Hoek i Brown 1997 [30] procedura). Ovo se posebice odnosilo na probleme stabilnosti pokosa i potpornih zidova. Također su ustvrdili da je ponašanje prijelaznih tala (IGM – *intermediate ground materials*) određeno posmičnom čvrstoćom stijenske mase prije nego njenim diskontinuitetima, pri čemu je potonje često slučaj kod tvrdih, više intaktnih stijenskih masa. Karagkounis et al. (2016) [27] također su implicirali da se tvrdnja o prijelaznim tlima odnosi i na katarske stijenske mase. Ovaj rad ukazuje na to da katarske stijenske mase, većim dijelom, nisu prijelazni tip tla. Čak i najmekši RUS kalcificirani sloj spada u malom obimu u prijelaznu zonu. Prosječni *UCS* je zabilježen pri 12,9 MPa, a promjene prijelaznih parametara Hoek-Brown varijabli spram Carvalho et al. (2007) [42] su neznatne, kao što se vidi iz tablice A1.1. Nadalje, ako razmotrimo tendencije većine troosnih ispitivanja, i transformaciju $\sigma_1 - \sigma_3$ parova u $\tau - \sigma$ prostor u sklopu Hoek i Brown (1997) [30] postupka konverzije, možemo vidjeti da daljnje pomicanje duž tangencijalne krivulje prema višim vrijednostima samo daje položeniju tangentu (manji φ) te malo povećanje kohezije (kao što je vidljivo na slikama A1.5 do A1.7). Uvođenje σ_3 raspona većeg od $0 < \sigma_3 < 0{,}25$ *UCS* po svoj prilici ne bi donijelo viši φ, no s druge strane puni raspon $0 < \sigma_3 < 0{,}5$ *UCS* i dalje treba koristiti za izračun m_i iz troosnih ispitivanja.

A.1.3.5. Zaključno o Mohr-Coulomb konverziji za katarske stijene

Potreba rasprave o Mohr-Coulomb konverziji izazvana je neujednačenošću i varijabilnošću ulaznih i izlaznih podataka geotehničkih inženjera i struke na građevinskim projektima u Katru u vezi s Mohr-Coulomb parametrima za predmetne lokalne stijene. Ista je pokazala da izračun Mohr-Coulomb parametara treba uslijediti nakon što se prvo dobiju intaktni Hoek-Brown parametri jer su katarske stijenske mase pretežno prečvrste da bi ih se smatralo prijelaznim.

- Intaktni Hoek-Brown parametri trebaju se dobiti a) putem troosnih ispitivanja s bočnim naprezanjima do 0,5 *UCS,* u skladu s Hoek i Brown (1980a) [31], ili b) nakon optimalne procjene m_i vrijednosti drugim putem i simuliranjem troosnih ispitivanja prema ovom poglavlju i u skladu s Hoek i Brown (1997) (dodatak C) [30] postupkom;
- Ova detaljna procedura daje srednji raspon kutova trenja za 24,0 – 30,0 stupnjeva (ekstremni raspon 20,0 – 35,0 stupnjeva), dok je kohezija 0,5 – 1,5 MPa. Vrijednosti vrijede do najdubljeg razmatranog sloja, RUS Kalcificiranog;
- m_i vrijednosti za geološke članove SL, MSH i RUS vjerojatno slijede tendenciju *R-indeksa,* koji je omjer *UCS* spram *UTS*. *UTS* predmetnih stijena opada izraženije s dubinom od *UCS*. Ovo upućuje na porast m_i s dubinom.

Uzimajući u obzir da su svi geotehnički laboratoriji u Katru neprikladno opremljeni za propisanu provedbu troosnih ispitivanja na lokalnim stijenama, autor preporučuje da se ovo ispravi, što ne bi trebalo predstavljati veliki trošak, ili da tu dužnost preuzme postojeći istraživački laboratorij. Samo pravilno izvedeni troosni testovi prema Hoek i Brown (1980a) [31] uklonit će sve preostale prepreke punom razumijevanju lokalnih stijena i stijenskih masa. Do tog vremena, preporučuje se metoda za

izračun Mohr-Coulomb parametara preko procijenjenih m_i vrijednosti prema Hoek i Brown (1997) (dodatak C) [30].

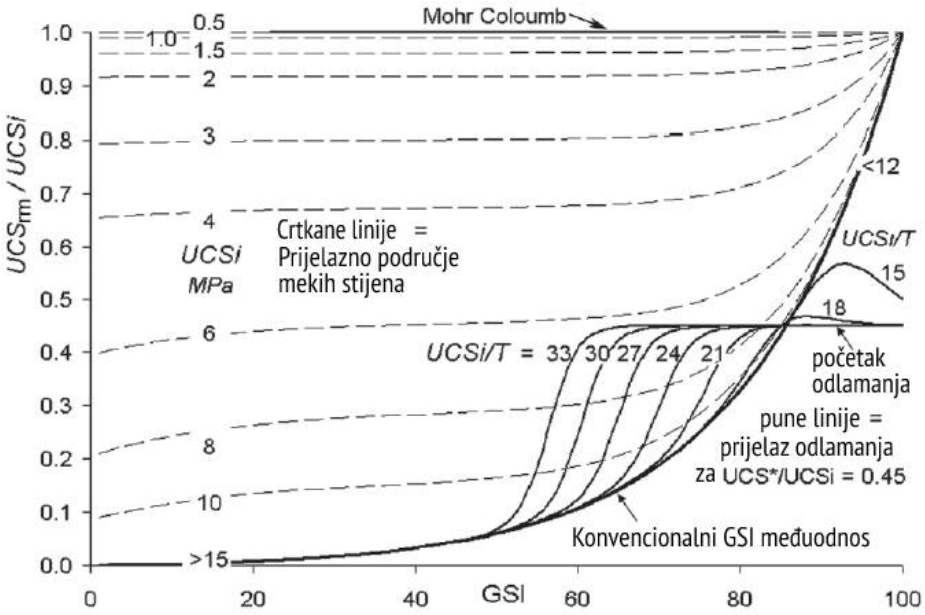
Dodatna napomena: Ispod sloja RUS kalcificirani, nalazi se sloj RUS gips koji je, po dostupnim izvještajima još mekši od RUS kalcificiranog, a koji nije obuhvaćen ovim radom. On time vjerojatno spada u većem obimu pod prijelazni tip stijene/tla.

Dodatak A.2. Svojstva stijenskih masa Dohe i Katra

Prethodni autori svrstavali su stijenske mase Dohe među meke (Stypulkowski et al. 2014 [28]). To je klasifikacija međutim bila donošena u odnosu na projektne prakse mehaničkih tunelskih strojeva, koje uglavnom vrše bušenja kroz tvrde stijene. U kontekstu mekih/slabih stijena, katarske stijene su spomenute i u Jakubowski at al. (2017) [24] te u Kassem (2016) [26].

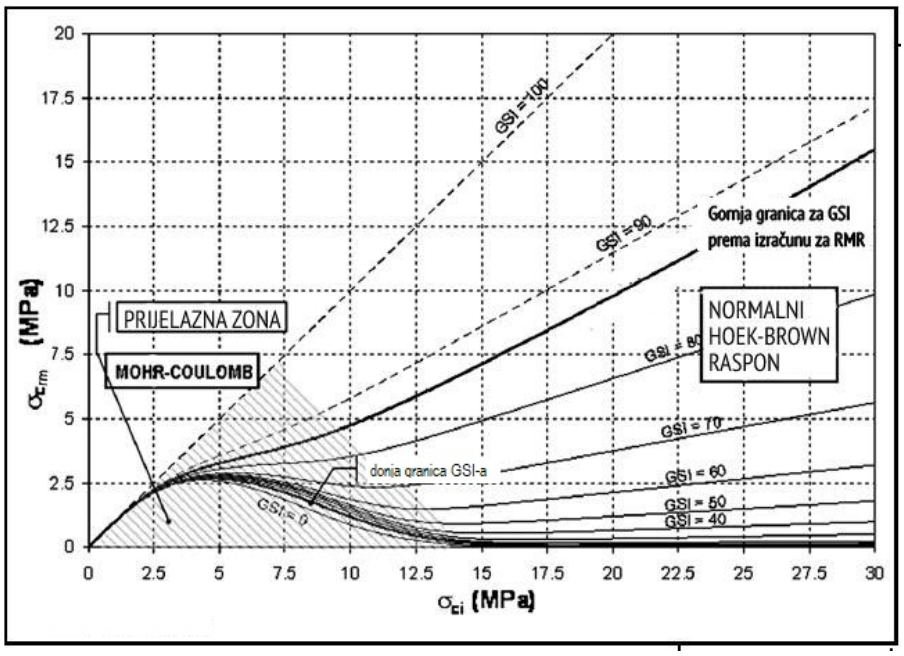
Krajnji cilj svih zakona tj. kriterija ponašanja stijena je doći do ekvivalenta za stijensku masu od danog intaktnog svojstva. Ovo poglavlje se stoga bavi procjenom čvrstoća stijenske mase (tlačnih i vlačnih) i modula elastičnosti stijenske mase, za predmetne stijenske mase.

Ovome se može pristupiti na dva načina, grafički i analitički. Kod grafičkog pristupa koristimo prijelazne teorije od Carter et al. (2008) [41] i Carvalho et al. (2007) [42] i njihove grafove na slikama A2.1 i A2.2.



Slika A2.1. Graf UCS_{rm}/UCS spram *GSI* spram UCS_i & UCS_i/T, iz Carter et al. (2008) [41]

Na slici A2.1 je definiran odnos nekoliko parametara za prijelazno područje donjeg doma kvalitete stijena koje odgovara malim tlačnim čvrstoćama, prema Carter et al. (2008) [41]. Graf obuhvaća čvrstoće 15 MPa, što je primjenjivo na *RUS* član. Za vrijednosti *GSI* = 50 i *UCS* = 12,9, odgovarajuća vrijednost $UCS_{rm}/UCS \approx 0{,}1$ može biti očitana s grafa, što govori da je omjer čvrstoća stijenske mase i intaktne čvrstoće 0,1.



Slika A2.2. Graf $\sigma_{crm} = UCS_{rm}$ spram *UCS* i *GSI* u prijelaznoj zoni, iz Carvalho et al. (2007) [42]

Promatrajući sliku A2.2 iz Carvalho et al. (2007) [42], ponovno možemo zaključiti da RUS član jedva ulazi u prijelaznu zonu. Možemo vidjeti da je za *GSI* = 50 (tablica 3.1) i 12,9 MPa za *UCS* (tablica 3.3), tlačna čvrstoća (σ_{crm}) stijenske mase za RUS je ≈ 1,0 MPa. Također možemo očitati σ_{crm} vrijednosti za SL i MSH članove. Za MSH, *GSI* = 40, 18,8 MPa *UCS* daje σ_{crm} ≈ 0,6 MPa; za SL, *GSI* = 40, 26,7 MPa *UCS* daje σ_{crm} ≈ 0,8 MPa. Korištenje grafova na njihovim rubnim i područjima niske razlučivosti nije najtočniji način za određivanje ovih veličina, ali u nedostatku drugih mogućnosti autor smatra ovakvo postupanje opravdanim.

Analitički se mogu dobiti daljnje procjene svojstava stijenske mase. Ishodi ovih procjena se nalaze u tablici A2.1. Od prethodnih radova treba spomenuti Vásárhelyi i Kovács (2016) [96] koji su naveli zbir mnogih empirijskih jednadžbi za veličine stijenske mase koje se koriste u široj istraživačkoj zajednici ovog područja znanosti. Uzimajući u obzir ograničenja ove disertacije, uzete su sljedeće jednadžbe: (A1.16), (A1.17) prema Hoek et al. (2002) [33] i (A1.18) prema Hoek i Diederichs (2006) [46], (A1.20) do (A1.23) iz Carvalho et al. (2007) [42], (A2.1) iz Barton (2002) [43], (A2.2) iz Galera et al. (2007) [44], (A2.3) prema Hoek i Diederichs (2006) [46], (A2.4) prema Hoek (2004) (osobno dopisivanje) preko Zhang (2010) [97], te (A2.5) iz Gokceoglu et al. (2003) [45].

Od prijašnjih osvrta na procjene svojstava katarskih stijenskih masa, Karagkounis et al. (2016) [27] su već uputili na korisnost nekih od gore navedenih izraza i dali vrijednosti modula elastičnosti koje su bile veće od ovdje izračunatih (1,0 – 10,5 GPa). Fourniadis (2010) [29] je izračunao sljedeće vrijednosti za SL član; čvrstoću stijenske mase od 0,4 do 2,4 MPa te modul elastičnosti stijenske mase od 0,17 do 2,45 GPa.

$$E_{rm} = 10\left(Q\frac{UCS}{100}\right)^{\frac{1}{3}} \tag{A2.1}$$

$$\frac{E_{rm}}{E_S} = \left(\frac{\sigma_{rm}}{UCS}\right)^{\frac{2}{3}} \tag{A2.2}$$

$$E_{rm} = E_S\left(0.02 + \frac{1 - D/2}{1 + \exp((60 + 15D - GSI)/11)}\right) \tag{A2.3}$$

$$\sigma_{cm} = UCS \times 0.036e^{GSI/30} \tag{A2.4}$$

$$E_{rm} = 0.1451e^{0.0654GSI} \tag{A2.5}$$

Tablica A2.1. Sažetak veličina stijenske mase iz više jednadžbi i od više autora, kao dio istraživanja u okviru doktorske disertacije koju je prvotno objavio Geotech Geol Eng (2021) izdavača Springer Nature u Vučemilović et al. 2021. [51])

Autori	HOEK et al. 2002 [33]	CARVALHO et al. 2007 [42]	CARVALHO et al. 2007 [42]	CARTER et al. 2008 [41]	HOEK 2004	HOEK i BROWN 1997 [30]	BARTON 2002 [43]
(Jednadžbe)/ Grafovi/ Poglavlja	(A2.16)	(A2.20) do (A2.23)	Graf/ sl. A2.2	Graf/ sl. A2.1	(A2.4)	poglavlja A1.3.1-3	(A2.1)
Ulazne varijable	$\sigma_{crm(1)}$ preko *UCS, s* i *a* [MPa]	σ_{crm} preko *UCS*, s^* i a^* [MPa]	σ_{crm} preko *UCS* i *GSI* [MPa]	σ_{crm} preko *UCS* i *GSI* [MPa]	σ_{crm} preko *UCS* i *GSI* [MPa]	σ_{crm}	E_{rm} preko *UCS* i *Q* [GPa]
SL	0,89	-	0,80	-	3,65	2,64	7,25
MSH	0,66	-	0,60	-	2,65	1,97	7,17
RUS	0,76	0,96	1,00	1,29	2,37	1,79	5,99

Tablica A2.1. nastavak

Autori	**GALERA et al. 2007** [44]	**HOEK i DIEDERICHS 2006** [46]	**HOEK et al. 2002** [33]	**GOKCEOGLU et al. 2003** [45]	**HOEK et al. 2002** [33]	**HOEK i BROWN 1980b** [74]
(Jednadžbe)/ Grafovi/ Poglavlja	(A2.2)	(A2.3)	(A1.18)	(A2.4)	(A1.17)	poglavlja A1.3.1-3
Ulazne varijable	E_{rm} preko $\sigma_{crm(1)}$, E_s i *UCS* [GPa]	E_{rm} preko *GSI* i E_s [GPa]	E_{rm} via *UCS* i *GSI* [GPa]	E_{rm} preko *GSI* [GPa]	T_{rm} preko *s*, *UCS* i m_b [MPa]	τ_{rm}
SL	2,30	3,56	2,90	1,98		- 0,045
MSH	1,73	2,75	2,58	2,12		- 0,031
RUS	1,45	2,77	3,39	3,57	- 0,033	- 0,032

Tumač oznaka:
σ_{crm} – tlačna čvrstoća stijenske mase
E_{rm} – modul elastičnosti stijenske mase
τ_{rm} – vlačna čvrstoća stijenske mase
T_{rm} – dvoosna (biaksijalna) vlačna čvrstoća stijenske mase

Rezultati za σ_{crm} prva tri autora prikazana u tablici su poprilično slični i leže u uskom rasponu. Međutim, relativni odnosi vrijednosti u stupcima to jest između geoloških formacija nisu toliko jasni. Vrijednosti za σ_{crm} iz Hoek (2004) su u višem rasponu. Najmanje vrijednosti se dobiju za Hoek et al. (2002) [33]. Najmanje vrijednosti za E_{rm} su izračunate neizravno preko σ_{crm} Hoek et al. (2002) [33] iz Galera et al. (2007) [44]. E_{rm} vrijednosti srednjeg raspona izračunate su preko *GSI* prema Hoek i Diederichs (2006) [46] te Hoek et al. (2002) [33]. Brojevi za E_{rm} prema Gokceoglu et al. (2003) [45] su također niski, ali rastu s dubinom. Brojke za E_{rm} su najviše prema Barton (2002) [43]. Izračunata vrijednost za vlačnu čvrstoću stijenske mase T_{rm} (dvoosna čvrstoća) je na oko 1/20 Hoek et al. (2002) [33] vrijednosti za tlačnu čvrstoću stijenske mase. Otprilike iste brojke dobiju se za jednoosnu vlačnu čvrstoću stijenske mase prema Hoek i Brown (1980b) [74]. Možemo zaključiti da tlačna čvrstoća stijenske mase varira od 0,75 MPa do 1,3 MPa (potkrijepljeno autorovim podacima), ili između 2,4 i 3,7 MPa (potkrijepljeno vrijednostima od autora i iz Fourniadis 2010 [29]); modul deformacije stijenske mase varira od 1,50 GPa do 3,50 GPa (također djelomično potkrijepljeno rasponom iz Fourniadis 2010 [29]). Ove vrijednosti nisu diferencirane po geološkim članovima.

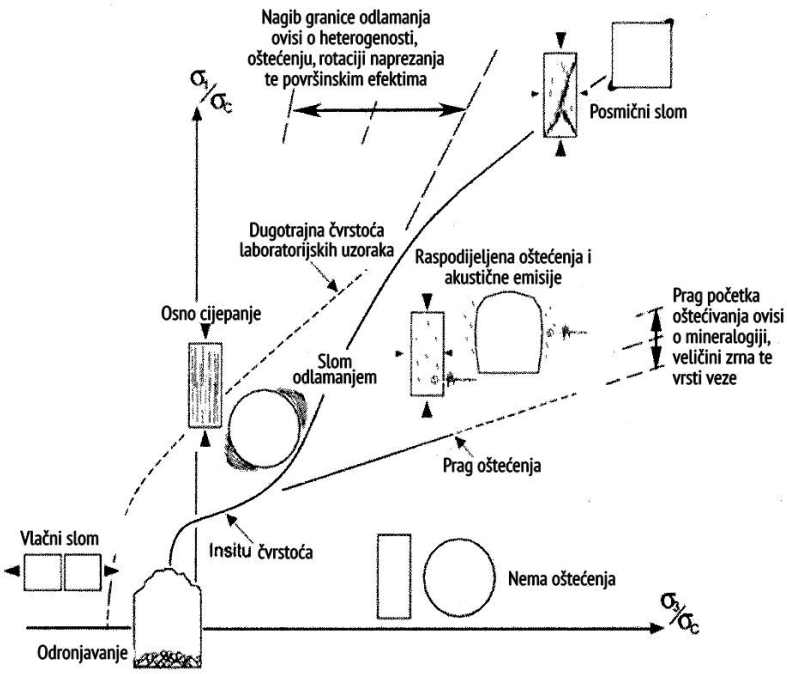
Tablica A2.2. prikazuje vrijednosti za neke dodatne parametre stijenske mase izvedenih iz tablica 3.3. i A2.1. Parametri su: modul omjera elastičnosti $MR = E_{rm}/E_r$ ili *MR*, intaktni modul omjera E_r/UCS ili *MRi*, i omjeri čvrstoće stijenske mase spram čvrstoće intaktne stijene (za tlačnu i vlačnu čvrstoću).

Tablica A2.2. Dodatni parametri stijenske mase izvedeni za predmetne stijenske mase

Parametar	SL	MSH	RUS
omjer modula $MR = E_{rm}/E_r$	0,088 – 0,325	0,107 – 0,445	0,151 – 0,623
MRi omjer modula E_r/UCS	835	855	745
omjer σ_{cm}/UCS	0,029 – 0,136	0,031 – 0,140	0,058 – 0,183
omjer σ_{tm}/σ_t	0,019	0,020	0,045

Tumač oznaka:
σ_{cm} – tlačna čvrstoća stijenske mase
σ_c – tlačna čvrstoća intaktne stijene
σ_{tm} – vlačna čvrstoća stijenske mase
σ_t – vlačna čvrstoća intaktne stijene
E_{rm} – modul elastičnosti stijenske mase
E_r – modul elastičnosti intaktne stijene

Članovi znanstveno istraživačke zajednice iz područja mehanike stijena upućivali su već na neprikladnost korištenja Hoek–Brown modela i njegovih izraza za sve raspone čvrstoća i kakvoća stijenskih masa (Brown 2008 [39]). Ovdje imamo dvije glavne struje argumentiranja. Prva se bavi tvrdim i krtim stijenskim masama s *GSI-indeks* vrijednostima iznad 75 kod kojih se očituju oštećivanje i razvoj deformacija ispod vrha Hoek-Brown potencijske krivulje, a faze oštećenja mogu se navesti kao početna, slom odlamanjem, širenje oštećenja te posmični slom, prema Diederichs et al. (2004) [98], Diederichs et al. (2007) [99] te Martin (1997) [100], kao na slici A2.3.



Slika A2.3. Načini oštećivanja stijena i sloma za tvrde stijene prema Diederichs et al. (2004) [98] & Diederichs et al. (2007) [99]

Druga struja se bavi tektonski poremećenim, heterogenim i u litološkom smislu vrlo varijabilnim stijenama, s najtipičnijim primjerom takve stijenske mase, flišom. Treća struja argumentacije, koja je od najvećeg interesa za ovu disertaciju je neprikladnost Hoek-Brown modela za najniži dom stijenskih masa, s *GSI-indeks* vrijednostima ispod 30 i *UCS* vrijednostima 10-15 MPa. Nekoliko autora je raspravljalo po pitanju iste neprikladnosti na nisku tlačnu čvrstoću i nizak *GSI-indeks* raspon, u Brown (2008) [39] te Mostyn i Douglas (2000) [40] npr. Kao što je pokazano u ovom radu, u smislu njihovih klasifikacija, dolomitski vapnenci Dohe i, vjerojatno, i Katra, imaju u prosjeku srednji *GSI-indeks*, nizak *Q*, i nizak do srednji *UCS* kao stijenske mase. Niska tlačna čvrstoća postaje čvrstoća srednjeg raspona, uglavnom u slučaju SL sloja u nekim dijelovima Dohe i šire po Katru. To znači da se ograničenja izrečena od strane ovih autora mogu primijeniti na katarske stijenske mase samo u ograničenom obimu te katarske stijenske mase spadaju u zasebnu grupu stijenskih masa o kojoj se do sada nisu vodile ovakve slične rasprave.

Dodatak B – Tablice sustava klasifikacije

B.1. RMR sustav klasifikacije

Tablica B.1. Sustav klasifikacije *RMR* prema Bieniawski (1989) [59]

A. KLASIFIKACIJSKI PARAMETARI I NJIHOVI BODOVI									
	Parametri		Vrijednosti						
1.	Čvrstoća intaktne stijene	Indeks točkaste čvrstoće (MPa)	>10	4–10	2–4	1–2	Za ovaj niski raspon, uzimaju se UCS ispitivanja		
		Jednoosna tlačna čvrstoća (MPa)	>250	100–250	50–100	25–50	5–25	1–5	<1
	Bodovi		>15	12	7	4	2	1	0
2.	RQD (%)		90–100	75–90	50–75	25–50	25		
	Bodovi		20	17	13	8	3		
3.	Razmak diskontinuiteta		>0.2 m	0.06–0.2 m	200–600 mm	200–600 mm	<60 mm		
			20	15	10	8	5		
4.	Stanje diskontinuiteta		Vrlo hrapave površine; nekontinuirane; nema zijeva; nerastrošeni stijenski zid	Nezn. hrapave površine; zijev <1 mm; neznatno rastrošeni stijenskizid	Nezn. hrapave površine zijev <1 mm vrlo rastrošeni stijenski zid	skliska površina ili zijev 1–5 mm debljine kontinuirani	Meka ispuna > 5 mm debljine ili zijev >5 mm kontinuirani		
	Bodovi		30	25	20	10	0		
5.	Podz. voda	Dotok na 10 m duljine tunela (min.)	0	<10	10–25	25–125	>125		
		(Tlak pukotinske vode)/ (veće glavno naprezanje)	0	<0.1	0.1–0.2	0.2–0.5	>0.5		
		Općeniti uvjeti	potpuno suho	vlažno	mokro	kapanje	tečenje		
	Bodovi		15	10	7	4	0		
B. KOREKCIJA BODOVA ZA ORIJENTACIJE DISKONTINUITETA									
Pružanje i nagib orijentacija diskontinuiteta			vrlo povoljno	povoljno	dobro	nepovoljno	vrlo nepovoljno		
Bodovi	Tuneli i rudnici		0	-2	-5	-10	-12		
	temelji		0	-2	-7	-15	-25		
	kosine		0	-5	25	50	-60		
C. KATEGORIJE STJENSKIH MASA ODREĐENE IZ SVEUKUPNIH BODOVA									
Bodovi			100–81	80–61	60-41	40-21	<20		
Oznaka kategorije			I	II	III	IV	V		
Opis			vrlo dobra stijena	dobra stijena	povoljna stijena	slaba stijena	vrlo slaba stijena		
D. ZNAČENJE STJENSKIH KATEGORIJA									
Br. kategorije			I	II	III	IV	V		
Srednje vrijeme stabilnosti			20god, raspon15m	1god, raspon10m	1 tj, raspon5m	10 h, raspon2.5m	30 min, raspon 1m		
kohezija stjenske mase (kPa)			>400	300–400	200–300	100–200	<100		
kut trenja stjenske mase (deg)			>45	35–45	25–35	15–25	<15		
E. VODIČ ZA KLASIFIKACIJU STANJA DISKONTINUITETA									
Duljina diskontunuiteta (postojanost)			<1 m	1–3 m	3–10 m	10–20 m	>20 m		
Bodovi			6	4	2	5	0		
Zijev (otvor)			nema zijeva	<0.1 mm	0.1–1.0 mm	1–5 mm	>5 mm		
Bodovi			6	5	4	1	0		
Hrapavost			vrlo hrapavi	hrapavi	nezn. hrapavi	glatki	kliski		
Bodovi			6	5	3	1	0		
Ispuna			nema ispune	tvrda <5 mm	tvrda >5 mm	mekana <5 mm	mekana >5 mm		
Bodovi			6	4	2	2	0		
Rastrošenost			Nerastrošeni	Neznatno rastrošeni	Umjereno rastrošeni	Vrlo rastrošeni	Potpuno rastrošeni / Raspadnuti		
Bodovi			6	5	3	1	0		
F. UTJECAJ ORIJENTACIJE PRUŽANJA I NAGIBA DISKONTINUITETA U TUNELOGRADNJI **									
Pružanje okomito na os tunela				Pružanje paralelno sa osi tunela					
Napredovanje niz nagib 45–90°	Napredovanje niz nagib 20–45°			Nagib 45–90°		Nagib 20–45°			
Vrlo povoljno	Povoljno			Vrlo nepovoljno		Dobro			
Napredovanje uz nagib 45–90°	Napredovanje uz nagib 20–45°			Nagib 0–20 bez obzira na pružanje					
Dobro	Nepovoljno			Dobro					

* Neki uvjeti su međusobno isključivi. primjerice, ako je prisutna ispuna, hrapavost površine bit će zasjenjena utjecajem iste. U takvim slučajevima koristiti A.4 izravno ** Modificirano prema Wickham et al.(1 972)

B.2. Q sustav klasifikacije

Tablica B.2. Sustav klasifikacije *Q* prema Barton et al. (1974) [13]

***RQD** (indeks kvalitete jezgre)*

Vrlo loša	RQD = 0 - 25%
Loša	25 - 50
Povoljna	50 - 75
Dobra	75 - 90
Izvrsna	90 - 100

Napomene:
(i) Kada je RQD mjeren kao < 10 (uključivo 0), uzima se nominalna vrijednost 10 za određivanje Q
(ii) Intervali RQD-a od 5, tj. 100, 95, 90, itd. dovoljno su točni

Jn (indeks skupova pukotina)

Masivna stijena, bez ili s malo pukotina	Jn = 0.5 - 1
jedna familija pukotina	2
Jedna familija i slučajne pukotine	3
Dvije familije pukotina	4
Dvije familije i slučajne pukotine	6
Tri familije pukotina	9
Tri familije i slučajne pukotine	12
Četiri ili više familija, jako ispucane stijene	15
Razdrobljena stijena, nalik tlu	20

***Napomene:** (i) Za križanja tunela uzeti (3.0 x Jn); (ii) Za portale uzeti (2.0 x Jn)*

Jr (indeks hrapavosti)

a) kontakt zidova pukotina b) kontakt zidova pukotina prije posmika od 10cm		c) nema kontakta zidova pukotina pri posmiku	
Diskontinuirane pukotine	Jr = 4	Glinovita ispuna dovoljne debljine da spriječi kontakt zidova pukotine	Jr = 1.0
Hrapave ili nepravilne, valovite	3	Pjeskovita, šljunčana ili zdrobljena ispuna dovoljne je debljine da spriječi kontakt zidova pukotine	1.0
glatke, valovite	2		
Skliske valovite	1.5		
Hrapave ili nepravilne, ravne	1.5		
Glatke, ravne	1.0		
Skliske, ravne	0.5		

***Napomena:** i) Opisi se odnose na obilježja manjeg razmjera i srednjeg razmjera, tim redoslijedom*

Napomene:
i) Dodaj 1. 0 ako je srednji razmak mjerodavnog skupa pukotina veći od 3m
ii) Jr = 0.5 može se koristiti za planarne pukotine sa izraženom lineacijom, ukoliko su lineacije orijentirane za minimalnu čvrstoću

Ja (faktor alteracije pukotina)

	karakter stijenki pukotina		tip	kontakt stijenki
kontakt između stijenki pukotina	ČISTE PUKOTINE	zacijeljene i čvrste	ispuna od kvarca, epidota, itd.	Ja = 0.75
		nerastrošene	nema ispune ili prevlake izuzev od mrlja (hrđe)	1
		neznatno izmijenjene :	nerazmekšavajuća mineralna prevlaka, bez gline, itd.	2
	PREVLAKA ILI TANKA ISPUNA	zrnati materijali:	pijesak prah, kalcit itd. (nerazmekšavajući)	3
		kohezivni materijali	glina, klorit, talk itd. (razmekšavajući)	4

	ISPUNA OD:	tip	postoji kontakt stijenki tanka ispuna (< 5 mm)	Nema kontakta stijenki debela ispuna
Bez ili sa malo kontakta	zrnatih materijala	pijesak, prah, kalcit itd. (nerazmekšavajući)	Ja = 4	Ja = 8
	tvrdih kohezivnih materijala	zbijena ispuna od gline, klorita, talka, itd.	6	5 - 10
	mekih kohezivnih materijala	srednja do slabo prekonsolidirana glina, klorit, talk	8	12
	bubrećih glinskih materijala	materijal ispune ima bubreća svojstva	8 - 12	13 - 20

Jw (faktor redukcije pukotinske vode)

Suhi iskopi ili manji priljev < 5 l/min lokalno	p_w < 1 kg/cm^2	Jw = 1
Srednji priljev ili tlak vode, ispuna ponegdje isprana iz pukotina	1 - 2.5	0.66
Veliki priljev ili visok tlak vode u zdravoj stijeni sa pukotinama bez ispuna	2.5 - 10	0.5
Veliki priljev ili visok tlak vode, znatno ispiranje ispune pukotina	2.5 - 10	0.3
Izimno visok priljev ili tlak vode kod miniranja, opada s vremenom	> 10	0.2 - 0.1
Iznimno visok priljev ili tlak vode koji se nastavlja bez zamjetnog opadanja	> 10	0.1 - 0.05

***Napomena:** (i) Zadnja četiri Faktora su grube procijene. Povećaj Jw ukoliko je ugrađena drenaža*
(ii) Posebni problemi uzrokovani ledom nisu uzetiu obzir

SRF (faktor redukcije naprezanja)

Rasjedne zone presijecaju iskop	Učestale rasjedne zone sa glinom ili kem. raspadnutom stijenom, vrlo rastresena okolna stijena (sve dubine)	SRF = 10
	Jedna rasjedna zona sa glinom ili kemijski. raspadnutom stijenom (dubina iskopa < 50 m)	5
	Jedna rasjedna zona sa glinom ili kemijski raspadnutom stijenom (dubina iskopa > 50 m)	2.5
	Učestale rasjedne zone u zdravoj stijeni (bez gline), rastresena okolna stijena (sve dubine)	7.5
	Jedna rasjedna zona u zdravoj stijeni (bez gline), rastresena okolna stijena (dubina iskopa < 50 m)	5
	Jedna rasjedna zona u zdravoj stijeni (bez gline), rastresena okolna stijena (dubina iskopa > 50 m)	2.5
	Rastresene otvorene pukotine, jaka ispucanost, itd. (sve dubine)	5

***Napomena:** (i) Reduciraj ove vrijednosti SRF-a za 25 - 50% samo ako relevantne posmične zone ne presijecaju iskop*

		σ_c / σ_1	σ_θ / σ_c	SRF
Kompetentna stijena problemi s naprezanjima	Niska naprezanja, blizu površine, otvorene pukotine	> 200	< 0.01	2.5
	Srednja naprezanja, povoljno stanje naprezanja	200 - 10	0.01 - 0.3	1
	Visoka naprezanja, vrlo zbijena struktura. Uobičajeno povoljno za stabilnost, osim za zidove	10 - 5	0.3 - 0.4	0.5 - 2
	Umjereni pločasti odroni nakon > 1 sata u masivnoj stijeni	5 - 3	0.5 - 0.65	5 - 50
	Pločasti odroni i ekspanzije stijene nakon nekoliko minuta u masivnoj stijeni	3 - 2	0.65 - 1	50 - 200
	Intenzivne ekspanzije stijene i brzo slijedeća dinamička deformacija u masivnoj stijeni	< 2	> 1	200 - 400

***Napomene:** (ii) Za izraženo anizotropno polje naprezanja (ako je mjereno): pri 5 < σ_1 / σ_3 < 10, smanji σ_c na 0.75 σ_c. Ako $\sigma 1 / \sigma 3$ > 10, smanji σ_c na 0.5 σ_c*
(iii) Malo je zabilježenih slučajeva gdje je dubina krune pod površinom manja od širine raspona. Predlaže se SRF povećati sa 2.5 na 5 za niska naprezanja

			σ_θ / σ_c	SRF
Pritiskajuća stijena	*Plastično tečenje nekompetentne stijene pod utjecajem visokog pritiska*	Neznatni pritisak pritiskajuće stijene	1 - 5	5 - 10
		Izraženi pritisak pritiskajuće stijene	> 5	10 - 20
Bubreća stijena	*AKtivnost kemijskog bubrenja ovisna o prisustvu vode*	Neznatni pritisak bubreće stijene		5 - 10
		Izraženi pritisak bubreće stijene		10 - 15

B.3. GSI sustav klasifikacije

Tablica B.3. Sustav klasifikacije *GSI* prema Marinos i Hoek (2000) [79]

GEOLOŠKI INDEKS ČVRSTOĆE ZA ISPUCANE STIJENE (Hoek and Marinos, 2000)

Iz litologije, strukture i površinskih uvijeta pukotina, procijenjuje se prosječna vrijednost za GSI. Ne treba nastojati biti previše točan. Navoditi raspon od 33 do 37 je realističnije nego tvrditi da je GSI = 35. Primjetiti da tablica nije primjenjiva na strukturne rasjede. Gdje slabe planarne strukturne ravnine postoje s nepovoljnom orijentacijom s obzirom na lice iskopa, iste će dominirati u ponašanju stijenske mase. Posmična snaga površina u stijenama koje su podložne propadanju kao rezultatu promjena u sadržaju vlage bit će smanjena u prisustvu vode. U radu sa stijenama povoljnih do vrlo slabih kategorija, može se učiniti pomak ulijevo u mokrim uvjetima. Vodni tlak se tretira preko analize efektivnih naprezanja.

POVRŠINSKI UVIJETI

	VRLO DOBRA Vrlo hrapave, svježe nerastrošene površine	DOBRA Hrapava, neznatno rastrošena, hrđasto umrljana površina	POVOLJNA Glatka, umjereno rastrošena i alterirana površina	SLABA Skliske, izrazito rastrošene površine sa kompaktnim prevlakama ili ispunama ili uglatim fragmentima	VRLO SLABA Skliske, izrazito rastrošene površine sa prevlakama ili ispunama od meke gline
STRUKTURA	**OPADAJUĆA KAKVOĆA POVRŠINE** ⇨				
INTAKTNA ILI MASIVNA - intaktni stijenski uzorci ili masivna in situ stijena sa malo većih pukotina	90			N/A	N/A
BLOKOVITA - dobro uklještena neporemećena stijenska masa koja se sastoji od pravokutnih blokova nastalih od tri presijecajuća skupa pukotina	80	70	60		
VRLO BLOKOVITA - uklještena djelomično poremećena stjenska masa sa mnogostranim uglatim blokovima formiranim sa 4 ili više skupova pukotina			50		
BLOKOVITA/POREMEĆENA - naborana sa uglatim blokovima od mnogih presijecajućih skupova pukotina. Postojanost ravnina uslojavanja ili šistoziteta			40	30	
RASPADNUTA - slabo uklještena, vrlo izlomljena stjenska masa sa mješavinom uglatih i zaobljenih komada stijena				20	
LAMINIRANA/SMAKNUTA - Nema blokovitosti uslijed zbijenih slabih šistoziteta ili ravnina smicanja	N/A	N/A			10

OPADAJUĆE UKLJEŠTAVANJE STIJENSKIH KOMADA ⇩

B.4. Stupnjevi trošnosti prema EN ISO 14689:2017

Tablica B.4. Stupnjevi trošnosti stijenskih masa prema EN ISO 14689:2017 [48]

Izraz	Opis	Stupanj
Svježa	Nema vidljivih znakova rastrošenosti stijenskog materijala; možebitno blaga diskoloracija na glavnim površinama diskontinuiteta.	0
Blago trošna	Diskoloracija upućuje na trošenje stijenskog materijala i površina diskontinuiteta.	1
Umjereno trošna	Manje od polovine stijenskog materijala je razmrvljeno ili raspadnuto. Svježa ili diskolorirana stijena je prisutna ili kao kontinuirana matrica ili kao jezgreno kamenje.	2
Vrlo trošna	Više od pola stijenskog materijala je razmrvljeno ili raspadnuto. Svježa ili diskolorirana stijena je prisutna ili kao kontinuirana matrica ili kao jezgreno kamenje	3
Potpuno trošna	Sav stijenski materijal razmrvljen ili se raspao u tlo. Izvorna masivna struktura je i dalje uvelike netaknuta.	4
Rezidualno tlo	Sav stijenski materijal je prešao u tlo. Masivna struktura i materijal su uništeni. Došlo je do velike promjene volumena, ali tlo nije bilo znatnije transportirano.	5

Dodatak C – Objavljeni članci

C.1. Vučemilović, H., Mulabdić, M. & Miščević, P. (2021) Corrected Rock Fracture Parameters and Other Empirical Considerations for the Rock Mechanics of Rock Masses of Doha, Qatar

Geotech Geol Eng
https://doi.org/10.1007/s10706-020-01658-y

ORIGINAL PAPER

Corrected Rock Fracture Parameters and Other Empirical Considerations for the Rock Mechanics of Rock Masses of Doha, Qatar

Hrvoje Vučemilović · Mensur Mulabdić · Predrag Miščević

Received: 29 March 2020 / Accepted: 3 December 2020
© The Author(s), under exclusive licence to Springer Nature Switzerland AG part of Springer Nature 2021

Abstract The objective of this paper is to provide insights into the intact rock and rock mass properties of the rock formations under the city of Doha, State of Qatar. We also intend to scientifically clarify these properties by presenting and statistically characterizing the ranges of the parameters, and by discussing the correlations between the parameters with respect to their usage and research potential. The rock quality designation corrected (RQD_C) parameter is validated and a new parameter, the fracture index corrected (FI_C), is proposed. The significantly improved correlation between RQD_C and FI_C is demonstrated and their derivation is explained. The paper demonstrates the correlation between the rock mass estimation parameters obtained through rock face mapping and discusses the applicability of the Hoek–Brown criterion to the studied rock masses, which is found to be relevant. A discussion about how properly performed triaxial tests can directly provide the rock constant m_i values for all geological members is presented. Other estimation approaches for m_i are also validated and compared with the existing knowledge base. Data for laboratory and field intact rock and rock mass parameters are combined using equations from various authors to obtain narrow ranges for rock mass strength and rock mass elasticity modulus values. Finally, within the framework of previous studies by other authors on the low-end transition range of rocks toward soils, it is shown that only the Rus formation member is sufficiently soft and can be included in the range.

Keywords Doha · Corrected rock fracture parameters · Rock mass properties · Intact rock propertsies · Empirical relations · Hoek–Brown criterion

Abbreviations

$\bar{x}$	Mean value
$\mu_{1/2}$	Median value
n	Number of data points
σ	Standard deviation
CV	Coefficient of variance

1 Introduction

This paper presents the joint work of authors who have had access to a large quantity of geotechnical

H. Vučemilović (✉)
Qatar Trading and Contracting Group, Doha, Qatar
e-mail: hvucemilovic@gfos.hr

H. Vučemilović · M. Mulabdić
Faculty of Civil Engineering and Architecture, University of J.J. Strossmayer in Osijek, Osijek, Croatia

P. Miščević
Faculty of Civil Engineering, Architecture and Geodesy, University of Split, Split, Croatia

Published online: 05 January 2021

Content courtesy of Springer Nature, terms of use apply. Rights reserved.

exploration results, including the project in which the primary author has been professionally engaged, as well as other projects in Doha, State of Qatar. The authors have used the results of the already performed geotechnical lab and field tests.

The exploration data are from 201 boreholes and 171 deep shaft excavations spread over the southern areas of the city of Doha. The excavation depths of the shafts were 6–30 m. During the shaft excavations, rock face mapping evaluations were undertaken at every stage to determine the following parameters: tunnel quality index (*Q*) (Barton et al. 1974), rock quality designation (*RQD*) of the rock mass, geological strength index (*GSI*) (Hoek et al. 1995), weathering grade (ISO 14689:2017), and geological layer. The logging data from boreholes and lab tests yielded the following parameters: total core recovery (*TCR*), solid core recovery (*SCR*), *RQD* (Deere 1963), unconfined compressive strength (*UCS*), point load index (I_S50), secant elasticity modulus (E_S), Brazilian tensile strength (*BTS*) tests, and triaxial parameters at failure σ_1 and σ_3. The boreholes were drilled with triple and double tube rotary core technology and the diameters of the rock samples were $\approx$ 80 mm and $\approx$ 100 mm, respectively. The boreholes were drilled to depths of 20–40 m.

A brief review of the local geology is given in Sect. 2. The test mechanisms, statistics and numerical ranges for most of the presented data for the boreholes and rock face mapping are presented in Sect. 3. An in-depth and theoretical analysis of the *RQD* parameter is conducted in Sect. 4 and is based on the equation by Hudson and Harrison (2000), which relates the *RQD* to the fracture frequency λ and the threshold value t. From this theoretical background, two major features of the *RQD* parameter (i.e., cumulative of all core lengths and the threshold value) and the major disadvantages of the parameter are discussed with reference to previous works (Ahmed 2013; Azimian 2015; Haftani et al. 2015; Zhi and Jun 2015; Chen et al. 2019 etc.). Two other *RQD*-based parameters are discussed: *RQD* global (RQD_G), as denoted in this paper, which is equivalent to the *RQD* output of the rock face mapping sessions, and *RQD* corrected (RQD_C), which was first proposed by Li et al. (2009). Details about the RQD_C are based on the logging and photographic records from the studied boreholes. In Sect. 5, we discuss the existing fracture index (*FI*) parameter, which is equivalent to λ, but is named differently. The limitation of *FI* was set to 20 by Vali and Arpa (2012). A new rock fracture parameter, the fracture index corrected (FI_C), is proposed for use in conjunction with RQD_C at a value limitation of 40. An exemplary core logging analysis is provided for two core boxes to compare the values derived for *RQD*, *FI*, RQD_C, and FI_C. The correlation between the corrected parameters is shown to yield a much better coefficient than the correlation between the uncorrected parameters. Section 6 discusses the following rock face mapping parameters and their correlations: *Q* and RQD_G (Barton 1974; NGI 2015), and *GSI* (Hoek et al. 1995). A deeper analysis is also provided for the joint set parameter J_n, which is a *Q*-component parameter. The recommendations on the applicability of the Hoek–Brown criterion (Hoek 2007) to the studied rock masses are also discussed. Intact rock properties are discussed in Sect. 7. The most abundant test results derived from the cores are analyzed (*UCS*, I_S50, and E_S), which do not show useful correlations. The BTS results are converted to uniaxial tensile strength (UTS) values based on the work by Perras and Diederichs (2014). Triaxial test data are explained and details on how the data are used by designers on projects in Qatar are demonstrated. An explanation about how the tests ought to be performed is provided, with reference to Mostyn and Douglas (2000), since the considered triaxial tests were performed in a way that, prevents the determination of the m_i parameter using the Hoek–Brown criterion. A proposal by Arshadnejad and Nick (2016) is reviewed and the tensile and compressive strength results are applied to obtain the m_i in an alternative way. Section 8 details the calculations of the rock mass parameters using equations from various authors (Hoek and Brown 1997; Barton 2002; Hoek et al. 2002; Gokceoglu et al. 2003; Zhang 2009; Hoek and Diederichs 2006; Galera et al. 2007; Carvalho et al. 2007; Carter et al. 2008) and discusses the theories by Carvalho et al. (2007) and Carter et. al. (2008) and the position of studied rock masses with respect to the low-end transition zone from rocks to soils. We note that throughout the remaining sections, references are made to previously published works on Qatari rock masses (Cavelier et al. 1970; Sadiq and Nasir 2002; Fourniadis 2010; Stypulkowski et al. 2014; Karagkounis et al. 2016; Kassem 2016; Jakubowski et al. 2017; Stypulkowski and Bernardeau 2018).

Content courtesy of Springer Nature, terms of use apply. Rights reserved.

2 Local Geology

The geology of Qatar is described as detailed by Cavelier et al. (1970) and Sadiq and Nasir (2002). Qatar is an extended peninsula on the Arabian Peninsula pointing northward to the Arabian Gulf. In geological terms, because of its position on the edge of the Arabian Peninsula, Qatar is part of the Arabian Gulf Basin. The Qatar peninsula has accumulated sediments with little discontinuation and has not seen major tectonic activities since the Paleozoic. The sediments which are overlying the basement rocks in Qatar are estimated to be more than 10 km thick. Qatar builds an exposed part of the Arabian shelf between the Arabian Shield and the mobile belt of Iran. Its center is positioned at about 25°N, 51°E. In terms of topography, Qatar has a low relief landscape with an elevation not higher than about 110 m MSL. Structurally, Qatar is an elliptical anticline arch with a main axis in N–S direction. The exposed geologic succession consists of Tertiary limestone and dolomite with interbedded claystone, shale, gypsum, and marl and covered in places by Quaternary sediments. Major faulting is not observable.

Locally available geological records point to a thin layer of unconsolidated soils at ground surface overlying the bedrock of the Simsima Member of the Upper Damman Subformation, which stems from the Eocene period (approximately 45–55 million years), and overlying the shales of the Midra Shale unit and the claystones and limestones of the Lower Dammam Formation (Rus Formation). The area of Doha falls within the depositional sulfite facies. Noteworthy geologic and geotechnical analyses for the Doha rock masses have been provided by Fourniadis (2010), Karagkounis et al. (2016), and Stypulkowski et al. (2014). Table 1 provides an overview of the geological members and layers 40 m from the surface for the rock masses in the studied area in Doha.

Photos from the rock face mapping sessions showing the appearance of the different members and layers in the rock mass are shown in Figs. 1, 2, 3, and 4.

3 Test Mechanisms and Results

The following lab tests were completed by commercial laboratories. The *UCS* test was performed as a standalone test according to the ASTM (American Standards for Testing of Materials) D7012-10 (2010), method C. The *UCS* with E_S tests were done according to the ASTM D7012-10 (2010), method D. The I_S50 tests were performed according to ISRM (International Society for Rock Mechanics 1985) and ASTM D5731-08 (2008). The triaxial tests were done according to the ASTM 7012–10 method A; and the BTS tests were performed according to Hatheway (2009) and ASTM D3967 (2016). The I_S50 test featured predominantly axial and diametral loading and failure modes; a small number of samples failed in the invalid axial mode. The uncorrected I_S50 value was obtained and then converted to the final I_S50 value using the size correction factor. The load tips spacing was 65–85 mm. The *UCS* and E_S tests were conducted for cylindrical samples with a dimension ratio of 2.0 to 2.5 and machined perpendicular ends. Failure modes were presented photographically and descriptively as spalling, cracking, or shearing. The E_S values were determined from the plotted graphs of axial strain versus axial stress.

The triaxial tests were also conducted on cylindrical samples with a dimension ratio of 2.0 to 2.5, machined perpendicular ends, and stress adjusted loading. The *BTS* tests were conducted on samples with a dimension ratio of 0.6 to 0.8. In all tests, the loading was stress adjusted at a continuous rate (kN/s). It should be noted that such loading setup caused failures without the onset of ductile strains in a majority of cases, particularly for the *UCS* and triaxial tests.

The test results from the rock face mapping sessions, which were conducted in line with ISO 14689:2017, were as follows. The mean Q values were 1.43, 1.96, and 1.67 for the SL (Simsima limestone), MSH (Midra shale), and RUS (Rus formation) members, respectively. Thus, the rock mass was classified as poor according to the Q system. The mean *GSI* values were 40, 41, and 49, respectively, while the mean RGD_G values were 49, 58, and 55%, respectively. The details for these parameters are discussed in Sect. 6.

The *RQD* values from the boreholes had mean values of 62, 79, and 65% for the SL, MSH, and RUS members, respectively. Based on the *RQD* results from the boreholes, the rock mass can be classified as fair for the SL and RUS members, and good for the MSH member. The weathering grades were based on the ISO 14689:2017 standard; on average, the SL member

Content courtesy of Springer Nature, terms of use apply. Rights reserved.

Table 1 Overview of the geology of the rock masses in Doha[a]

Member	Layer	Description	Thickness
	Artificial ground and residual soil	Light brown, silty, sandy, medium to coarse, poorly graded gravel and light brownish-grey, silty, sandy, gravelly, angular, medium to coarse, poorly graded sand and gravel	0.2 to 4.1 m
Simsima limestone (SL)	Weathered Simsima limestone (WSL)	Weak/very weak, light brownish-grey/light pinkish-brown, fine-grained dolomitic limestone to dolomite, completely disintegrated, calcareous; occasional (20–25%) pockets of extremely weak calcisiltite	0.5 to 17.5 m
	Simsima limestone (SL)	Weak, light brownish-grey, fine-grained limestone to dolomite, fresh to completely weathered, calcareous	2.5 to 22.5 m
	Basal Simsima limestone (BSL)	Very weak to weak, light brownish-grey/dark yellowish-brown/light pinkish-brown, thickly laminated/fine-grain, dolomitic limestone to dolomite; occasional alternations with siltstone, fresh to medium weathered, calcareous	0.35 to 5.75 m
Midra shale (MSH)	MSH	Extremely weak to weak, light brownish-grey/light white, fine-grain, detrital, calcareous siltstone with horizontal laminar bedding; siltstone is interbedded with weak to moderately strong limestone/dolomite	0.4 to 8.3 m
Rus formation (RUS)	Khor limestone (KLS)	Weak to medium strong, light-brownish to off-white to light brown, fine grain dolomitic limestone to dolomite, fresh to slightly weathered (occasionally), calcareous, with few voids and occasional nodules and veins of crystalline gypsum	0.2 to 4.2 m
	Rus calcareous (RUS)	Very weak to medium strong, light brownish-grey, light white–grey, fine-grain/thinly bedded, dolomite to dolomitic limestone, fresh to medium weathered; gypsum layers are at greater depths (the layer was not fully penetrated)	

[a]All layers were encountered 40 m from the surface

Fig. 1 Weathered Simsima limestone layer

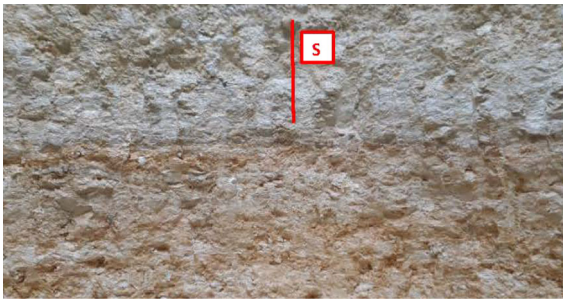


Fig. 2 From the top: Simsima limestone layer and the basal Simsima limestone layer

was moderately to highly weathered (grades 2–3), while the MSH and RUS members were moderately weathered (grade 2). The results are summarized in Table 2.

The other results were as follows. The mean *UCS* values were 26.7 MPa, 18.8 MPa, and 12.9 MPa for the SL, MSH, and RUS members, respectively. Based on the *UCS* results, the intact rock could be classified as weak for the MSH and RUS members, and just above the medium strong threshold for the SL member. The mean I_S50 values were 2.21 MPa, 1.07 MPa, and 0.61 MPa for the SL, MSH, and RUS members, respectively. The mean E_S values were 22.3 MPa, 16.1 MPa, and 9.6 MPa, respectively. For the triaxial tests, the mean axial loads σ_1 were 28.3 MPa, 27.2 MPa, and 21.73 MPa, respectively, while the mean confinement loads σ_3 were 0.37 MPa, 0.59 MPa, and 1.04 MPa, respectively. For the *BTS* tests, the mean values obtained were 3.45 MPa, 2.26 MPa, and 1.03 MPa, respectively. A more elaborate review of the triaxial test results and the tensile

Content courtesy of Springer Nature, terms of use apply. Rights reserved.

Fig. 3 Midra shale layer

Fig. 4 From the top: Midra shale layer, Khor limestone layer, and Rus calcareous layer

Table 2 Rock face mapping results

Member	n	Minimum	Maximum	$\overline{X}$	$\mu_{1/2}$
Q					
SL	962	0.11	6.22	1.43	1.11
MSH	65	0.52	4.67	1.96	1.91
RUS	30	0.29	5.33	1.67	1.29
TOTAL	1057	0.11	6.22	1.47	1.13
GSI					
SL	962	5	65	40	40
MSH	65	40	65	41	50
RUS	30	25	70	49	48
TOTAL	1057	5	70	41	45
RQD_G (%)					
SL	962	5	75	49	50
MSH	65	30	75	58	60
RUS	30	10	80	55	55
TOTAL	1057	5	80	50	50
Weathering grade					
SL	838	0–1	4–5	2–3	2–3
MSH	65	1	3–4	2	2
RUS	30	1–2	3–4	2	2
TOTAL	933	0–1	4–5	2–3	2–3

strength results can be found in Sect. 7. The results are summarized in Tables 3 and 4.

4 Rock Quality Designation (*RQD*)

From previous works on the subject, Kassem (2016) measured the average *RQD* values from rock face mapping sessions to be 60, 61, and 33% for the SL, MSH, and RUS members, respectively. Vali and Arpa (2012) have demonstrated a relationship between the *RQD* and the fracture frequency λ for a specific location. Karagkounis et al. (2016) dealt with the applicability of *RQD* and the coring parameters for the SL member of Doha rock masses. As defined by Deere et al. (1963), the *RQD* parameter, which is expressed as a percentage, is the total length of all the cores in a core run that are longer than 0.1 m divided by the length of the core run. A general relationship between the *RQD* and the fracture frequency λ was first established by Priest and Hudson (1976) as:

$$RQD* = 100(0.1\lambda + 1)e^{-0.1\lambda} \quad (1)$$

where the asterisk * indicates a theoretical value. The following equation by Hudson and Harrison (2000) takes the length of the threshold t, which is assumed to be any value other than 0.1 m, into account:

$$RQD* = 100(t\lambda + 1)e^{-t\lambda} \quad (2)$$

The fracture frequency λ is defined as the number of discontinuities in a core run divided by the length of the core run, which is the number of discontinuities per meter of length. It should be noted that λ is sometimes used in core logging for projects in Qatar under the name fracture index (*FI*). The following equations can be used to determine the fracture frequency λ or *FI*:

$$\lambda = \frac{n_d}{L} = FI \quad (3)$$

$$n_d = N - 1 \quad (4)$$

where n_d is the number of discontinuities, or fractures, and N is the number of rock cores, L is core run length.

Content courtesy of Springer Nature, terms of use apply. Rights reserved.

Table 3 Summary of the Triaxial test data

Member	n	Minimum $\sigma 1$ [MPa]	Maximum σ1 [MPa]	$\overline{X}$ $\sigma 1$ [MPa]	Minimum $\sigma 3$ [MPa]	Maximum σ3 [MPa]	$\overline{X}$ $\sigma 3$ [MPa]	$\overline{X}$ c [MPa]	$\overline{X}$ φ [°]
SL	123	6.54	79.9	28.3	0.05	1.07	0.37	1.22	71.9
MSH	33	8.30	60.4	27.2	0.21	1.17	0.59	1.47	65.3
RUS	57	9.18	66.4	21.7	0.23	2.60	1.04	1.24	59.1

Table 4 Summary of the test results from the boreholes

Member	n	Minimum	Maximum	$\overline{\overline{X}}$	$\mu_{1/2}$	σ	CV
UCS [MPa]							
SL	671	1.0	103.4	26.7	20.7	20.15	0.75
MSH	209	0.07	89.4	18.8	15.5	13.44	0.72
RUS	392	0.03	173.6	12.9	8.25	14.11	1.09
Is50 [MPa]							
SL	1025	0.05	15.0	2.21	1.63	1.92	0.87
MSH	268	0.02	6.91	1.07	0.45	1.25	1.25
RUS	605	0.01	18.0	0.61	0.22	1.21	1.98
E_S *(GPa)*							
SL	447	0.56	124.5	22.3	13.5	20.9	0.93
MSH	151	3.0	101.3	16.1	7.28	19.9	1.24
RUS	276	0.17	68.4	9.6	4.9	11.9	1.24
RQD (%)							
SL	2744	6.0	100.0	62.0	70.0	32.5	0.53
MSH	589	9.0	100.0	79.0	87.0	23.5	0.29
RUS	1689	7.0	100.0	65.0	70.0	28.8	0.44
TOTAL	5022	6.0	100.0	65.0	73.0	27.9	0.42
BTS [MPa]							
SL	55	0.39	9.74	3.45	2.67	2.39	0.70
MSH	30	0.26	7.05	2.26	2.05	1.72	0.76
RUS	41	0.21	5.72	1.03	0.49	1.26	1.22

In this research, the *RQD* parameter was recorded in two different ways: through core logging and rock face mapping. The advantages and disadvantages of the standard *RQD* method are well known and, thus, alternative approaches have been discussed in various studies (e.g. Ahmed 2013; Azimian 2015; Haftani et al. 2015; Zhi and Jun 2015; Chen et al. 2019); some authors have called for the method to be retired when used to obtain (rock mass rating) *RMR* (Pells et al. 2017). The *RQD* from cores represents a one-dimensional rock quality designation that does not take into account the three-dimensional spatial fractures of the rock mass. The threshold value of the *RQD* also limits the inclusion of cores smaller than 0.1 m and the cores of earth-like materials (Haftani et al. 2015). Figure 5 shows the curves of the theoretical *RQD* (*RQD**) against values of λ (0–50) for various threshold values t, as per Eq. (2). The figure demonstrates the disadvantages of both the *RQD* additive principle and the threshold value principle. The curves show that the larger the threshold value t is the steeper the drop of the *RQD* as a function of λ. This is because the smaller core pieces are disregarded. However, as the threshold value decreases, the drop of *RQD* gets flatter. This is because all the shorter length cores are now taken into account, although their number and, consequently, the number of fractures are not included. It can be argued that using some middle threshold value, such as 0.1 m,

Content courtesy of Springer Nature, terms of use apply. Rights reserved.

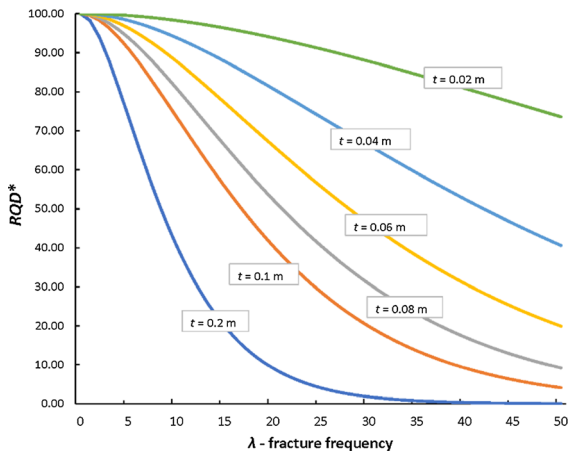


Fig. 5 *RQD** curves calculated using Eq. (2) for different values of threshold *t*

or selecting an appropriate threshold value for a given rock mass (Harrison 1999) balances out these disadvantages, but the statistic repercussions on the parameter still remain, as we shall see in this section.

One of the factors that can be present in any borehole data analysis is the number of fissures and discontinuities in the cores that were induced by the drilling process. If we compare the mean values for the borehole *RQD* data across the geological members with the RQD_G values obtained from rock face mapping, we can see that the borehole values are considerably higher. The fact that cored values are higher from those scanned by geologists during mapping, likely excludes additional induced fracturing from having a major effect on the coring process. Hence, this difference could be attributed to the narrowness and one-dimensionality of the boreholes, which were all vertical, or to the non-sensitivity of the *RQD* to register all discontinuities. The latter is more likely because, while the locally prevailing rock masses display bedding, they do not display any significant dipping, or faulting, which would cause radically different *RQD* results for non-vertical boreholes.

In view of the discrepancies with *RQD*, we made a detailed analysis of the corrected *RQD* parameter from the boreholes, called the RQD_C, which was first proposed by Li et al. (2009). For the purpose of this research, all *RQD* values from the borehole results were converted to RQD_C values. This was done by combining the borehole logs and the core box photographic record analysis for all cored rock samples. The RQD_C is determined as follows:

$$RQD_C = \frac{p_r}{N^a} \tag{5}$$

where p_r is the percentage of recovery, *SCR* (0–100), *N* is the number of cores in a core run, and *a* is the exponent of the power function. The exponent *a* is a variable and must be determined on a case-by-case basis. Through trial and error, it was concluded that the best approximate fit for the considered data for exponent *a* is 0.26 because this value equates the mean values of both parameters:$\bar{x}(RQD_C) = \bar{x}(RQD_G) \approx 50$. In this way, a mean value connection is established between a variable from borehole cores and a variable from the mapping sessions of the rock mass. The statistical criteria for the choice of exponent *a* may differ for any given rock mass type, although in our view it is optimal if the link is made to the mean value. It is important to note that during all shaft excavations, it was seldom that the recorded RQD_G exceeded 80. From the *RQD* data from the boreholes, it is apparent that the most frequent values are 100 and 0. The data summary for the values from the rock face mappings are shown in Table 2.

If we compare the probability density histograms for *RQD*, RQD_C, and RQD_G, we can see that *RQD* does not fit any known natural probabilistic distribution, while RQD_C and RQD_G reasonably well fit a normal distribution (Figs. 6, 7 and 8). The data are displayed in the figures for all geological layers combined. It should be noted that zero values for RQD_C for greatest part stem from the Weathered Simsima (WSL) layer.

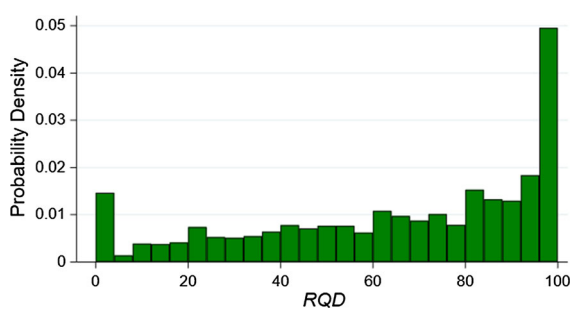


Fig. 6 Probability density histogram of *RQD*

Content courtesy of Springer Nature, terms of use apply. Rights reserved.

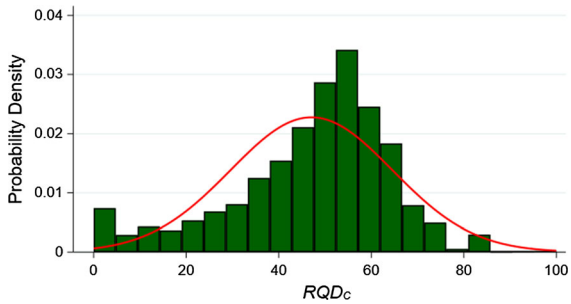


Fig. 7 Probability density histogram of RQD_C

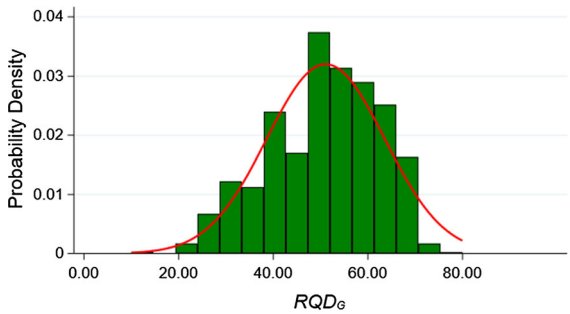


Fig. 8 Probability density histogram of RQD_G

5 Fracture Index (*FI*)

The standard *FI*, which can also be referred to as the fracture frequency λ, is defined as the number of fractures per meter of length of the observed core run. Normally, the parameter is recorded up to the value of 20 (Vali and Arpa 2012). In this research, a novel approach was made concerning the determination of the fracture index, *FI*. The approach enables the inclusion of crushed or weathered zones or soil layers/pockets into the parameter. For core run portions that do not produce a solid core, the p_r, that is, *SCR* value of a particular core run is reduced by a measure. The FI_C takes this into account and is inversely proportional to the reduced p_r. In this approach, core photographs were likewise analyzed to produce the parameter data. The proposed corrected *FI* parameter (FI_C) can be defined as:

$$FI_C = \frac{100(N-1)}{p_r L} \tag{6}$$

where p_r is the percentage of recovery *SCR* (0–100), N is the number of cores in a core run, and L is the length of a core run. Table 5 summarizes the data for RQD_C and FI_C.

Figure 9 shows an example of two core photos from two different boreholes. Table 6 shows how the RQD_C, FI_C, *RQD*, and *FI* values are calculated and how they compare.

The following details should be noted on the logging procedure:

- When there are no crushed zones in the core run, the number of core pieces is greater than number of fractures by 1;
- Crushed zones in between solid core pieces are counted as fractures;
- Crushed zones at either one or both ends of core runs are counted as one additional fracture, hence for crushed zone(s) at end(s) of core runs, the number of cores pieces is equal to the number of fractures.

We can see from Table 6 that the RQD_C values are less prone to drastic changes in value compared with the *RQD* values. For example, a difference of 7 between *SCR* values, such as between rows 4 and 6, corresponds to a difference of 46 between the corresponding *RQD* values, while the difference between the RQD_C values is 7. The *FI* and FI_C values of rows 1, 4, and 6 show the influence of the length of the non-solid core portions on the FI_C value, along with the influence of the actual fracture count. Appendix A shows the rules for the correct determination of RQD_C and FI_C with respect to the core run lengths.

Figures 10 and 11 show the plots of *FI* versus *RQD* and FI_C versus RQD_C for all data. The improvement of the correlation coefficient R^2 is clearly visible in favor of the corrected parameters, as shown in Fig. 11.

$$FI_C \approx -11.7\ln(RQD_C) + 52.7 \quad R^2 = 0.75 \tag{7}$$

The correlation from Fig. 11 yields the above equation with a fair R^2 value of 0.72. The maximum value of FI_C was set to 40. This maximum value setting should be determined based on the obtained frequency and magnitude of higher FI_C values. The choice of selecting the value of 40 was made for several reasons. As shown in Figure 36 and 37 in Appendix B, the spread of the FI_C values is wider than the spread of the *FI* values, which made it incumbent to choose a higher limiting value. As shown by the fitted curve in Fig. 11, the curve begins to asymptotically approach the y-axis for FI_C values greater than 30. It is also observable from Figs. 11 and 36 (Appendix B) that the densest concentration of data points for the FI_C is for values less than 20. Hence, we

Content courtesy of Springer Nature, terms of use apply. Rights reserved.

Table 5 Summary of RQD_C and FI_C data

RQD_C	n	Minimum	Maximum	$\overline{X}$	$\mu_{1/2}$	σ	CV
SL	2893	0	100	45	49	19.97	0.44
MSH	590	0	100	54	55	12.15	0.22
RUS	1695	0	84	48	50	13.35	0.28
TOTAL	5178	0	100	47	50	17.51	0.37
FI_C							
SL	2744	0	40	8	6	10.45	1.23
MSH	589	0	40	6	5	4.11	0.67
RUS	1689	0	40	8	7	5.84	0.70
TOTAL	5022	0	40	8	6	6.58	0.83

Fig. 9 Example of two core photographs (upper and lower)

doubled that value and assumed this would be sufficient to include all outliers.

We can observe in Figs. 12, 13 and 14 that the transformation from FI to FI_C changes the probability distributions from a normal distribution to a log-normal distribution. In this way, the RQD_C parameter assumes the distribution type of the intact rock properties, which will be discussed in Sect. 7.

6 Rock Face Mapping Parameters

In his master thesis, Kassem (2016) demonstrated the dependence of the advancement rates of micro-tunneling machines on the RMR values; he reported that the mean RMR values were 42, 38, and 29 for SL, MSH, and RUS members, respectively. He also demonstrated that the RMR and RQD_G parameters have a linear relationship. RQD_G is a linear factor in the equation for RMR, which is similar to the expression of RQD_G and Q (Fig. 15e and f).

Content courtesy of Springer Nature, terms of use apply. Rights reserved.

Table 6 Exemplary calculations of *RQD*, RQD_C, *FI*, and FI_C for the cores from Fig. 9

		N [cores]	n_d [fractures]	p_r *(SCR)* [%]	*L* [m]	*RQD* [%]	RQD_C [%] *(a = 0.26)*	*FI*	FI_C
	Depth (higher)								
1	19.0–20.5 m	7	7	80	1.5	85	48	5	6
2	20.5–22.0 m	5	4	100	1.5	100	65	3	3
3	22.0–23.5 m	7	6	100	1.5	95	60	4	4
	Depth (lower)								
4	28.1–29.6 m	8	8	83	1.5	66	48	5	6
5	29.6–31.1 m	4	3	95	1.5	95	66	2	2
6	31.1–32.6 m	11	11	76	1.5	20	41	7	9

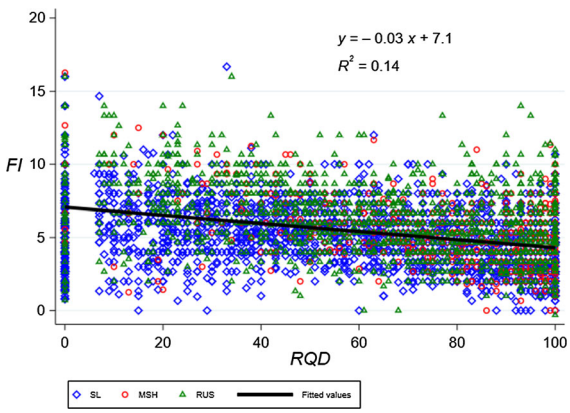


Fig. 10 Correlation plot of *FI* versus *RQD*

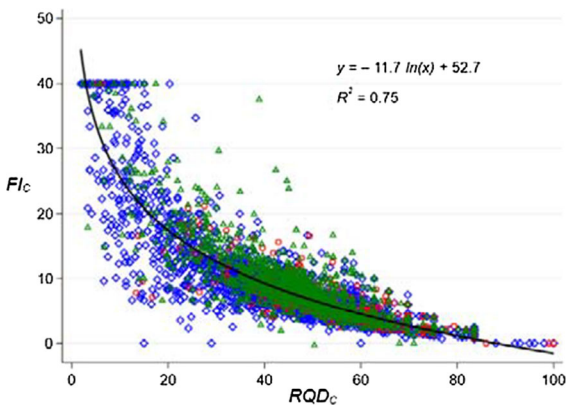


Fig. 11 Correlation plot of FI_C versus RQD_C

Karagkounis et al. (2016) studied the applicability of the *GSI* parameter to rock masses in Qatar and judged that it could be used with caution, while the *RMR* parameter was deemed better suited for usage. Stypulkowski and Bernardeau (2018) used a combination of methods, such as re-logging and mapping, to

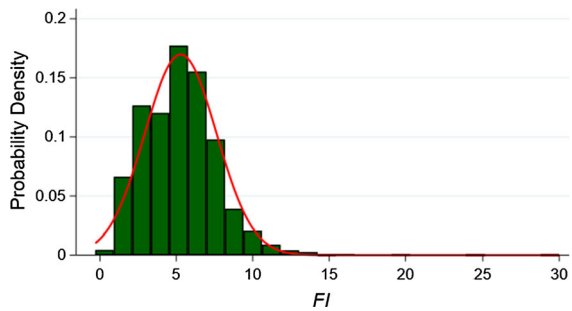


Fig. 12 Probability density plot of *FI*

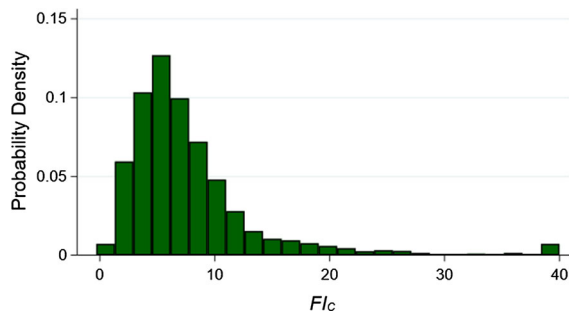


Fig. 13 Probability density plot of FI_C

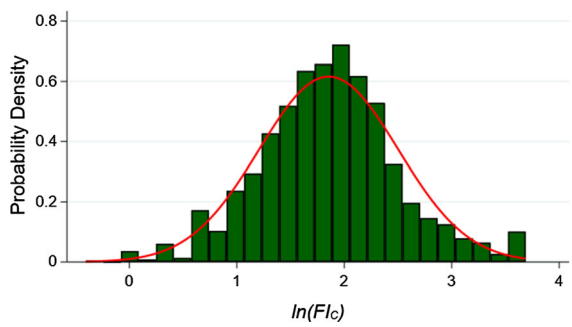
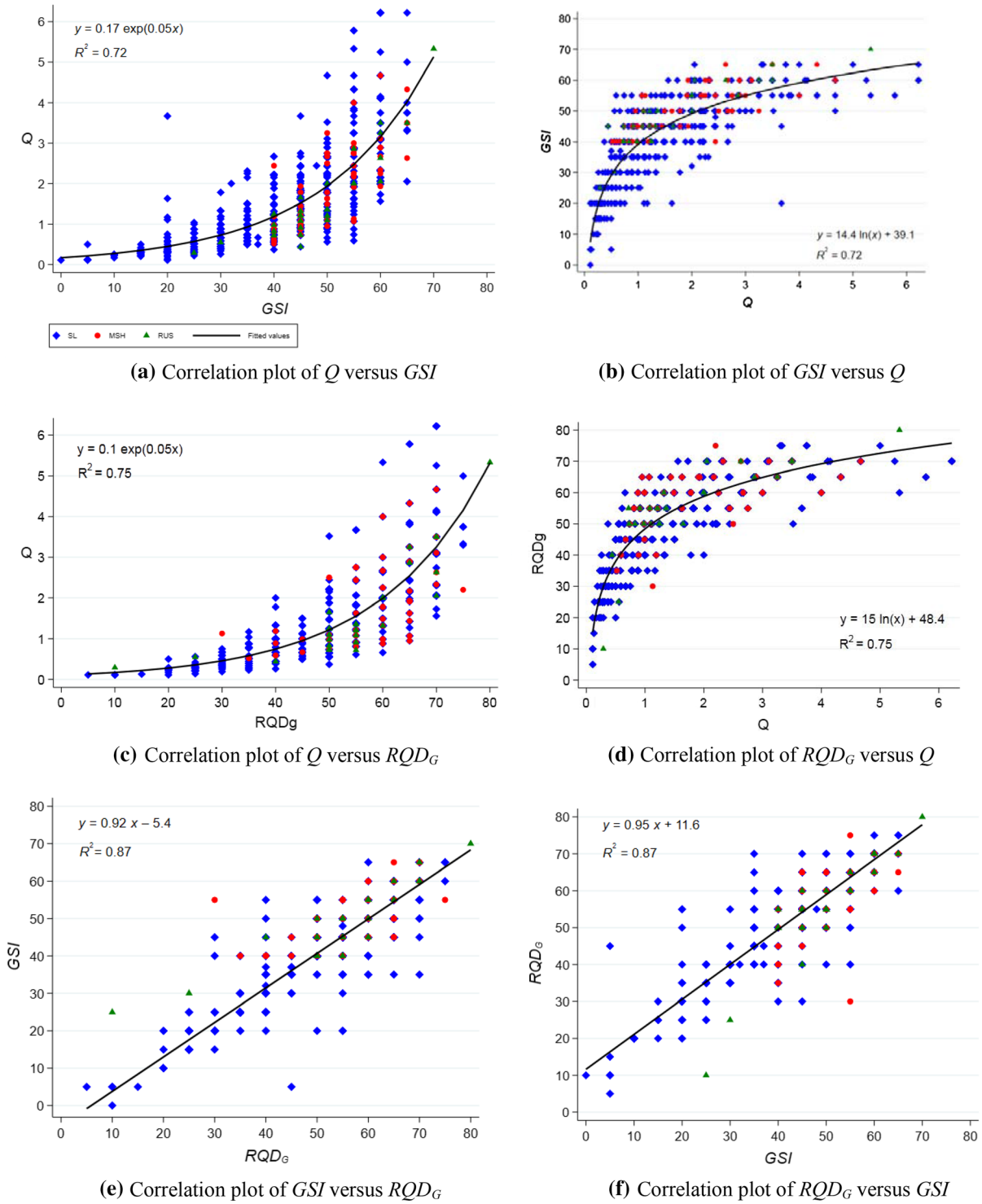


Fig. 14 Probability density plot of $\ln(FI_C)$

Content courtesy of Springer Nature, terms of use apply. Rights reserved.



(a) Correlation plot of *Q* versus *GSI*

(b) Correlation plot of *GSI* versus *Q*

(c) Correlation plot of *Q* versus RQD_G

(d) Correlation plot of RQD_G versus *Q*

(e) Correlation plot of *GSI* versus RQD_G

(f) Correlation plot of RQD_G versus *GSI*

Fig. 15 **a** Correlation plot of *Q* versus *GSI*, **b** Correlation plot of *GSI* versus *Q*, **c** Correlation plot of *Q* versus RQD_G, **d** Correlation plot of RQD_G versus *Q*, **e** Correlation plot of *GSI* versus RQD_G, **f** Correlation plot of RQD_G versus *GSI*

Content courtesy of Springer Nature, terms of use apply. Rights reserved.

demonstrate the logarithmic correlation dependence of *RMR* on *Q*.

The rock mass parameters collected for this paper included the RQD_G, *Q* from Eq. (8), and *GSI*. The data evaluations showed that there is correlation between the three parameters, which results from the nature of the observed rock masses. The correlations are shown in the scatter plots in Figs. 15a–f. The relationships between the three parameters are linear for *GSI* to RQD_G (and vice versa) and exponential/logarithmic for *GSI* to *Q* and RQD_G to *Q* (and vice versa). The dependencies can be calculated using Eqs. (9)–(14) with fair R^2 values between 0.72 and 0.87. It should be noted that Eq. (8) is from Barton et al. (1974) and NGI (2015), but has been rewritten with RQD_G as the component parameter for this paper.

$$Q = \frac{RQD_G}{J_n}\frac{J_r}{J_a}\frac{J_w}{SRF} \tag{8}$$

where J_n is the parameter for the number of joint sets, J_r is the parameter for the joint roughness number, J_a is the parameter for the joint alteration number, J_w is the joint water reduction factor, and *SRF* is the stress reduction factor.

In relation to the presented data, the *Q* parameter was determined to identify the shaft excavation support required. RQD_G was determined in conjunction with previously drilled adjacent boreholes, although this was seldom the case. In a majority of cases, the RQD_G was determined by observing, that is, mapping of the exposed rock face. The subject rock masses have characteristics that, due to the bedding property and weathering, not all fractures are clearly distinguishable, which leads to approximative determinations that are derived from experience. In other words, the determination of one set of parameters depends on the other known parameter set. In their instructions for determining the *RQD* for soft rocks from rock face observations, NGI (2015) (p. 14), stated that "RQD may be difficult to define, and it is therefore important to consider RQD in relation to the other parameters such as SRF and J_n. Some soft rocks may have no or very few joints, and should therefore by definition have a high RQD-value." We could say that such subjective bias is visible in the probability distribution of RQD_G (Fig. 8) because of the skewing toward values higher than the mean.

$$Q \approx 0.17\exp(0.05GSI) \quad R^2 = 0.72 \tag{9}$$

or

$$GSI \approx 14.4\ln(Q) + 39.1 \quad R^2 = 0.72 \tag{10}$$

$$Q \approx 0.1\exp(0.05RQD_G) \quad R^2 = 0.75 \tag{11}$$

or

$$RQD_G \approx 15\ln(Q) + 48.4 \quad R^2 = 0.75 \tag{12}$$

$$GSI \approx 0.92RQD_G - 5.4 \quad R^2 = 0.87 \tag{13}$$

or

$$RQD_G \approx 0.95GSI + 11.6 \quad R^2 = 0.87 \tag{14}$$

If we observe the statistics of the joint set parameter J_n (NGI 2015) which forms part of Eq. (8), shown in Fig. 16 for the *Q* values (Table 2), we can see that the predominant value is 6. The remaining J_n values show a slightly higher distribution of frequencies for 2, 3, and 4 parameter values compared with frequencies for 9, 12, and 15 values. Figure 17 shows the recommendations for the use of the Hoek–Brown criterion (Hoek 2007) depending on the J_n. From the presented J_n values, because of the fact that the most frequent J_n value by far is the value 6, the Hoek–Brown criterion should accordingly be used with caution or not be used. In spite of this, we shall see that there are other

J_n	Description
2	one joint set
3	one joint set plus random joints
4	two joint sets
6	two joint sets plus random joints
9	three joint sets
12	three joint sets plus random joints
15	four or more joint sets

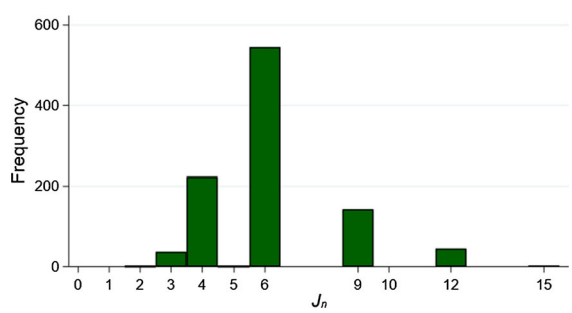


Fig. 16 Frequency of J_n values from the *Q* values

Content courtesy of Springer Nature, terms of use apply. Rights reserved.

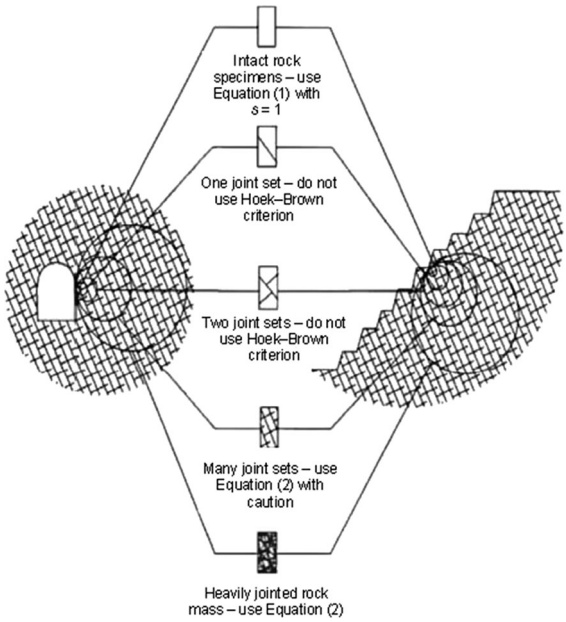


Fig. 17 Transition from intact to a heavily joined rock mass with increasing sample size (Hoek 2007)

factors that make the elaborated rock masses suitable for the Hoek–Brown criterion, in Sects. 7 and 8.

7 Intact Rock Properties

From previous works, Jakubowski et al. (2017) attempted to demonstrate the influence of *UCS* and *BTS*, among other variables, on the operational parameters of segmental tunneling machines. Stypulkowski and Bernardeau (2018) reported the following ranges across all geological members: *UCS* between 2 and 65 MPa, tensile strength from the BTS was 0.1–9.1 MPa, and the I_S50 strength was 0.1–7.5 MPa. The E_S from the uniaxial compression tests was 0.4–49 GPa. Kassem (2016) analyzed a much wider area within and outside the city of Doha and obtained the following average *UCS* values: 37.04 MPa, 22.53 MPa, and 12.56 MPa for SL, MSH, and RUS members, respectively. According to International Society for Rock Mechanics (ISRM) rocks with uniaxial compressive strength in the range of 0.5–25 MPa are characterized as soft rocks. Our data show that the studied Qatari rocks are predominantly soft, with the exception of roughly top 20% of

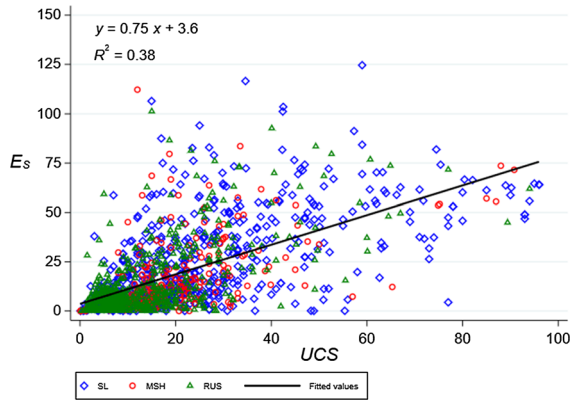


Fig. 18 Plot of E_S versus *UCS*

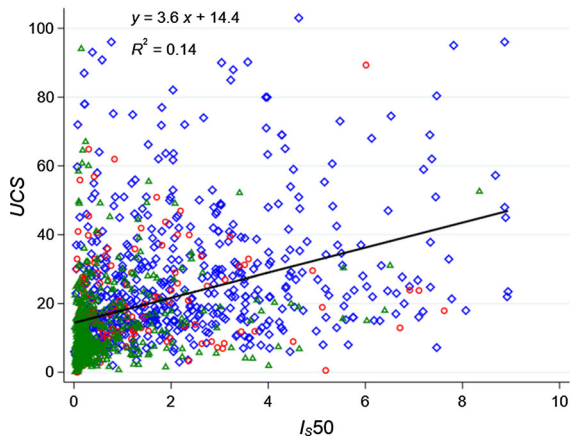


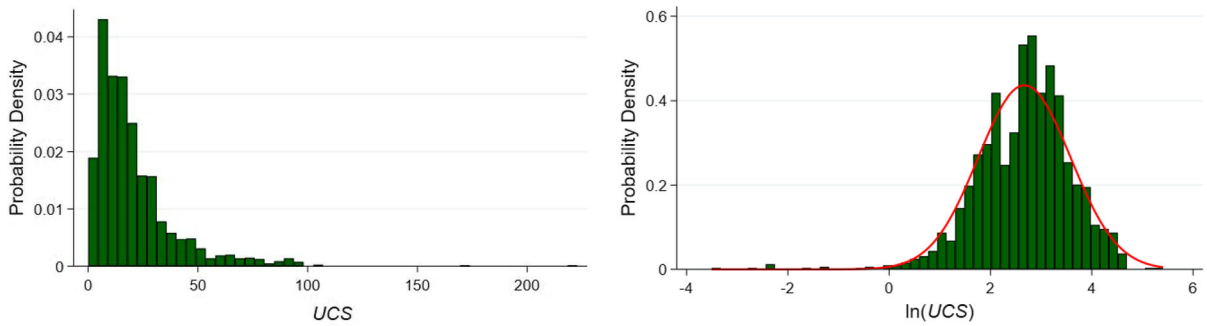
Fig. 19 Plot of *UCS* versus I_s50

UCS values of SL member (SL layer) falling under higher categories (medium hard and hard rocks).

The plots of E_S versus *UCS* and *UCS* versus I_S50 for the entirety of the data for all geological formations are shown in Figs. 18 and 19. The correlation coefficients are very weak for both parameter combinations: $R^2 = 0.38$ and $R^2 = 0.14$, respectively. Although Karagkounis et al. (2016) proposed a regression relationship between *UCS* and I_S50, the results of this paper do not unreservedly support this relationship, because of the weak R^2. The strongest correlation coefficient $R^2 = 0.4$ (not shown in the graph) was obtained for isolated RUS data points, although this is still too weak for a useful correlation equation.

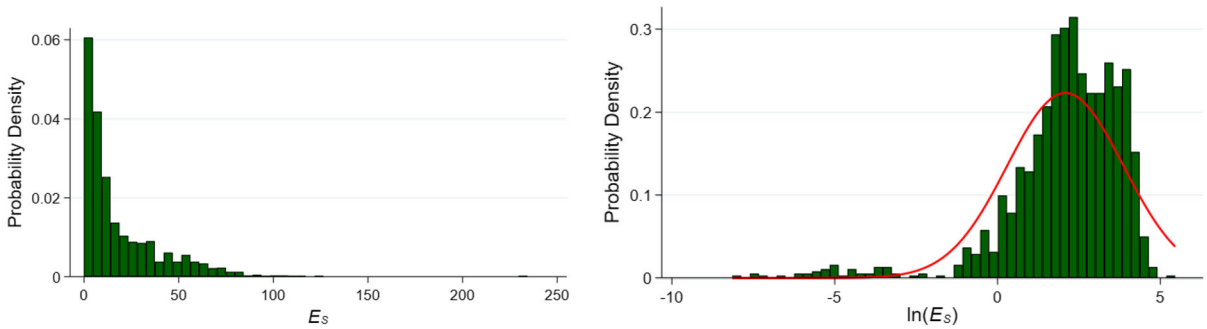
The probability density plots in Figs. 20, 21 and 22 show that all three intact rock properties, *UCS*, E_S, and I_S50, have a log-normal distribution. These

Content courtesy of Springer Nature, terms of use apply. Rights reserved.



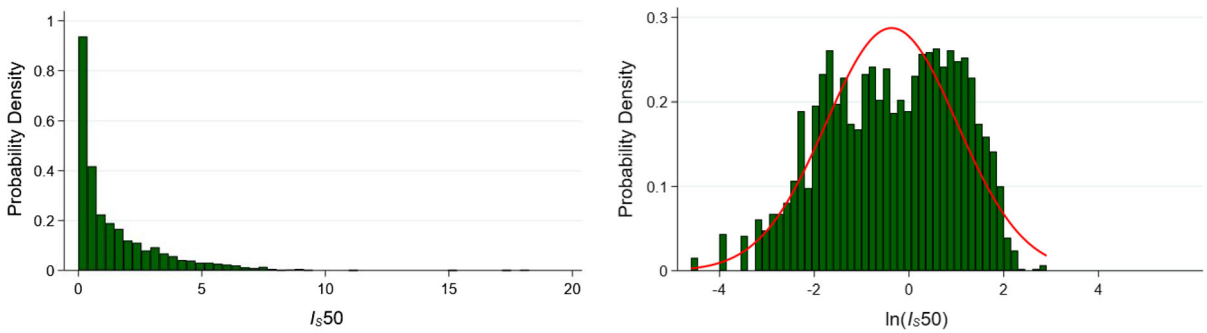
(a) Probability density plot of *UCS* **(b)** Probability density plot of ln(*UCS*)

Fig. 20 **a** Probability density plot of *UCS,* **b** Probability density plot of ln(*UCS*)



(a) Probability density plot of E_S **(b)** Probability density plot of ln(E_S)

Fig. 21 **a** Probability density plot of E_S, **b** Probability density plot of ln(E_S)



(a) Probability density plot of I_S50 **(b)** Probability density plot of ln(I_S50)

Fig. 22 **a** Probability density plot of I_S50, **b** Probability density plot of ln(I_S50)

conclusions were previously made by others, in particular for *UCS* and m_i (Aladejare and Wang 2019). The skewedness of distributions is very pronounced, which explains the high variability of values with a low average value.

The m_i parameter of the Hoek–Brown criterion was not available in the raw geotechnical exploration data collected for this paper. Triaxial tests are seldom performed for projects in the State of Qatar because of the costs involved, the time consumed, and the difficulties with sample selection and preparation. When efforts are undertaken by designers to determine the value of m_i, estimates are made that are based on the guidelines by Hoek and Brown (1997). These

Content courtesy of Springer Nature, terms of use apply. Rights reserved.

estimates constitute the current pre-existing knowledge. For example, the estimated range of m_i from projects which provided data for this paper was 8 ± 1, and 7.5 ± 1.5. The suggested m_i values for micritic limestone according to Hoek and Brown (1997) are 9 ± 2; SL and RUS members fall under micritic limestones. The m_i value for shale according to Hoek and Brown (1997) is 6 ± 2; portions of MSH fall under shale.

A total of 213 triaxial test results were available for this research. Table 3 shows a summary of the data. The last two columns on the right in the table show the equivalent Mohr–Coulomb values derived from sets of three triaxial results each. Designers use triaxial test data in this way on most construction projects in Qatar which feature in-depth geotechnical investigations. Figure 23 shows the plot of τ versus φ of the conversion to Mohr–Coulomb parameters where:

$$\tau = c + \tan(\varphi) \tag{15}$$

From Fig. 23, we can see that the values for the SL member are in the higher range of φ (60°–80°), while they are in the lower range (40°–65°) for the RUS member. The values for the MSH member are at 55°–70°. The correlation factor is quite low (R^2 = 0.58). Karagkounis et al. (2016) have reported lower values for the friction angle, for all members (21°–53°).

The only available tensile test data for this paper were from BTS tests. According to Perras and Diederichs (2014), most sedimentary rocks display a ratio of *UTS* to *BTS* of ≈ 0.68. Table 7 shows the data summary for the converted axial tensile strength data when this ratio is used.

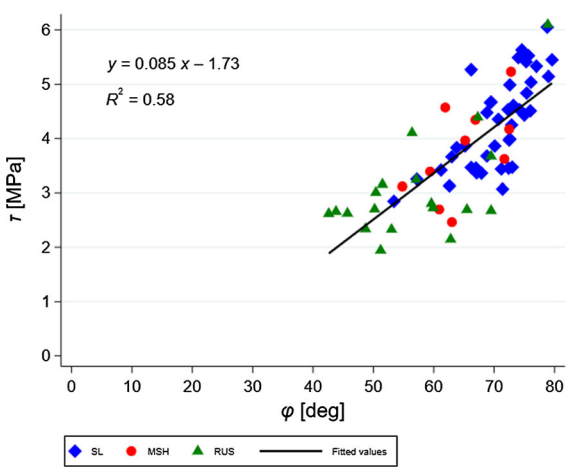


Fig. 23 Mohr–Coulomb conversion values for τ versus φ

Figures 24, 25 and 26 show the plots of the triaxial data for all three geological members. Note that the data points are quite dispersed and that the best R^2 = 0.32 is for the SL member, although this is of secondary relevance as we shall see here. We used the power law function via the least squares method as the correlation model. According to the rules of data fitting for a load envelope for a set of intact rock tests, including the triaxial, compressive, and uniaxial (direct) tensile tests, the fitted curve should transect the negative portion of the *x*-axis at the mean value of the tensile test results (Mostyn and Douglas 2000). Because the mean σ_t values for the SL, MSH, and RUS members are 2.35 MPa, 1.53 MPa, and 0.70 MPa, respectively, it is not possible for the shown curves to transect the *x*-axis at the mean values for the SL and MSH members because the values would be too far to the left. Thus, there is likely a need for the triaxial test to be performed in the higher ranges of the confinement load σ_3, unlike the tests for the SL and MSH members presented here. The largest confinement load for the RUS member samples was 20% of the mean *UCS* value, whereas the percentages were 6% and 4% for the MSH and SL members, respectively. This is in stark contrast to recommendation from Hoek and Brown (1980) to use a maximum possible range of $0 < \sigma_3 < 0.5\ UCS$. The measure of success for using the Hoek–Brown Eqs. (21) and (22) seemed to be independent of the correlation factor if a sufficient confinement load range for σ_3 was achieved, with the range for RUS member just making it as sufficient.

To obtain the m_i parameter values, we first attempted to utilize the following equations: (16) and (17) from Hoek (1994), (18) to (20) from Hoek et al. (2002) and (21) and (22) from Hoek and Brown (1980a). On one hand, these equations gave incoherent and unrealistic results for m_i for the MSH and SL members (see Table 8). On the other hand, these results agreed with the conclusion reached for the fitted curve of the RUS member, which resulted in a realistic m_i.

$$\sigma_1 = \sigma_3 + \sigma_{ci}\left(m_b \frac{\sigma_3}{\sigma_{ci}} + s\right)^a \tag{16}$$

Content courtesy of Springer Nature, terms of use apply. Rights reserved.

Table 7 Summary of converted axial tensile strength data obtained using the ratio of UTS to BTS

σ_t member	n	Minimum (MPa)	Maximum (MPa)	$\overline{X}$(MPa)	$\mu_{1/2}$	σ	CV
SL	55	0.26	6.62	2.35	1.82	1.63	0.70
MSH	30	0.18	4.79	1.53	1.04	1.17	0.76
RUS	41	0.14	3.89	0.70	0.33	0.86	1.22

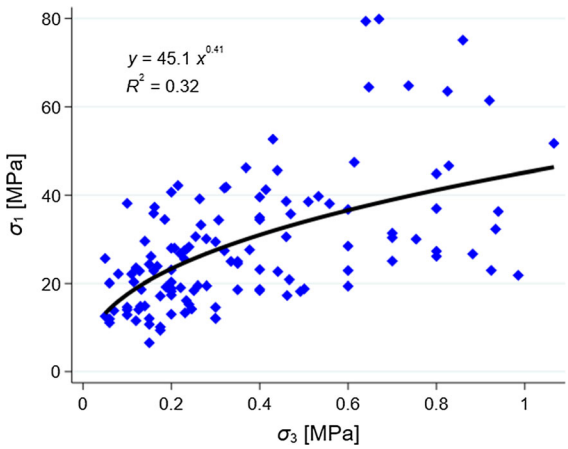


Fig. 24 Triaxial data for the SL member

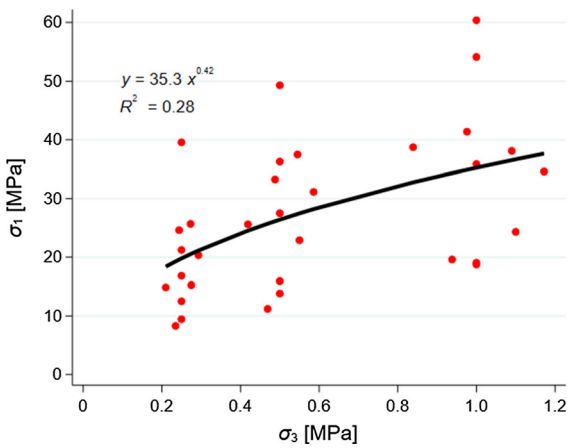


Fig. 25 Triaxial data for the MSH member

$$\sigma_1 = \sigma_3 + \sigma_{ci}\left(m_i \frac{\sigma_3}{\sigma_{ci}} + 1\right)^{0.5} \tag{17}$$

$$m_b = m_i \exp\left(\frac{GSI - 100}{28 - 14D}\right) \tag{18}$$

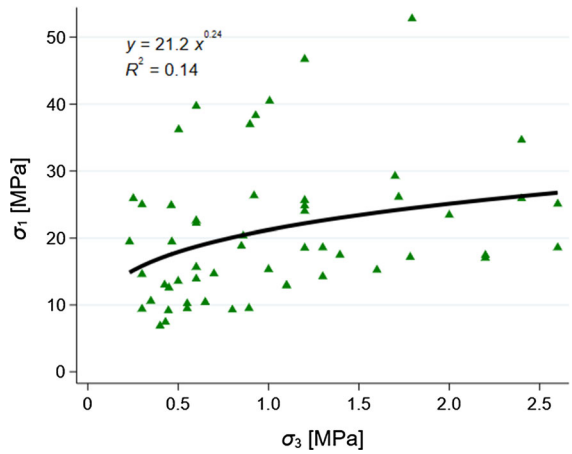


Fig. 26 Triaxial data for the RUS member

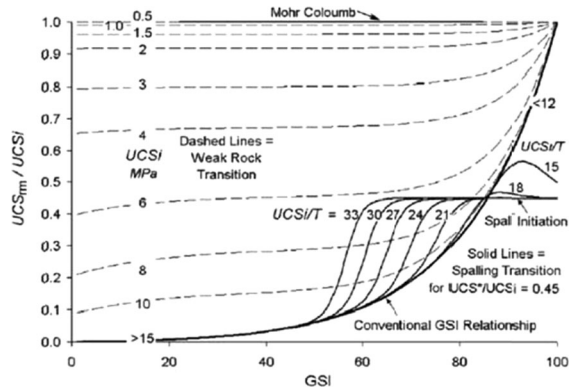


Fig. 27 Contour plot of UCS_{rm}/UCS versus GSI (Carter et al. 2008)

$$s = \exp\left(\frac{GSI - 100}{9 - 3D}\right) \tag{19}$$

$$a = 0.5 + \frac{1}{6}\left(\exp\left(\frac{-GSI}{15}\right) - \exp\left(\frac{-20}{3}\right)\right) \tag{20}$$

The values used for this research data included GSI (from Table 2) and $D = 0$ (where the local rock masses are assumed to be undisturbed).

Content courtesy of Springer Nature, terms of use apply. Rights reserved.

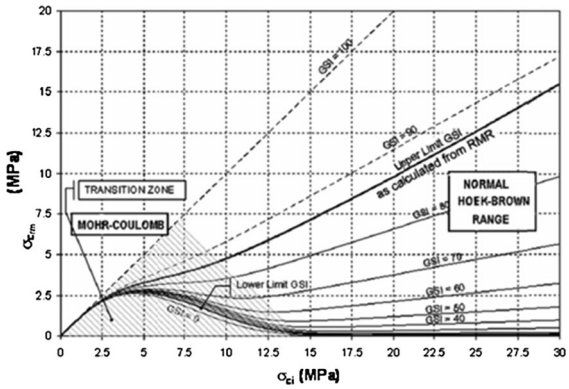


Fig. 28 Contour plot of $\sigma_{crm} = UCS_{rm}$ versus *GSI* and *UCS* in the transition zone – (Carvalho et al. 2007)

$$\sigma_{ci}^2 = \frac{\sum y}{n} - \left[\frac{\sum xy - \sum x \sum y/n}{\sum x^2 - (\sum x)^2/n}\right]\frac{\sum x}{n} \tag{21}$$

$$m_i = \frac{1}{\sigma_{ci}}\left[\frac{\sum xy - \sum x \sum y/n}{\sum x^2 - (\sum x)^2/n}\right] \tag{22}$$

where $x = \sigma_3$ and $y = (\sigma_1 - \sigma_3)^2$.

Arshadnejad and Nick (2016) proposed regression Eq. (23) to determine the values of m_i for sedimentary rocks from 59 different cases. Table 8 gives the values of m_i when the mean values of *UCS* and σ_t (*UTS*) are inserted into the equation. These m_i values were used to obtain the m_b values from the Hoek and Brown (1997) expressions because the m_i values from Eq. (22) for the SL and MSH members cannot be applied. We observed that the values obtained using Eq. (23) agreed with the pre-existing knowledge base for the m_i parameter. The *R index* values (which is ratio of compressive and tensile uniaxial strength) were determined for both the *BTS* values and for the converted σ_t (*UTS*) values according to Cai (2010) and Richards and Read (2011). The *R index* for the *BTS* values was closer to the values obtained using Eq. (23), as well as to the existing knowledge base (Table 8).

$$m_i = \exp\left(1.3\frac{UCS - 2.5\sigma_t}{\sigma_t}\right)^{0.26} \tag{23}$$

Equations (24)–(27) present the Carvalho et al. (2007) approach for materials at the low-end transition between rocks and soils. The model proposes that the transitional rock strength is bound between 0.5 MPa and 10–15 MPa. The p_a is the atmospheric pressure equal to 0.1 MPa. The model converts the Hoek–Brown parameters of a, s, and m_b into transitional equivalents. Within these set limits, the criterion is only applicable to the RUS member (Table 8) because the average *UCS* values of the MSH and SL members are higher than 15 MPa.

$$f_T(UCS) = 1 \quad UCS < 5p_a \tag{24a}$$

$$f_T(UCS) = \exp\left(\frac{-(UCS - 5p_a)^2}{250p_a}\right) \quad UCS \geq 5p_a \tag{24b}$$

$$s^* = s + (1 - s)f_T(UCS) \tag{25}$$

$$a^* = a + (1 - a)f_T(UCS) \tag{26}$$

$$m_b^* = [m_b + (m_i - m_b)f_T(UCS)]/(4a^* - 1) \tag{27}$$

From Table 8, we can see that the equation from Hoek et al. (2002) gives usable values for the s and a parameters, but incoherent values for the m_i parameter with the exception of the RUS member.

Table 8 Summary of the derived m_i and related values from equations by several authors[a]

	n	Hoek and Brown (1980a)		Hoek et al. (2002)			Arshadnejad and Nick (2016)		Cai (2010)		Carvalho et al. (2007)			
		σ_{ci}	m_i	a	s	m_b	m_b	m_i	*R index* (UCS/σ_t)	*R index* (UCS/BTS)	$f_T(UCS)$	s^*	a^*	m_b^*
SL	123	12.54	*179.2*	0.51	0.00127	*21.02*	0.774	**6.60**	11.4	**7.75**				
MSH	33	14.41	*78.0*	0.51	0.00142	*9.48*	0.843	**6.94**	12.3	**8.36**				
RUS	57	18.15	**8.23**	0.50	0.00345	**1.33**	**1.457**	**9.01**	18.4	**12.51**	0.00213	0.00557	0.501	**1.35**

[a]Italic = incoherent results; bold = good agreement

Content courtesy of Springer Nature, terms of use apply. Rights reserved.

The m_i value for the RUS member from Hoek and Brown (1980a) is very similar to that from Arshadnejad and Nick (2016). The *R index* values and the values of m_i from Arshadnejad and Nick (2016) show reasonable similarity and indicate that m_i gradually increases with depth. Same can be stated when comparing m_b for RUS member from Arshadnejad and Nick (2016) and Hoek et al. (2002). The m_b value according to Carvalho et al. (2007) changes slightly in comparison with the m_b from Hoek and Brown (1997) because the RUS member is at the very top range of the transition zone, as can be seen in Fig. 28.

8 Rock Mass Properties

Previous authors have classified the rock masses in Doha as soft ground (Stypulkowsku and Bernardeau 2018). However, this classification was made in relation to the TBM (Tunnel Boring Machine) tunneling practice, which is predominantly used in hard rocks. The weak/soft rock classification was also referenced by Jakubowski et al. (2017) and Kassem (2016).

Figure 27 shows the graph of strength ratio UCS_{rm}/UCS as a function of *GSI* from Carter et al. (2008); several parameter relationships are defined for the low-end transition area corresponding with low *UCS* values of the rock. The graph only covers rock strengths up to 15 MPa, which applies to the RUS member. For the values $GSI = 50$ and $UCS = 12.8$, the corresponding value of $UCS_{rm}/UCS \approx 0.1$, which indicates that the strength ratio of rock mass to intact rock is 0.1.

Figure 28 shows a graph of $\sigma_{crm} = UCS_{rm}$ as a function of *GSI* and *UCS* by Carvalho et al. (2007). Looking at the graph, we can conclude that the RUS member barely enters the transition zone, as established in Sect. 7. We can see from the graph that for $GSI = 50$ (Table 2) and 12.5 MPa UCS (Table 4), the compressive strength (σ_{crm}) of the rock mass for RUS is $\approx$ 1.0 MPa. From the graph, we can also read the σ_{crm} values for the SL and MSH members. For MSH, $GSI = 40$, 18.8 MPa UCS gives $\sigma_{crm} \approx 0.6$ MPa; for SL, $GSI = 40$, 26.7 MPa UCS gives $\sigma_{crm} \approx 0.8$ MPa. Of course, using graphs at their boundaries and low-resolution areas is not the most accurate way to determine these values, although we find it is justified because of the lack of other options.

We tried to obtain more values for the rock mass properties; rock mass compressive strength, rock mass elasticity modulus and rock mass tensile strength (for RUS member only), and compare them in Table 9. Vasarhelyi and Kovacs (2016) provided a summary of most equations for rock mass empiricism that are currently in circulation by the research community. Given the constraints of this research paper, the equations that were considered were as follows: Eqs. (28), (32) and (35) from Hoek et al. (2002), Eqs. (24) through (27) from Carvalho et al. (2007), Eq. (29) from Barton (2002), Eq. (30) from Galera et al. (2007), Eq. (31) from Hoek and Diederichs (2006), Eq. (33) from Hoek (2004) (personal communication) via Zhang (2009), and Eq. (34) from Gokceoglu et al. (2003). In their paper, Karagkounis et al. (2016) pointed to the usefulness of some of these equations for the studied rock masses and provided values for the rock mass modulus of elasticity, which were higher than values calculated in this paper (1.0–10.5 GPa).

$$\sigma_{crm} = UCS \times s^a \tag{28}$$

$$E_{rm} = 10\left(Q\frac{UCS}{100}\right)^{\frac{1}{3}} \tag{29}$$

$$\frac{E_{rm}}{E_S} = \left(\frac{\sigma_{rm}}{UCS}\right)^{\frac{2}{3}} \tag{30}$$

$$E_{rm} = E_S\left(0.02 + \frac{1 - D/2}{1 + \exp((60 + 15D - GSI)/11)}\right) \tag{31}$$

$$E_{rm} = \left(1 - \frac{D}{2}\right)\sqrt{\frac{UCS}{100}}10^{(GSI-10)/40} \tag{32}$$

$$\sigma_{cm} = UCS \times 0.036e^{GSI/30} \tag{33}$$

$$E_{rm} = 0.1451e^{0.0654GSI} \tag{34}$$

$$T_{rm} = -s\frac{UCS}{m_b} \tag{35}$$

We can see that the results for σ_{crm} obtained from the first three authors presented in the table are quite similar and are within a narrow range. However, at the same time, the relative relationships of values within columns and between the formations is less clear. The

Content courtesy of Springer Nature, terms of use apply. Rights reserved.

Table 9 Summary of the rock mass values from Eqs. (28) through (35) and Figs. 27 and 28

Authors	Hoek et al. (2002)	Carvalho et al. (2007)	Carvalho et al. (2007)	Carter et al. (2008)	Hoek (2004)	Barton (2002)	Galera et al. (2007)	Hoek and Diederichs (2006)	Hoek et al. (2002)	Gokceoglu et al. (2003)	Hoek et al. (2002)
Equations/graphs	(28)	(24) to (27)	Graph/ Fig. 28	Graph/ Fig. 27	(33)	(29)	(30)	(31)	(32)	(34)	(35)
Variables	$\sigma_{crm(1)}$ via UCS, s and a [MPa]	σ_{crm} via UCS, s^* and a^* [MPa]	σ_{crm} via UCS and GSI [MPa]	σ_{crm} via UCS and GSI [MPa]	σ_{crm} via UCS and GSI [MPa]	E_{rm} via UCS and Q [GPa]	E_{rm} via $\sigma_{crm(1)}$, E_s and UCS [GPa]	E_{rm} via GSI and E_s [GPa]	E_{rm} via UCS and GSI [GPa]	E_{rm} via GSI [GPa]	T_{rm} via s, UCS and m_b [MPa]
SL	0.89	–	0.80	–	3.65	7.25	2.30	3.56	2.90	1.98	
MSH	0.66	–	0.60	–	2.65	7.17	1.73	2.75	2.58	2.12	
RUS	0.76	0.96	1.00	1.29	2.37	5.99	1.45	2.77	3.39	3.57	− 0.033

highest σ_{crm} values are from Hoek (2004). The smallest values are obtained from Hoek et al. (2002). Smallest values for E_{rm} are obtained indirectly via σ_{crm} (Hoek et al. 2002) from Galera et al. (2007). Medium E_{rm} values are obtained using GSI (Hoek and Diederichs 2006; Hoek et al. 2002). The values for E_{rm} by Gokceoglu et al. (2003) are also small, but increase with depth. Values for E_{rm} are highest from Barton (2002). The obtained value for rock mass tensile strength T_{rm} (which is a biaxial strength value) is at approximately 1/20th of Hoek et al. (2002) value for rock mass compressive strength.

9 Discussion

The research effort covered by this paper had to contend with one major difficulty, which was that, for the most part, the shaft excavation locations did not coincide with the exploratory borehole locations. This meant that the intact rock properties and logging properties could not be paired up directly with the mapped rock mass parameters. We attempted to overcome this difficulty using the proposal laid out in Sect. 4 in which the mean value of a rock mass parameter from rock face mapping (RQD_G) was used to adjust the numerical exponent value a from the boreholes (RQD_C via RQD) with the aim of obtaining an identical mean value. In this way, through statistics, we connected the two parameters, for which there is usually no pathway for connection. It is our opinion that this is a bridging point between two diametrically opposing rock mass evaluation parameters and that this method is worth considering for further research and usage. In this paper, the RQD_G was determined, along with the GSI and Q, in rock face mapping sessions. Data show that there is a good correlation between all three parameters with R^2 values above 0.7. Despite this, it remains to be seen if it is good enough to enable direct conversions from one parameter into another in practice.

The RQD_C parameter, which was determined from the borehole logs and core photos, displays, unlike RQD, statistical appropriateness and, thus, has in our opinion the potential for practical usage and further research. It should be noted that Li et al. (2009) first proposed using the RQD_C over 10 years ago. Our research showed that the analyses for the calculations of the parameter values do not need to be undertaken

Content courtesy of Springer Nature, terms of use apply. Rights reserved.

during the logging process; if the analyses become frequent practice, the work can be done with the aid of core photographs. This also applies to the determination of the FI_C parameter, which was proposed for the first time in this paper, as both parameters are connected by their determination procedure. The parameters also have a correlation, which is significantly improved with respect to the correlation of the original parameters (*RQD* versus *FI*). Advantage of the corrected parameters is greater sensitivity to detection of fractures (RQD_C) and of non-solid core portions (FI_C). Possible limitations of the FI_C parameter are that it should presumably only be used for slightly and moderately weathered rock masses, such as weathering grades 1 and 2 according to EN ISO 14689–1, and for a lower range of highly weathered rock masses (grade 3). For very low p_r (*SCR*) values in Eq. (6), the FI_C will increase sharply and will presumably not be useful for detecting weathered spots within fresher rock masses.

The intact rock properties of *UCS*, I_S50, and E_S showed a low level of mutual correlation. The data for all three parameters indicated that the values have a log-normal distribution, which explained the low mean of a wide range of values.

Appendix B of this paper shows the depth versus the value distributions of *UCS*, I_S50, E_S, *RQD*, RQD_C, and FI_C, including the differentiation for the three geological members, which provide additional insight into comparative analysis of the parameters.

The triaxial data also showed great dispersion. The widely used Hoek et al. (2002) and Hoek and Brown (1980a) equations could not produce credible values for m_i for the SL and MSH members. The uniaxial tensile strength values were estimated from the *BTS* results and their mean values were too negative to fit to the power function regression lines via the least squares method. The exception was the RUS member in Fig. 26. This problem is likely caused by the triaxial tests being performed with only the lowest application values for the σ_3 confinement loads. Thus, if the aim is to obtain m_i and other Hoek–Brown-related parameters, performing the triaxial tests in this way should be discouraged. Hoek and Brown (1980a) recommended using a maximum possible range of $0 < \sigma_3 < 0.5$ *UCS*, which was not followed in the tests available for this research. There is however a handy shortcut for determining m_i values. Equation (23) by Arshadnejad and Nick (2016) gives values that correspond well with the existing knowledge base. However, these values are based on the average values of *UCS* and σ_t for each member, and not on the data points from triaxial tests.

The *R index* value is only an indicator of the approximate values of m_i. As demonstrated by Shen and Karakus (2014), *R index* value can vary around the m_i value. There is better similarity between the *R index* values and the expected m_i values obtained using the direct *BTS* results than using the converted equivalent *UTS* results.

Within the scientific and research community in the field of rock mechanics, authors have been warning about the non-applicability of the Hoek–Brown model and its equations to all ranges of rocks strengths (Brown 2008). Of particular interest here is the non-applicability of the model to the lower range. Several authors have argued on the subject of non-applicability to low material strength and low *GSI* range (Mostyn and Douglas 2000; Carter et al. 2008; Carvalho et al. 2007 e.g.). As shown by the data from this research, what concerns their classification, the dolomitic limestones of Doha and, likely, Qatar, are mid-range *GSI*, low-range *Q*, and low range compressive strength rock masses. In addition, the low-range compressive strength can become mid-range, mainly for SL layer in certain areas of Doha and Qatar. This means that the limitations and bounds presented by these authors only partially apply to the studied rock masses. Similarly, the limitations presented in Fig. 17 (Hoek 2007) place the local rock masses between *do not use Hoek–Brown* and *use Hoek–Brown with caution*. However, the insights presented in Sect. 7 of this paper indicate that the rock masses of Doha and Qatar can be described and quantified using the Hoek–Brown model provided that the application of conservative confinement loads for the triaxial tests is avoided. In the same way, the Hoek–Brown model can be applied to determine the rock mass strength σ_{crm} which is tentatively the most relevant rock mass property. The obtained values for σ_{crm} are in good agreement with the graphically derived values from other authors. Concerning the issues of the low-end transition zone between rocks and soils, the local rock masses are too firm to fall under the transition zone toward the hard soils proposed by Carvalho et al. (2007). The only member that brushes the transition zone (< 15 MPa) and can be included is the RUS member. It is expected that the SL and MSH members

Content courtesy of Springer Nature, terms of use apply. Rights reserved.

should especially produce coherent parameters using the Hoek–Brown model for the m_i because their average *UCS* values are higher. This should be verified by properly executed triaxial tests.

The Mohr–Coulomb conversion results were also analyzed in this paper. The data displayed very high friction angles (40°–80°) for corresponding shear stress values τ between 2.0 MPa and 5.0 MPa. The purpose of applying the Mohr–Coulomb law to the studied rock masses is beyond the detailed scope of this paper, although we suggest that its use be well considered due to inconsistency. Different friction angle ranges can be obtained depending on the derivation method; if we compare between values in this paper, and values from Karagkounis et al. (2016) e.g.

We attempted to determine the value ranges for the rock mass compressive strength, rock mass deformation modulus and rock mass tensile strength. A good agreement was found between the results from several authors, although some values from other authors were outliers. Currently, no result range should be dismissed as being too high or too low. However, if we sum up the results that are in good agreement and corroborate each other, we can reasonably state that, on average, for the areas of southern Doha, the rock mass strength varies between 0.75 MPa and 1.3 MPa, and that the rock mass deformation modulus varies between 1.50 GPa and 3.50 GPa observed across all studied geological members. These values may be higher for areas with occasional harder SL layer rock masses mentioned earlier, which can be found in other parts of Doha and Qatar. The sole value obtained for rock mass tensile strength could not be cross-checked and compared, but it presumably lies in the order of 1/20th of rock mass compressive strength.

10 Conclusion

The aim of this paper was to analyze the intact rock and rock mass properties of the rock masses in southern Doha, Qatar. Exploration and mapping results from 201 logged boreholes and 171 deep shaft excavations provided the data for this research. The statistical parameters, dependencies, and correlations were established for the intact rock and rock mass properties, and two newly introduced core logging parameters (RQD_C and FI_C) were discussed in great detail; the FI_C parameter was proposed for the first time in this paper. Their improved mutual correlation was established, which indicated their usefulness as parameters for rock mass assessment. Problems were identified in relation to the calculation of the m_i parameter of intact rock using triaxial test data points. With the aid of the Hoek–Brown model and graphs and empirics from other authors, the value ranges for the rock mass strength, rock mass modulus of elasticity and rock mass tensile strength were obtained. The position of the rock masses of Qatar was clarified with respect to discussions on the low-end transition area of soft rocks towards soils. It is the hope of authors that the results of this paper will open new pathways towards better understanding, improvement of geotechnical practices and expansion of research on the Qatari rock masses.

Acknowledgements The authors wish to express their gratitude to the corresponding author's work organization, which supported him in performing part-time research work and surrounded him with people who helped and inspired him, and provided the impetus for the research subject.

Funding This research was not founded by any party.

Availability of Data and Materials The datasets generated during and/or analyzed during the current study are not publicly available due to proprietary confidentiality but are available from the corresponding author on reasonable request.

Compliance with Ethical Standards

Conflict of interest The authors declare that they have no known competing financial interests or personal relationships that influenced the work reported in this paper.

Appendix A

Figures 29 and 30 show the rules for the correct determination of the rock fracture parameters *FI* and FI_C. The determination should follow the limits of the existing core runs, as shown in Fig. 30, as opposed to overlapping two adjacent core runs (Fig. 29). It is important to achieve parameter congruence when determining the RQD_C via SCR (p_r) from core logs or core photos, or when determining the FI_C. Otherwise, the transformation from one parameter to the other will not be consistent and may not produce the same number of data points.

Content courtesy of Springer Nature, terms of use apply. Rights reserved.

Rock Core Quality			
TCR	SCR	RQD	FI
100	87	81	3
			5
99	89	45	7
99	87	81	5
			5
99	91	77	3
100	99	97	1

Fig. 29 Incorrect determination of *FI*

TCR (%)	SCR (%)	RQD (%)	FI
100	100	87	6
95	89	43	8
100	95	76	7
100	91	35	9
100	83	61	5

Fig. 30 Correct determination of *FI*

Content courtesy of Springer Nature, terms of use apply. Rights reserved.

Appendix B

See Figs. 31, 32, 33, 34, 35, 36 and 37.

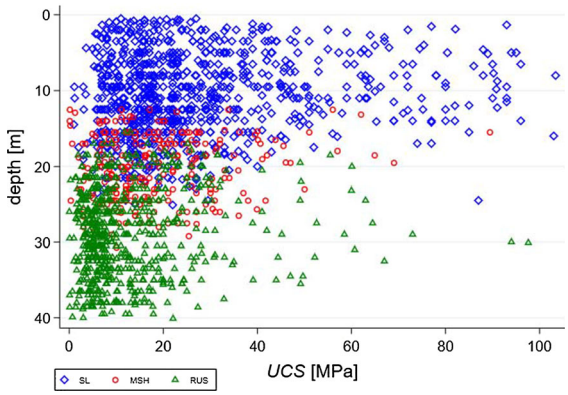


Fig. 31 *UCS* versus depth

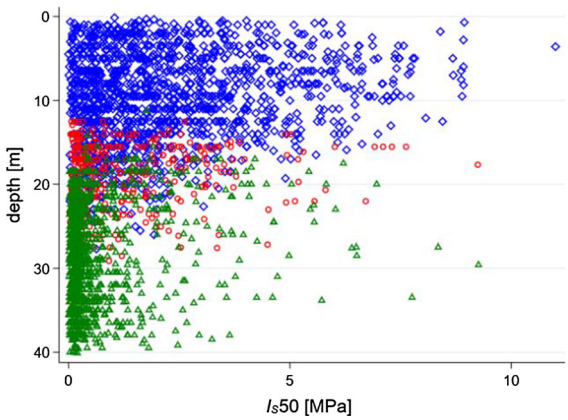


Fig. 32 I_S50 versus depth

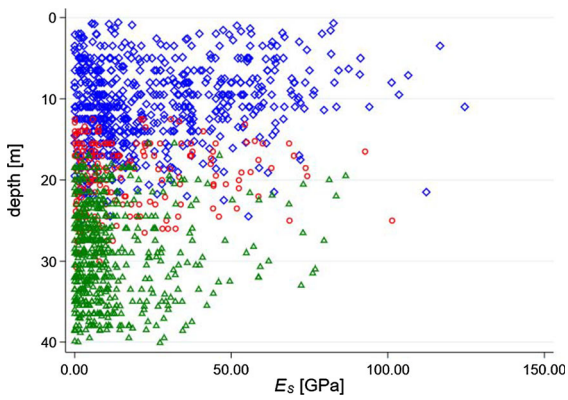


Fig. 33 E_S versus depth

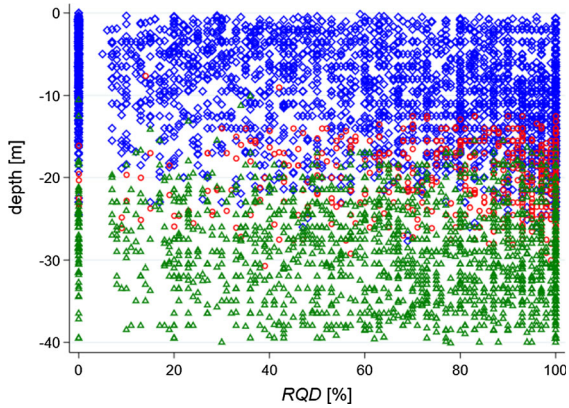


Fig. 34 *RQD* versus depth

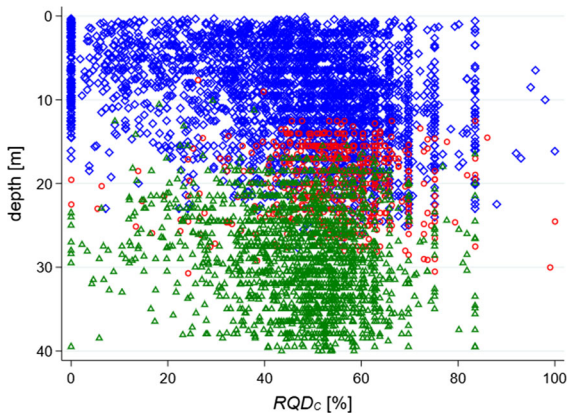


Fig. 35 RQD_C versus depth

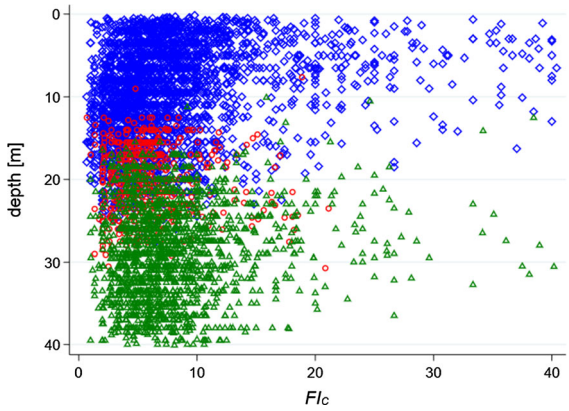


Fig. 36 FI_C versus depth

Content courtesy of Springer Nature, terms of use apply. Rights reserved.

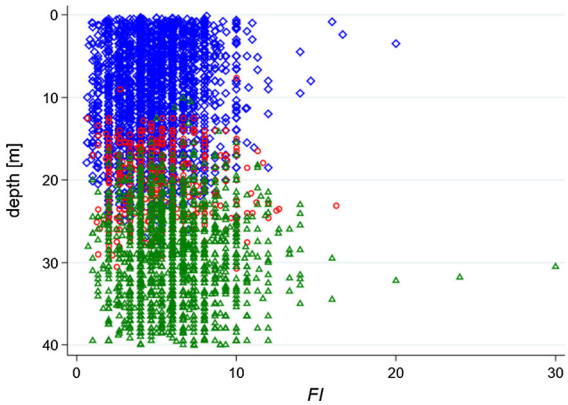


Fig. 37 *FI* versus depth

References

Ahmed TMF (2013) Modified value of rock quality designation index RQD in rock formation. In: International conference on case histories in geotechnical engineering. 1. https://scholarsmine.mst.edu/icchge/7icchge/session05/1

Aladejare AE, Wang Y (2019) Probabilistic characterization of Hoek–Brown constant mi of rock using Hoek's guideline chart, regression model and uniaxial compression test. Geotech Geol Eng 37:5045–5060. https://doi.org/10.1007/s10706-019-00961-7

Arshadnejad S, Nick N (2016) Empirical models to evaluate of "m_i" as an intact rock constant in the Hoek–Brown rock failure criterion. In: 19th Southeast Asian geotechnical conference and 2nd AGSSEA conference (19SEAGC & 2AGSSEA) Kuala Lumpur 31 May–3 June 2016

ASTM D7012-10 (2010), Standard test method for compressive strength and elastic moduli of intact rock core specimens under varying states of stress and temperatures, ASTM International, West Conshohocken, PA, 2010, www.astm.org

ASTM D5731–08 (2008) Standard test method for determination of the point load strength index of rock and application to rock strength classifications, ASTM International, West Conshohocken, PA, 2008, www.astm.org

ASTM D3967-16 (2016) Standard test method for splitting tensile strength of intact rock core specimens, ASTM International, West Conshohocken, PA, 2016, www.astm.org

Azimian A (2015) A new method for improving the RQD determination of rock core in borehole. Rock mechanics and rock engineering, June 2015. Springer-Verlag Wien 2015. https://doi.org/10.1007/s00603-015-0789-8

Barton N (2002) Some new Q-value correlations to assist in site characterization and tunnel design. Int J Rock Mech Min Sci 39(2):185–216

Barton N, Lien R, Lunde J (1974) Engineering classification of rock masses for the design of tunnel support. Rock Mech 6:189–236. https://doi.org/10.1007/BF01239496

Brown ET (2008) Estimating the mechanical properties of rock masses. In: SHIRMS 2008–Y. Potvin, J

Cai M (2010) Practical estimates of tensile strength and Hoek–Brown strength parameter mi of brittle rocks. Rock Mech Rock Eng 43:167–184. https://doi.org/10.1007/s00603-009-0053-1

Carter TG, Diederichs MS, Carvalho, JL (2008) Application of modified Hoek–Brown transition relationships for assessing strength and post yield behavior at both ends of the rock competence scale. In: Proceedings 6th international symposium on ground support in mining and civil engineering construction, SAIMM, Johannesburg, pp. 37–60. Carter, A. Dyskin, R. Jeffrey (eds), © 2008 Australian Centre for Geomechanics, Perth, ISBN 978-0-804185-5-2

Carvalho JL, Carter TG, and Diederichs MS (2007) An approach for prediction of strength and post-yield behavior for rock masses of low intact strength. In: Rock mechanics: meeting society's challenges and demands, proceedings 1st Canada – U.S. Rock mechanics Symposium, Taylor and Francis, Leiden, 1, pp 249–257

Cavelier C, Salatt A, Heuze Y (1970) Geological description of the Qatar Peninsula (Arabian Gulf): explanation of the 1/100.000 geological map of Qatar. Bureau de Recherches Géologiques et Minières

Chen Q, Yin T, Jia H (2019) Selection of optimal threshold of generalised rock quality designation based on modified blockiness index. Selection of optimal threshold of generalised rock quality designation based on modified blockiness index. Adv Civil Eng 2019:1–11. https://doi.org/10.1155/2019/1340549

Deere DU (1963) Technical description of rock cores for engineering purposes. Rock Mech Eng Geol 1(1):18

Fourniadis I (2010) Geotechnical characterization of the simsima limestone (Doha, Qatar), GeoShanghai international conference 2010 June 3–5, 2010 Shanghai, China, https://doi.org/10.1061/41105(378)38

Galera JM, Álvarez M, Bieniawski ZT (2007) Evaluation of the deformation modulus of rock masses using RMR: Comparison with dilatometer tests. In: Proceedings of the ISRM workshop W1, Madrid, Spain, Jul. 6–7, 2007. Taylor and Francis, Madrid. pp 71–77

Gokceoglu C, Sonmez H, Kayabasi A (2003) Predicting the deformation moduli of rock masses. Int J Rock Mech Min Sci 40(5):701–710

Haftani M, Chehreh HA, Mehinrad A, Binazadeh K (2015) Practical investigations on use of weighted joint density to decrease the limitations of RQD measurements. Rock Mech Rock Eng 49:1551–1558. https://doi.org/10.1007/s00603-015-0788-9

Harrison JP (1999) Selection of the threshold value in RQD assessments. Int J Rock Mech Min Sci 36(1999):673–685. https://doi.org/10.1016/S0148-9062(99)00035-2

Hatheway A (2009) The complete ISRM suggested methods for rock characterization, testing and monitoring; 1974–2006. Environ Eng Geosci 15:47–48. https://doi.org/10.2113/gseegeosci.15.1.47

Hoek E (1994) Strength of rock and rock masses. ISRM News J 2(2):4e16

Hoek E (2007) Practical rock engineering. e-book, chapter 11, Rock mass properties

Content courtesy of Springer Nature, terms of use apply. Rights reserved.

Hoek E, Brown ET (1980) Underground excavations in rock. Institute of Mining and Metallurgy, London

Hoek E, Brown ET (1997) Practical estimates of rock mass strength. Int J Rock Mech Min Sci 34:1165–1186

Hoek E, Carranza-Torres C, Corkum B (2002) Hoek–Brown failure criterion—2002 Edition. In: Conference: Proceedings of NARMS-TAC Conference, Toronto, 2002, 1, 267–273

Hoek E, Diederichs MS (2006) Empirical estimation of rock mass deformation modulus. Int J Rock Mech Min Sci 43(2006):203–215. https://doi.org/10.1016/j.ijrmms.2005.06.005

Hoek E, Kaiser PK, Bawden WF (1995) Support of underground excavations in hard rock. A.A. Balkema, Rotterdam

Hudson JA, Harrison JP (2000) Engineering rock mechanics. Pergamon, Amsterdam

ISO 14689:2017 Geotechnical investigation and testing—identification, description and classification of rock. Technical committee ISO/TC 182, Geotechnics

ISRM (1985) Suggested method for determining point load strength. Int J Rock Mech Min Sci Geomech Abstr 22:51–60

Jakubowski J, Stypulkowski JB, Bernardeau FG (2017) Multivariate linear regression and CART regression analysis of TBM performance at Abu Hamour phase-1 tunnel. Arch Min Sci 62(4):825–841. https://doi.org/10.1515/amsc-2017-0057

Karagkounis N, Latapie B, Sayers K (2016) Mulinti SR (2016) Geology and geotechnical evaluation of Doha rock formations. Geotech Res 3(3):119–136. https://doi.org/10.1680/jgere.16.00010

Kassem AF (2016) Engineering characteristics of rocks in qatar; applications on excavation and tunneling. Master thesis, The American University in Cairo, The School of Sciences and Engineering

Li L, Ouellet S, Aubertin M (2009) An improved definition of rock quality designation, RQDc. In: ROCKENG09: Proceedings of the 3rd CANUS rock mechanics symposium, Toronto, May 2009, M. Diederichs and G. Grasselli (eds)

Mostyn G, Douglas K (2000) Strength of intact rock and rock masses. In: ISRM GeoEng

NGI (2015) Handbook, using the Q-system—rock mass classification and support design

Pells PJ, Bieniawski ZT, Hencher SR, Pells SE (2017) Rock quality designation (RQD): time to rest in peace. Can Geotech J 54:825–834

Perras MA, Diederichs MS (2014) A review of the tensile strength of rock: concepts and testing. Geotech Geol Eng 32:525–546. https://doi.org/10.1007/s10706-014-9732-0

Priest S, Hudson J (1976) Discontinuity spacings in rock. Int J Rock Mech Min Sci Geomech Abstr 13(5):135–148

Richards LR, Read SAL (2011) A comparison of methods for determining mi, the Hoek–Brown parameter for intact rock material. In: 45th US rock mechanics/geomechanics symposium

Sadiq A, Nasir S (2002) Middle-miocene karst evolution in the state of Qatar, Arabian Gulf. J Cave Karst Sci 64(2):132–139

Shen J, Karakus M (2014) Simplified method for estimating the Hoek–Brown constant for intact rocks. J Geotech Geoenviron Eng Am Soc Civil Eng 140:04014025. https://doi.org/10.1061/(ASCE)GT.1943-5606.0001116

Stypulkowski JB, Bernardeau FG (2018) Abu hamour tunnel phase I the first TBM tunnel in Qatar: The Art of Tunneling in a New World, pp 141–152. https://doi.org/10.1007/978-3-319-61636-0_11

Stypulkowski JB, Pathak AK, Bernardeau FG (2014) Engineering geology for weak rocks of Abu Hamour surface and ground water drainage tunnel Phase-1, Doha, Qatar, ISRM-EUROCK-2014-047. In: International society for rock mechanics and rock engineering, isrm regional symposium-EUROCK 2014, 27-29 May, Vigo, Spain, https://doi.org/10.2991/rare-16.2016.7

Vali B, Arpa G (2012) Finding the relationship between RQD and fracture frequency in the different Ok Tedilithologies. In: International symposium on earth science and technology, CINEST 2012, procedia earth and planetary science 6 (2013), pp 403–410

Vásárhelyi B, Kovács D (2016) Empirical methods of calculating the mechanical parameters of the rock mass. Period Polytech Civil Eng 61(1):39–50. https://doi.org/10.3311/PPci.10095

Zhang L (2009) Estimating the strength of jointed rock masses. Rock Mech Rock Eng 43:391–402. https://doi.org/10.1007/s00603-009-0065-x

Zhi PZ, Jun CZ (2015) Application and improvement of rock quality designation (RQD). Applied mechanics and materials online: 2015-03-23, ISSN: 1662-7482, Vols. 744-746, pp 1371-1373. https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/AMM.744-746.1371, © 2015 Trans Tech Publications, Switzerland

Publisher's Note Springer Nature remains neutral with regard to jurisdictional claims in published maps and institutional affiliations.

Content courtesy of Springer Nature, terms of use apply. Rights reserved.

Terms and Conditions

Springer Nature journal content, brought to you courtesy of Springer Nature Customer Service Center GmbH ("Springer Nature").
Springer Nature supports a reasonable amount of sharing of research papers by authors, subscribers and authorised users ("Users"), for small-scale personal, non-commercial use provided that all copyright, trade and service marks and other proprietary notices are maintained. By accessing, sharing, receiving or otherwise using the Springer Nature journal content you agree to these terms of use ("Terms"). For these purposes, Springer Nature considers academic use (by researchers and students) to be non-commercial.
These Terms are supplementary and will apply in addition to any applicable website terms and conditions, a relevant site licence or a personal subscription. These Terms will prevail over any conflict or ambiguity with regards to the relevant terms, a site licence or a personal subscription (to the extent of the conflict or ambiguity only). For Creative Commons-licensed articles, the terms of the Creative Commons license used will apply.
We collect and use personal data to provide access to the Springer Nature journal content. We may also use these personal data internally within ResearchGate and Springer Nature and as agreed share it, in an anonymised way, for purposes of tracking, analysis and reporting. We will not otherwise disclose your personal data outside the ResearchGate or the Springer Nature group of companies unless we have your permission as detailed in the Privacy Policy.
While Users may use the Springer Nature journal content for small scale, personal non-commercial use, it is important to note that Users may not:

1. use such content for the purpose of providing other users with access on a regular or large scale basis or as a means to circumvent access control;
2. use such content where to do so would be considered a criminal or statutory offence in any jurisdiction, or gives rise to civil liability, or is otherwise unlawful;
3. falsely or misleadingly imply or suggest endorsement, approval , sponsorship, or association unless explicitly agreed to by Springer Nature in writing;
4. use bots or other automated methods to access the content or redirect messages
5. override any security feature or exclusionary protocol; or
6. share the content in order to create substitute for Springer Nature products or services or a systematic database of Springer Nature journal content.

In line with the restriction against commercial use, Springer Nature does not permit the creation of a product or service that creates revenue, royalties, rent or income from our content or its inclusion as part of a paid for service or for other commercial gain. Springer Nature journal content cannot be used for inter-library loans and librarians may not upload Springer Nature journal content on a large scale into their, or any other, institutional repository.
These terms of use are reviewed regularly and may be amended at any time. Springer Nature is not obligated to publish any information or content on this website and may remove it or features or functionality at our sole discretion, at any time with or without notice. Springer Nature may revoke this licence to you at any time and remove access to any copies of the Springer Nature journal content which have been saved.
To the fullest extent permitted by law, Springer Nature makes no warranties, representations or guarantees to Users, either express or implied with respect to the Springer nature journal content and all parties disclaim and waive any implied warranties or warranties imposed by law, including merchantability or fitness for any particular purpose.
Please note that these rights do not automatically extend to content, data or other material published by Springer Nature that may be licensed from third parties.
If you would like to use or distribute our Springer Nature journal content to a wider audience or on a regular basis or in any other manner not expressly permitted by these Terms, please contact Springer Nature at

onlineservice@springernature.com

C.2. Vučemilović H (2021) Technical Note Calculation of Mohr-Coulomb Parameters for Rocks of Doha, Qatar

Geotech Geol Eng
https://doi.org/10.1007/s10706-021-01958-x

TECHNICAL NOTE

Technical Note Calculation of Mohr-Coulomb Parameters for Rocks of Doha, Qatar

Hrvoje Vučemilović

Received: 24 May 2021 / Accepted: 25 July 2021
© The Author(s), under exclusive licence to Springer Nature Switzerland AG 2021

Abstract Among practitioners, designers and researchers, modern-day geotechnical software packages still predominantly use Mohr-Coulomb (MC) input modeling parameters, despite the immense computing power of today's software and hardware. The same applies to this field of work in the State of Qatar. However, because the calculation of MC parameters for Qatari rocks has been inconsistent with varying results, this technical note aims to demonstrate the most appropriate derivation method for MC parameters. To do so, we must first obtain or estimate proper Hoek-Brown (HB) parameters, followed by an appropriate conversion method. Such an approach can remove the uncertainty and high variability of geotechnical estimations and design inputs. The technique demonstrated uses the approach of Hoek and Brown (Int J Rock Mech Sci, 34:1165–1186, 1997), presented in Appendix C. This method simulates triaxial tests using data-based estimated m_i values and is suitable because there are very limited valid triaxial test results for Qatari rocks.

Keywords Qatar · Doha · Rocks · Calculation · Mohr–coulomb · Hoek–brown

H. Vučemilović (✉)
Master of Science, University of Osijek,
Osijek, Osijek-Baranja, Croatia
e-mail: hvucemilovic@gfos.hr

H. Vučemilović
Qatar Trading and Contracting Group, Doha, Qatar

1 Introduction

This technical note is based on data for the south Doha area from Vucemilovic et al. (2021), previous studies by Hoek et al., and studies of Qatari rock masses that have provided MC parameters. Earlier studies include those by Fourniadis (2010), Karagkounis et al. (2016), and Vucemilovic et al. (2021). Their results are summarized in Table 1 and include cohesion and friction angle values for three geological members present in Doha, Qatar: Simsima Limestone (SL), Midra Shale (MSH), and Rus Formation (RUS).

In his paper, Fourniadis (2010) cites Hoek et al. (1995) as the calculation method, whereas Karagkounis et al. (2016) cite Hoek et al. (2002), Carter et al. (2008), and Latapie and Lochaden (2016). Karagkounis et al. (2016) also mention "adequate maximum confining stresses" in relation to their findings. Still, it is unclear if triaxial tests were used or not, and no such data were presented. None of the authors cited above provided any further specifics on equations or data except the final range of values. Table 1 shows that the data reported by Vucemilovic et al. (2021) are significantly different than those of Fourniadis (2010) and Karagkounis et al. (2016). The authors reported that the results were obtained by improper conduction of triaxial tests, in which confinement σ_3 loads were insufficiently large, except by chance, for the RUS formation. The data in the last three rows of Table 1 are calculated and discussed later in this paper.

Published online: 11 August 2021

Table 1 MC data from previous authors on Qatari rock masses and this technical note

Author	Layer/Member	c [MPa]	φ [°]
Fourniadis (2010)	SL	0.14–0.65	21–32
Karagkounis et al. (2016)	SL	0.03–0.44	21–47
	MSH	0.04–0.35	33–46
	RUS	0.03–0.20	30–48
Vucemilovic et al. (2021)	SL	0.10–3.00	53–79
	MSH	0.50–3.20	55–73
	RUS	0.10–2.60	42–79
This technical note	SL	1.12	24.57
	MSH	0.82	25.39
	RUS	0.69	28.94

In their study, Vucemilovic et al. (2021) found that rock masses in Doha, Qatar, should be treated as applicable for the HB criteria because they are for most part sufficiently strong and above the transition zone to soils according to proposals by Carter et al. (2008) and Carvalho et al. (2007). The only exception is the RUS formation, which is considered part of this zone's top region. Still, the Carvalho et al. (2007) transitional parameters are only slightly changed from the Hoek et al. (2002) outset parameters s, a, and m_b (Vucemilovic et al. 2021). Table 2 shows the intact rock parameters identified by Vucemilovic et al. (2021), in which the authors were unable to obtain HB parameters for the SL and MSH geological members. They resorted to auxiliary solutions from other authors, including Arshadnejad and Nick (2016) and Cai (2009). The additional data from Vucemilovic et al. (2021) appears in Table 2 in the column with the heading titled, "This tech. note."

To author's knowledge, the triaxial data reported by Vucemilovic et al. (2021), as with all triaxial data for Qatar, were obtained using equipment and methods of local commercial geotechnical laboratories (Fig. 1). The left side of Fig. 1 shows a triaxial apparatus typically used for soft soil (clays) testing. It can reach a maximum confinement load of 1.7 MPa using water under pressure, insufficient for local rock samples. Figure 1 (right) shows the method for obtaining MC parameters c and φ. The $\sigma_1 - \sigma_3$ data pairs are graphically plotted, and Mohr circles are drawn from them. However, with insufficiently large confinement loads, as shown above, the tangent gives very steep φ angles. This derivation method is described in the ASTM D7012-10 (2010) standards.

Table 2 Summary of the derived m_i and related values from equations by several authors[a] (Vucemilovic et al. 2021) with added adopted values of m_i

	n	HOEK and BROWN (1980a)		HOEK et al. (2002)			ARSHADNEJAD and NICK (2016)		CAI (2009)	This tech. note	CARVALHO et al. (2007)			
		σ_{ci}	m_i	a	s	m_b	m_b	m_i	*R-index (UCS/BTS)*	Adopted values of m_i	$f_T(UCS)$	s^*	a^*	m_b^*
SL	123	12.54	*179.2*	0.51	0.00127	*21.02*	0.774	**6.60**	**7.75**	**<u>6.50</u>**				
MSH	33	14.41	*78.0*	0.51	0.00142	*9.48*	0.843	**6.94**	**8.36**	**<u>7.00</u>**				
RUS	57	18.15	**8.23**	0.50	0.00345	**1.33**	**1.457**	**9.01**	**12.51**	**<u>8.50</u>**	0.00213	0.00557	0.501	**1.35**

[a] *italic* = incoherent results; **bold** = good agreement; **<u>bold</u>** = adopted values

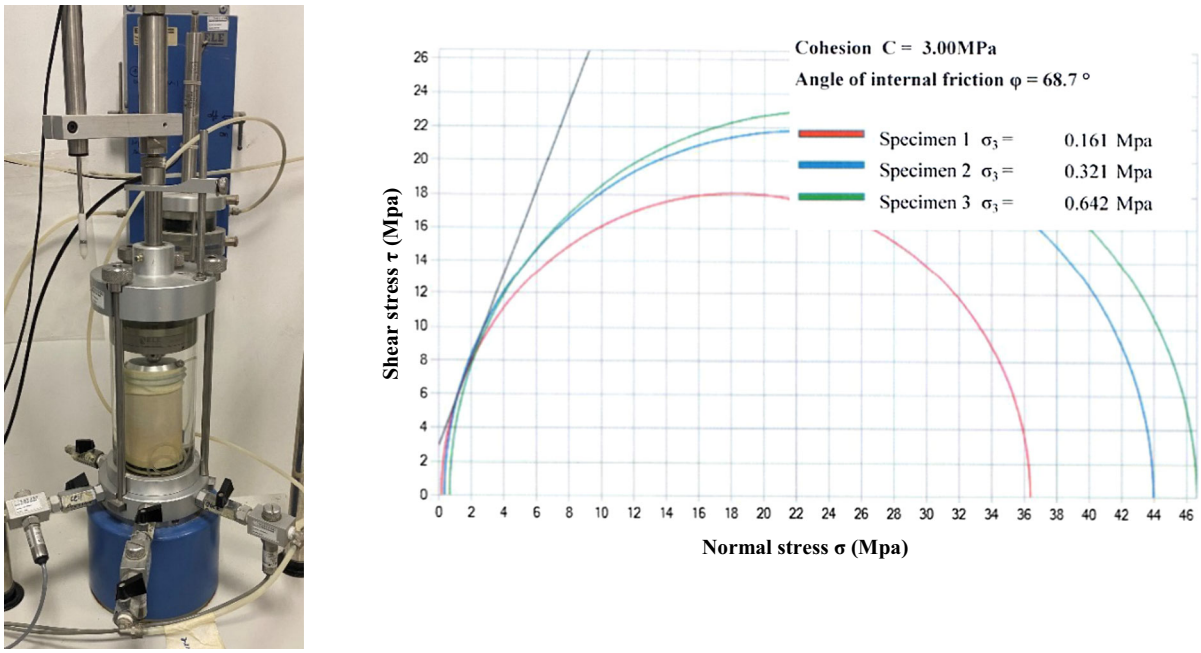


Fig. 1 Inappropriate devices (left) and methods (right) for execution and elaboration of triaxial tests reported by Vucemilovic et al. (2021)

2 HB Criterion and MC Conversion

During the development of the HB criteria between 1983 and 2002, Hoek (et al.) developed six different methods of conversion to MC parameters for equal number of HB criterion major development steps. These methods were presented in Hoek (1983), Hoek (1990), Hoek et al. (1992), Hoek et al. (1995), Hoek and Brown (1997), and Hoek et al. (2002). Of these, only two methods apply to the problem at hand, where triaxial data pairs σ_1 and σ_3 are available only, as opposed to proposals where effective stresses are known (e.g. for slope, tunneling, and other problems). These approaches were developed by Hoek (1983) and Hoek and Brown (1997). The expressions for Hoek (1983) are as follows:

$$\sigma_n' = \sigma_3' + \frac{\left(\sigma_1' - \sigma_3'\right)^2}{2\left(\sigma_1' - \sigma_3'\right) + \frac{1}{2} m\sigma_c} \tag{1}$$

$$\tau = \left(\sigma_1' - \sigma_3'\right)\left(1 + \frac{m\sigma_c}{2\left(\sigma_1' - \sigma_3'\right)}\right)^{1/2} \tag{2}$$

$$\phi_i' = 90 - \arcsin\left(\frac{2\tau}{\left(\sigma_1' - \sigma_3'\right)}\right) \tag{3}$$

If Eqs. (1)–(3) are applied to triaxial results for the RUS formation from Vucemilovic et al. (2021), incoherent results are obtained. This is despite the fact that the triaxial results yielded a coherent m_i parameter result. Only the first five data point results are shown in Table 3. The results are obtained, visible in the right-most column, where the argument of the arcsin function from Eq. (3) is larger than unity. Thus, the method cannot give the desired results because the data do not allow it.

The only other approach applicable to the MC values obtained from principal stresses from triaxial tests is that of Hoek and Brown (1997). This approach is the reverse of the basic HB principle, where m_i constant is calculated from triaxial test results. Triaxial data pairs are simulated to produce eight data pairs in the range $0 < \sigma_3 < 0.25\ UCS$ (unconfined compressive strength). The full details of the procedure are described in Hoek and Brown (1997) (Appendix C). Theoretical equations that represent the method, an amalgam of Hoek and Brown (1997) and earlier

Table 3 Sample calculation of MC values from triaxial test results for the RUS formation, from Hoek (1983) Eqs. (1) to (3)

$\sigma_3 = X$	σ_1	Y	XY	X^2	Y^2	σ_n	T	$2\tau/(\sigma_1-\sigma_3)$
0.3	9.41	82.99	24.90	0.09	6887.69	1.46	23.81	5.23
0.3	25.00	610.09	183.03	0.09	372,209.81	6.25	43.84	3.55
0.65	10.41	95.26	61.92	0.42	9074.01	1.96	24.77	5.08
0.6	15.68	227.41	136.44	0.36	51,713.67	3.33	32.07	4.25
0.4	6.88	41.99	16.80	0.16	1763.19	1.04	19.65	6.06

works, are Eqs. (4)–(16). In this approach, one must know or correctly assume the m_i value. In our case, we must make the best assumption for the intact rock constant m_i values based on the results in Table 2. This is not a straightforward task, and there are no guarantees that the chosen values are optimal. Those values are shown in Table 2 under the column heading "this tech. note." They are estimated from the obtained value of m_i for RUS, values by Arshadnejad and Nick (2016), and on Cai (2009) *R-index* values and how they relate to each other for three geological members. It is also clear that the values increase with depth.

$$\tau = A\sigma_{ci}\left(\frac{\sigma' - \sigma_{tm}}{\sigma_{ci}}\right)^B \tag{4}$$

$$\log\left(\frac{\tau}{\sigma_{ci}}\right) = \log A + B\log\left(\frac{\sigma' - \sigma_{tm}}{\sigma_{ci}}\right) \tag{5}$$

$$Y = \log A + BX \tag{6}$$

$$\sigma_{tm} = \frac{\sigma_{ci}}{2}\left(m_b - \sqrt{m_b^2 + 4s}\right) \tag{7}$$

$$\sigma_{cm} = \sqrt{s\sigma_c} \tag{8}$$

$$\sigma_1' = \sigma_{cm}/\sigma_{ci} + k\sigma_3' \tag{9}$$

$$\sin\phi' = \frac{k-1}{k+1} \tag{10}$$

$$c' = \frac{\sigma_{cm}}{2\sqrt{k}} \tag{11}$$

$$\sigma_n' = \sigma_3' + \frac{\sigma_1' - \sigma_3'}{\partial\sigma_1'/\partial\sigma_3' + 1} \tag{12}$$

$$\tau = \left(\sigma_1' - \sigma_3'\right)\sqrt{\partial\sigma_1'/\partial\sigma_3'} \tag{13}$$

$$\frac{\partial\sigma_1'}{\partial\sigma_3'} = 1 + \frac{m_b\sigma_{ci}}{2\left(\sigma_1' - \sigma_3'\right)} \tag{14}$$

$$B = \frac{\sum XY - \frac{\sum X \sum Y}{T}}{\sum X^2 - \frac{\left(\sum X\right)^2}{T}} \tag{15}$$

$$A = 10^{\wedge}\left(\sum Y/T - B\sum X/T\right) \tag{16}$$

3 Conversion for SL, MSH, and RUS Geological Members

Table 4 shows the conversion to MC parameters demonstrated by Hoek and Brown (1997) by combining applicable data from Table 2 and Vucemilovic et al. (2021) for three geological members/layers of rock masses of Doha, Qatar: Simsima Limestone (SL), Midra Shale (MSH), and Rus Formation (RUS).

4 Verification

In comparing the methods for results on Qatari rocks (Table 1), we must first note the range of the results and their variability. The exception is the Hoek and Brown (1997) approach. The method for converting directly from triaxial tests with low confinement loads (as reported by Vucemilovic et al. 2021) gives exceedingly high friction angles, whereas the cohesion results are in reasonable agreement with Hoek and Brown (1997). Cohesion values from Fourniadis (2010) and Karagkounis et al. (2016) are considerably lower. After considering these results, we can only preliminarily conclude that the Hoek and Brown

Table 4 Calculation of MC parameters for SL (top), MSH (middle), and RUS (bottom) according to Hoek and Brown (1997) (Appendix C)

Input SL					
UCS = sigci	26.7 MPa	m_i = mi	6.5	*GSI*	40
Output SL					
m_b = mb	0.76	*s*	0.0013	*a*	0.5
σ_{tm} = sigtm	− 0.0445 MPa	*A*	0.3991	*B*	0.6850
k	2.48	φ = phi	25.20°	*c* = coh	0.839 MPa
σ_{cm} = sigcm	2.64 MPa	*E*	2905.7 MPa	scme	3.7 MPa
Tangent output SL					
σ_{ni} = signt	5.17 MPa	φ_t = phit	**24.57°**	c_t = coht	**1.12 MPa**
Input MSH					
UCS = sigci	18.8 MPa	m_i = mi	7.0	*GSI*	41
Output MSH					
m_b = mb	0.85	*s*	0.0014	*a*	0.5
σ_{tm} = sigtm	− 0.0314 MPa	*A*	0.4164	*B*	0.6874
k	2.57	φ = phi	26.06°	*c* = coh	0.614 MPa
σ_{cm} = sigcm	1.97 MPa	*E*	2582.7 MPa	scme	2.8 MPa
Tangent output MSH					
σ_{ni} = signt	3.70 MPa	φ_t = phit	**25.39°**	c_t = coht	**0.82 MPa**
Input RUS					
UCS = sigci	12.9 MPa	m_i = mi	8.5	*GSI*	49
Output RUS					
m_b = mb	1.38	*s*	0.0035	*a*	0.5
σ_{tm} = sigtm	−0.0324 MPa	*A*	0.4962	*B*	0.6936
k	2.97	φ = phi	29.71°	*c* = coh	0.520 MPa
σ_{cm} = sigcm	1.79 MPa	*E*	3390.7 MPa	scme	2.8 MPa
Tangent output RUS					
σ_{ni} = signt	2.71 MPa	φ_t = phit	**28.94°**	c_t = coht	**0.69 MPa**

(1997) method yields the most realistic MC values. Reservations remain that in this case, Hoek and Brown's (1997) approach can only provide the simulated triaxial values, based on the most educated estimates of m_i from Table 2. The author reiterates here that correctly performed triaxial tests, with confinement loads up to 50% of the average *UCS* value, are the most accurate method of determining HB parameters, followed by conversion to MC parameters, if required.

However, if we compare the results from this technical note with the findings of other authors who obtained MC values for sedimentary rocks, we can observe the findings in Table 5. The table shows that friction angle values reach above 35 degrees, primarily for substantial cohesion values or/and higher *UCS* values. For cohesion values just above zero or on the lower side, the friction angles rarely exceed 30 degrees or only go slightly over. We can thus confirm with high probability that Hoek and Brown's (1997) approach gives the most accurate cohesion and angle of friction values. This further puts Fourniadis' (2010) values within an acceptable range, whereas Karagkounis et al. (2016) values are likely too high.

Table 5 Summary of MC parameters for sedimentary rocks from other selected authors

Author(s)	Rock type	*UCS* magnitude/ range [MPa]	φ magnitude/ range [°]	*c* magnitude/ range [MPa]
Bejarbaneh et al (2015)	Iranian shale	17.45	32.4	5.83
Armaghani et al. (2014)	Iranian shale	19.0–47.0	20.5–40.1	–
Bell (2007)	Kirkheaton mudrock	34.4–69.9	38–47	0–5.0
Shen et al. (2012)	theoretical	30.0	20.96–26.71	0.15–0.21
Goodman (1989)	Bartesville sandstone	–	37.2	8.0
Goodman (1989)	Indiana limestone	–	42.0	6.7
Goodman (1989)	Hasmark dolomite	–	35.5	22.8
Goodman (1989)	Chalk	–	31.5	0
Miščević and Vlastelica (2009)	Croatian marl	–	32.0–35.0	6.0–7.0
Sonmez et al. (2006)	Artificial Tuff (with 8–9% block ratio)	0.88–4.0	25.8–27.2	0.28–1.20
Aksoy et al. (2016)	Bursa limestone	45.1	38.0	0.5
Aksoy et al. (2016)	Bursa Conglomerate	6.4	24.9	0.23
Aksoy et al. (2016)	Bursa white mudstone	10.9	27.4	0.5
Aksoy et al. (2016)	Bursa sandstone	9.8	32.8	0.53
Geertsema (2000)	South African Cape sandstone	76.0–184.0	27.9	0
Geertsema (2000)	South African Karoo mudstone	71.0–166.0	32.7	0
Geertsema (2000)	South African Karoo siltstone	256	38.2	0
This technical note	South Doha rocks	12.9–26.7	24.6–28.9	0.69–1.12

In their work, Latapie and Lochaden (2016) criticized the Hoek and Brown (2002) conversion method, citing its confinement stress range up to 0.25 *UCS* as a shortcoming (in the same manner as with Hoek and Brown's 1997 procedure). This particularly applied to slope and retaining wall problems. They also asserted that intermediate ground materials are governed by the shear strength of the rock mass rather than by discontinuities, the latter often being the case for hard, more intact rocks, and Karagkounis et al. (2016) implied that intermediate ground materials assertion applies to Qatari rock masses. As shown by Vucemilovic et al. (2021), the issue is that Qatari rock masses, for the most part, are not transitional or intermediate ground material. Even the softest RUS calcareous layers conform to a minimal extent to its criteria. The average *UCS* was recorded at 12.9 MPa, and the transitional HB variables changes from Carvalho (2007) are minor, as seen in Table 2. Furthermore, if we consider the tendencies of most triaxial test results, and the transformation of σ_1–σ_3 data pairs to $\tau - \sigma$ space in the Hoek and Brown (1997) MC conversion procedure, we can see that further moving along the tangential curve toward higher values only yields a flatter tangent (smaller φ) and a slight increase in cohesion (as shown in Fig. 2). Thus, employing a σ_3 range higher than $0 < \sigma_3 < 0.25$ *UCS* would presumably not yield higher φ values, although the full range $0 < \sigma_3 < 0.5$ *UCS* (Hoek and Brown 1980a) should still be used for the m_i calculation from the triaxial tests.

5 Conclusions

This study was prompted by inconsistent and varying inputs/outputs from geotechnical engineers and practitioners on construction projects in the State of Qatar concerning MC parameters for local rocks. It has demonstrated that calculation of MC parameters should follow after first obtaining HB parameter values because Qatari rock masses are, for the most part, not soft enough to be considered transitional or intermediate ground material.

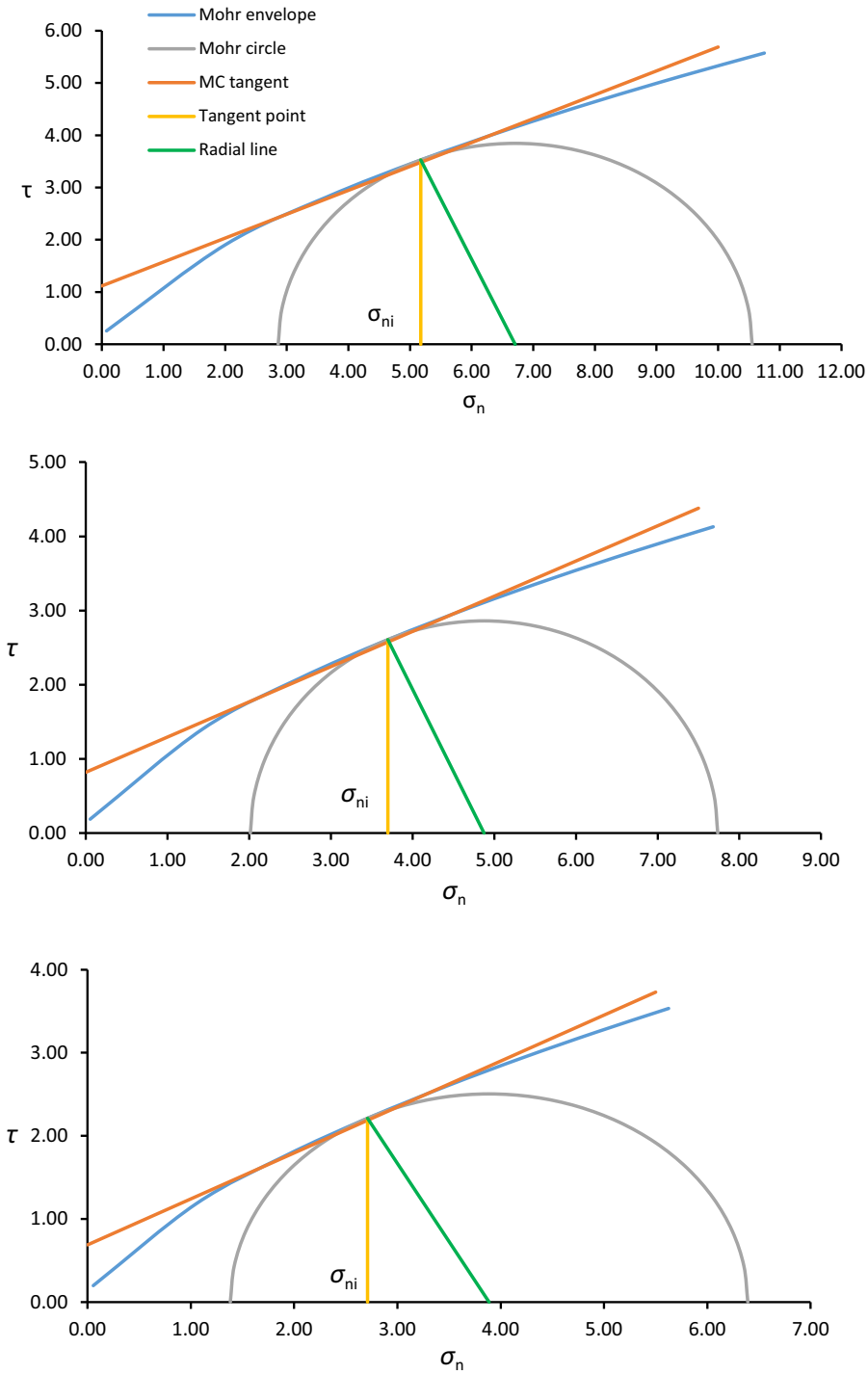


Fig. 2 Graphics of MC conversion for SL (top), MSH (middle), and RUS (bottom) according to Hoek and Brown (1997) (Appendix C)

- HB parameters should be obtained a) via triaxial tests with confinement loads up to 0.5 UCS, consistent with Hoek and Brown (1980a), or b) after correctly estimating the m_i values via other means and simulating the triaxial results with m_i, *GSI*, and *UCS* results following this technical note and in accordance with Hoek and Brown (1997) (Appendix C).

- This detailed method gives a range of friction angles for Doha intact rocks between 24.0 and 30.0 degrees, whereas the cohesion values are between 0.5 and 1.5 MPa. The values are reported down to the deepest layer, considered to be RUS calcareous.
- m_i values for geological layers SL, MSH, and RUS likely follow the tendency of the *R-index,* representing the ratio of compressive to intact tensile strength. Tensile strength of subject Qatari rocks falls more pronouncedly with depth than the decline of compressive strength (Vucemilovic et al. 2021). This points to m_i increasing with depth, at least down to the RUS calcareous layer.

Given that all geotechnical laboratories in the State of Qatar are not adequately equipped for the prescribed method for triaxial testing of local rocks, the author recommends that this be rectified, which should not be too financially burdensome. Only correctly performed triaxial tests following Hoek and Brown (1980a) will remove all remaining obstacles to complete understanding of local rocks and rock masses. Until then, the procedure for obtaining MC parameters via estimated m_i values after Hoek and Brown (1997) (Appendix C) is recommended.

Acknowledgements The author wishes to thank Dr. Evert Hoek for providing kind assistance on his 1997 paper and method.

Funding This research was not funded by any party.

Availability of data and material The datasets generated or analyzed during this study are not publicly available due to proprietary confidentiality but are available from the author on request.

Declarations

Conflict of interest The author declares that he has no known competing financial interests or personal relationships that influenced the study reported in this paper.

References

Arshadnejad S, Nick N (2016) Empirical models to evaluate of "mi" as an intact rock constant in the Hoek-Brown rock failure criterion. 19th Southeast Asian Geotechnical Conference and 2nd AGSSEA Conference (19SEAGC and 2AGSSEA) Kuala Lumpur 31 May – 3 June 2016

Armaghani DJ, Hajihassani M, Bejarbaneh BY, Marto A, Mohamad ET (2014). Indirect measure of shale shear strength parameters by means of rock index tests through an optimized artificial neural network Measurement 55 487 498 ISSN 0263-2241 https://doi.org/10.1016/j.measurement.2014.06.001

ASTM D7012-10 (2010), Standard Test Method for Compressive Strength and Elastic Moduli of Intact Rock Core Specimens under Varying States of Stress and Temperatures, ASTM International, West Conshohocken, PA, 2010, www.astm.org

Aksoy CO, Uyar GG, Ozcelik Y (2016). Comparison of Hoek-Brown and Mohr-Coulomb failure criterion for deep open coal mine slope stability. Structural Engineering and Mechanics. 60(5), 809–828. https://doi.org/10.12989/sem.2016.60.5.809.

Bejarbaneh BY, Armaghani DJ, Amin MFM (2015). Strength characterisation of shale using Mohr-Coulomb and Hoek-Brown criteria, Measurement 63 269 281 ISSN 0263-2241 https://doi.org/10.1016/j.measurement.2014.12.029

Bell FG (2007) Engineering Geology, 2nd edn. Butterworth-Heinemann, Elsevier

Cai M (2009) Practical estimates of tensile strength and Hoek-Brown strength parameter mi of brittle rocks. Rock Mech Rock Eng 43:167–184. https://doi.org/10.1007/s00603-009-0053-1

Carter TG, Diederichs MS, Carvalho, JL (2008) Application of modified Hoek–Brown transition relationships for assessing strength and post yield behavior at both ends of the rock competence scale. Proceedings 6th International Symposium on Ground Support in Mining and Civil Engineering Construction, SAIMM, Johannesburg, pp. 37–60. Carter, A. Dyskin, R. Jeffrey (eds), © 2008 Australian Centre for Geomechanics, Perth, ISBN 978–0–9804185–5–2

Fourniadis I (2010) Geotechnical Characterization of the Simsima Limestone (Doha, Qatar), GeoShanghai International Conference 2010 June 3–5, 2010 | Shanghai. China. https://doi.org/10.1061/41105(378)38

Geertsema AJ (2000), The engineering characteristics of important southern African rock types with emphasis on shear strength of concrete dam foundations, Department of civil engineering, Technicon Pretoria, Report to the water research commission No. 433/1/00, December 2000.

Goodman RE (1989) Introduction to Rock Mechanics. Wiley, New York, NY

Hoek E (1983) Strength of jointed rock masses, 23rd. Rankine Lecture Géotech 33(3):187–223

Hoek E (1990) Estimating Mohr-Coulomb friction and cohesion values from the Hoek-Brown failure criterion. Intnl J Rock Mech Mining Sci Geomech Abstr 12(3):227–229

Hoek E, Brown ET (1980a) Underground excavations in rock. Institute of Mining and Metallurgy, London

Hoek E, Brown ET (1997) Practical estimates of rock mass strength. Int J Rock Mech Min Sci 34:1165–1186

Hoek E, Wood D and Shah S (1992). A modified Hoek-Brown criterion for jointed rock masses. Proc. rock characterization, symp. Int. Soc. Rock Mech.: Eurock '92, (J.Hudson ed.). 209–213.

Hoek E, Kaiser PK, Bawden WF (1995) Support of underground excavations in hard rock. Rotterdam: A.A. Balkema.

Hoek E, Carranza-Torres C, Corkum B (2002) Hoek-Brown failure criterion – 2002 Edition. Conference: Proc. NARMS-TAC Conference, Toronto, 2002, 1, 267–273

JL Carvalho TG Carter MS Diederichs 2007 An approach for prediction of strength and post-yield behavior for rock masses of low intact strength. Rock Mechanics: Meeting Society's Challenges and Demands, Proceedings 1st Canada – U.S Rock Mechanics Symposium, Taylor and Francis, Leiden 1 249 257

Karagkounis N, Latapie B, Sayers K, Mulinti SR (2016) Geology and geotechnical evaluation of Doha rock formations. Geotech Res 3(3):119–136. https://doi.org/10.1680/jgere.16.00010

Latapie B, Lochaden ALE (2016) Range of confining pressures for the Hoek-Brown criterion. Geotech Res 2(4):148–154. https://doi.org/10.1680/jgere.15.00008

Miščević P, Vlastelica G (2009) Shear strength of weathered soft rock–proposal of test method additions. Proc Reg Sym on Rock Eng Diff Gr Cond–eurock 2009:303–308

Shen J, Priest SD, Karakus M (2012) Determination of mohr-coulomb shear strength parameters from generalized hoek-brown criterion for slope stability analysis. Rock Mech Rock Eng 45:123–129. https://doi.org/10.1007/s00603-011-0184-z

Sonmez H, Altinsoy H, Gokceoglu C, Medley EW (2006), Considerations in developing an empirical strength criterion for bimrocks, 4th Asian Rock Mechanics Symposium (ARMS 2006), Nov 6–10 2006, Singapore

Vučemilović H, Mulabdić M, Miščević P (2021) Corrected rock fracture parameters and other empirical considerations for the rock mechanics of rock masses of Doha Qatar. Geotech Geol Eng 39:2823–2847. https://doi.org/10.1007/s10706-020-01658-y

Publisher's Note Springer Nature remains neutral with regard to jurisdictional claims in published maps and institutional affiliations.

Zaključak dodataka

Ovaj je rad dokazao da je intaktni aspekt Hoek-Brown kriterija valjan za primjenu na katarskim stijenskim masama, dok je izračun Hoek-Brown parametara stijenske mase koji ovisi o *GSI-indeksu*, potencijalno problematičan. S druge smo pak strane vidjeli da se prosjek vrijednosti za *RMR-klasifikaciju* od Kassem (2016) [26] puno ne razlikuje od autorovog prosjeka za *GSI-indeks.* Objavljene RMR_{89}-klasifikacije od Karagkounis et al. (2016) [27] su nepotpune za nalaženje prosjeka za bilo kakav komparativni zaključak. Nadalje, ograničenja spomenuta u Hoek (2007) [38] stavljaju predmetne stijenske mase između „koristiti Hoek–Brown s oprezom“ i „ne koristiti Hoek–Brown“, s obzirom na parametar broja skupova pukotina. No budući da katarske stijenske mase spadaju ni pod jedan tip stijenskih masa do sada raspravljen od strane vodećih svjetskih stručnjaka u ovom području, i budući da nemaju jasno prepoznatljive pukotine tijekom znatnog broja obavljenih kartiranja, autor je pružio dokaze da je barem intaktni Hoek-Brown primjenjiv.

Što se tiče pitanja tranzicije donjeg doma stijenskih masa između stijena i tala, katarske stijenske mase su previše čvrste da bi se poklapale s prijelaznom zonom prema tvrdim tlima, prema Carvalho et al. (2007) [42] te protivno izjavama Karakgounis et al. (2016) [68], ne mogu se smatrati prijelaznim tlom (Intermediate Ground Material - IGM), što je još jedan argument prema korištenju intaktnog Hoek-Brown kriterija. Jedini geološki član razmatran u ovom radu koji zalazi u prijelaznu zonu (< 15 MPa) i može spadati pod nju u manjem obimu je RUS član budući da je pri samom vrhu te zone ili čak izvan nje (ovisno uzima li se granica od 15 MPa ili 10 MPa). Pretpostavka je da bi MSH i SL članovi posebice dali suvisle parametre putem intaktnog Hoek–Brown modela za m_i jer su im prosječne *UCS* vrijednosti veće. Ovdje treba i naglasiti da RUS gips sloj nije razmatran u ovom radu, a budući se nalazi na dubinama većim od 40 m, najvjerojatnije spada u višoj mjeri u gore spomenutu prijelaznu zonu.

Rezultati konverzije u Mohr-Coulomb kriterij lokalnih stijena su također analizirani u sklopu ovog rada. Poznata je činjenica da gotovo svi softverski paketi danas koriste i dalje ovaj model. Međutim, vrlo je bitan pravilan izbor metode te konverzije. U idealnom slučaju, prvo je potrebno dobiti Hoek-Brown parametre putem ispravnih troosnih ispitivanja, nakon čega se raspon $0 < \sigma_3 < 0{,}25$ *UCS* koristi za konverziju. Budući da nam je raspolaganju malo valjanih troosnih rezultata u Katru, usvojen je alternativni simulirani postupak prema Hoek i Brown (1997) [30]. Ovdje je glavni zaključak sljedeći: da bi se dobili Mohr-Coulomb parametri, moraju se prvo dobiti Hoek-Brown parametri, jer u protivnom se mogu dobiti nerealistične Mohr-Coulomb vrijednosti. Na ovaj način su izračunati definitivni rasponi vrijednosti kuta trenja i kohezije za katarske stijene, i ti rezultati su verificirani pomoću niza podataka dobivenih diljem svijeta za sedimentne stijene (poglavlje 8). Autor vjeruje da će ovaj doprinos umanjiti preveliku varijabilnost, samim time i nepouzdanost rezultata dobivanih do sada.

Autor je u ovom radu također izračunao raspone vrijednosti za tlačnu čvrstoću stijenske mase, modul elastičnosti stijenske mase i vlačnu čvrstoću stijenske mase. Za svo troje, nađena je dobro podudarnost između rezultata prema nekoliko autora, iako su za tlačnu čvrstoću dobivena dva različita raspona. Budući da su predmetne stijenske mase umjereno varijabilnih svojstava preko relativno malih udaljenosti, čemu mogu posvjedočiti brojni prakticirajući geotehničari u zemlji, vrijednosti za svojstva stijenske mase mogu se jedino dobiti uprosječivanjem rezultata koji se dobro potvrđuju i dobro se slažu. Varijabilna priroda predmetnih stijenskih masa može se numerički predstaviti za neko prostorno područje samo uzimanjem prosjeka parametara preko više geoloških

slojeva ili članova. Važno je naglasiti da su podaci korišteni za izračun prosječnih vrijednosti stijenskih parametara u ovom radu dobiveni iz velike baze podataka, s većeg područja južne Dohe.

Reference

[1] Deere DU (1963) Technical description of rock cores for engineering purposes. Rock mechanics and engineering geology 1(1): 18. Vienna: Springer.

[2] Ahmed TMF (2013) Modified Value of Rock Quality Designation Index RQD in Rock Formation. International Conference on Case Histories in Geotechnical Engineering. 1. https://scholarsmine.mst.edu/icchge/7icchge/session05/1

[3] Araghi MS, Samani FB, Goudarzi MT (2006) A proposal for the modification of RQD (MRQD), ISRM International Symposium 2006, 4th Asian Rock Mechanics Symposium, Rock mechanics in underground construction, 8-10 November Singapore, Leung CF and Zhou YX (eds) © 2006 by World Scientific Publishing Co. Pte. Ltd, ISBN 981-270-437-X

[4] Azimian A (2015) A New Method for Improving the RQD Determination of Rock Core in Borehole. Rock Mechanics and Rock Engineering · June 2015. Springer-Verlag Wien 2015. 10.1007/s00603-015-0789-8.

[5] Bartolomé C, de Vicente S, Bueno J, Morueco A & López M, Osuna I, Portugués J, Lain R (2007). El valor umbral optimo del RQD sobre redes fractales de fracturas (in spanish).

[6] Chen Q, Yin T & Jia H (2019) Selection of Optimal Threshold of Generalised Rock Quality Designation Based on Modified Blockiness Index. Advances in Civil Engineering. 2019. 1-11. 10.1155/2019/1340549.

[7] Haftani M, Chehreh HA, Mehinrad A, Binazadeh K (2015) Practical Investigations on Use of Weighted Joint Density to Decrease the Limitations of RQD Measurements. Rock Mechanics and Rock Engineering, June 2015. 10.1007/s00603-015-0788-9

[8] Harrison JP (1999) Selection of the threshold value in RQD assessments. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences 36 (1999) 673-685. 10.1016/S0148-9062(99)00035-2

[9] Zhao ZP, Zhi JC (2015) Application and Improvement of Rock Quality Designation (RQD). Applied Mechanics and Materials Online: 2015-03-23, ISSN: 1662-7482, Vols. 744-746, pp 1371-1373. 10.4028/www.scientific.net/AMM.744-746.1371, © 2015 Trans Tech Publications, Switzerland

[10] Pells PJ, Bieniawski ZT, Hencher SR, Pells SE (2017) Rock quality designation (RQD): time to rest in peace. Canadian Geotechnical Journal. 54.

[11] Li L, Ouellet S, Aubertin M (2009) An improved definition of rock quality designation, RQDc. ROCKENG09: Proceedings of the 3rd CANUS Rock Mechanics Symposium, Toronto, May 2009 (Ed: M. Diederichs and G. Grasselli).

[12] Bieniawski, ZT (1973) Engineering classification of jointed rock masses. Civil Eng. S. Afr. 1973, 15, 333–343.

[13] Barton N, Lien R, Lunde J (1974) Engineering classification of rock masses for the design of tunnel support. Rock Mechanics 6, 189–236 (1974). https://doi.org/10.1007/BF01239496

[14] Du SG, Xu SF, Yang SF et al. (2000), "Application of rock quality designation (RQD) to engineering classification of rocks," Journal of Engineering Geology, vol. 8, no. 3, pp. 351–356, 2000, in Chinese.

[15] Wang GX, Wang XD, and Xiao SF (2002a), "Study on applying broad sense RQD to anisotropy of rock mass," Journal of Jilin University (Earth Science Edition), vol. 32, no. 3, pp. 258–260, 2002a, in Chinese.

[16] Zhang W, Chen JP, Yuan XQ et al. (2012a), "Study of size effect and spatial effect of RQD for rock masses based on three dimensional fracture network," Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, vol. 31, no. 7, pp. 1437–1445, 2012a, in Chinese.

[17] Priest SD i Hudson JA (1976) Discontinuity Spacings in Rock. Int. J. Rock Mech. & Min. Sci & Geomechanics Abstracts, 13 (5),1976, pp. 135-148

[18] Hudson JA, Harrison JP (2000) Engineering Rock Mechanics. Amsterdam: Pergamon.

[19] Vali B, Arpa G (2012) Finding the Relationship between RQD and Fracture Frequency in the different Ok Tedilithologies. International Symposium on Earth Science and Technology, CINEST 2012, Procedia Earth and Planetary Science 6 (2013) 403 – 410

[20] Cavelier C, Salatt A, Heuze Y (1970) Geological description of the Qatar Peninsula (Arabian Gulf): explanation of the 1/100.000 geological map of Qatar. Bureau de Recherches Géologiques et Minières

[21] Al-Saad H, Nasir S, Sadooni F, & Al-Sharhan A (2002), Stratigraphy and sedimentology of the Hofuf Formation in the State of Qatar, in relation to the tectonic evolution of the Eastern Arabian Block: Neues Jahrbuch fuer Geologie und Palaeontologie Abhandlung.

[22] Embabi NS & Ali AA (1990), Geomorphology of depressions in the Qatar Peninsula (in Arabic): Qatar University, Al-Ahleia Press, 357 p.

[23] Sadiq A, Nasir S (2002) Middle-Miocene Karst evolution in the State of Qatar, Arabian Gulf. Journal of Cave and Karst Science, 64/2: 132-139

[24] Jakubowski J, Stypulkowski JB, Bernardeau FG (2017) Multivariate linear regression and CART regression analysis of TBM performance at Abu Hamour phase-1 tunnel. Arch. Min. Sci. 62 (2017), 4, 825-841. 10.1515/amsc-2017-0057

[25] Stypulkowski JB, Bernardeau FG (2018) Abu Hamour Tunnel Phase I the First TBM Tunnel in Qatar: The Art of Tunneling in a New World. 141-152. 10.1007/978-3-319-61636-0_11.

[26] Kassem AF (2016) Engineering Characteristics of Rocks in Qatar; Applications on Excavation and Tunneling. Master thesis, The American University in Cairo, The School of Sciences and Engineering

[27] Karagkounis N, Latapie B, Sayers K, Mulinti SR (2016) Geology and geotechnical evaluation of Doha rock formations. Geotechnical Research, 2016, 3(3), 119–136, http://dx.doi.org/10.1680/jgere.16.00010

[28] Stypulkowski JB, Pathak AK, Bernardeau FG (2014) Engineering geology for weak rocks of Abu Hamour surface and ground water drainage tunnel Phase-1, Doha, Qatar, ISRM-EUROCK-2014-047, International Society for Rock Mechanics and Rock Engineering, ISRM Regional Symposium - EUROCK 2014, 27-29 May, Vigo, Spain, https://doi.org/10.2991/rare-16.2016.7

[29] Fourniadis I (2010) Geotechnical Characterization of the Simsima Limestone (Doha, Qatar), GeoShanghai International Conference 2010 June 3-5, 2010 | Shanghai, China, https://doi.org/10.1061/41105(378)38

[30] Hoek E, Brown ET (1997) Practical estimates of rock mass strength. Int J Rock Mech Min Sci 34:1165–1186

[31] Hoek E, Brown ET (1980a) Underground excavations in rock. London: Institute of Mining and Metallurgy

[32] Hoek E & Brown ET (1988). The Hoek-Brown failure criterion - a 1988 update. Proc. 15th Canadian Rock Mech. Symp. (ed. J.H. Curran), pp. 31-38. Toronto: Civil Engineering Dept., University of Toronto

[33] Hoek E, Carranza-Torres C, Corkum B (2002) Hoek-Brown failure criterion – 2002 Edition. Conference: Proc. NARMS-TAC Conference, Toronto, 2002, 1, 267-273

[34] Arshadnejad S, Nick N (2016) Empirical models to evaluate of "m_i" as an intact rock constant in the Hoek-Brown rock failure criterion. 19th Southeast Asian Geotechnical Conference & 2nd AGSSEA Conference (19SEAGC & 2AGSSEA) Kuala Lumpur 31 May – 3 June 2016

[35] Cai M (2009) Practical Estimates of Tensile Strength and Hoek–Brown Strength Parameter mi of Brittle Rocks. Rock Mechanics and Rock Engineering. 43. 167-184. 10.1007/s00603-009-0053-1.

[36] Richards LR, Read SAL (2011) A comparison of methods for determining mi, the Hoek-Brown parameter for intact rock material. 45th US Rock Mechanics / Geomechanics Symposium.

[37] Perras MA, Diederichs MS (2014) A Review of the Tensile Strength of Rock: Concepts and Testing. Geotechnical and Geological Engineering, January 2014, 10.1007/s10706-014-9732-0

[38] Hoek E (2007) Practical Rock Engineering. e-book, chapter 11: Rock mass properties

[39] Brown ET (2008) Estimating the Mechanical Properties of Rock Masses. SHIRMS 2008 – Y. Potvin, J.

[40] Mostyn G & Douglas K (2000) Strength of intact rock and rock masses. GeoEng 2000. 1.

[41] Carter TG, Diederichs MS, Carvalho, JL (2008) Application of modified Hoek–Brown transition relationships for assessing strength and post yield behavior at both ends of the rock competence scale. Proceedings 6th International Symposium on Ground Support in Mining and Civil Engineering Construction, SAIMM, Johannesburg, pp. 37–60. Carter, A. Dyskin, R. Jeffrey (eds), © 2008 Australian Centre for Geomechanics, Perth, ISBN 978-0-9804185-5-2

[42] Carvalho JL, Carter TG, and Diederichs MS (2007) An approach for prediction of strength and post-yield behavior for rock masses of low intact strength. Rock Mechanics: Meeting Society's Challenges and Demands, Proceedings 1st Canada – U.S. Rock Mechanics Symposium, Taylor and Francis, Leiden, 1, pp. 249–257.

[43] Barton N (2002) Some new Q-value correlations to assist in site characterization and tunnel design. Int. J. Rock Mech. & Min. Sci. Vol. 39/2:185-216.

[44] Galera JM, Álvarez M, Bieniawski ZT (2007) Evaluation of the deformation modulus of rock masses using RMR: Comparison with dilatometer tests. In: Proceedings of the ISRM Workshop W1, Madrid, Spain, Jul. 6-7, 2007. Taylor & Francis, Madrid. pp. 71-77. 2007.

[45] Gokceoglu C, Sonmez H, Kayabasi A (2003) Predicting the deformation moduli of rock masses. Int J Rock Mech Min Sci, 40(5):701–10

[46] Hoek E, Diederichs MS (2006) Empirical estimation of rock mass deformation modulus. International Journal of Rock Mechanics and Mining Science 43 (2006) 203–215, 10.1016/j.ijrmms.2005.06.005

[47] Hoek E, Kaiser PK, Bawden WF (1995) Support of underground excavations in hard rock. Rotterdam: A.A. Balkema.

[48] ISO 14689:2017 (2017) Geotechnical investigation and testing — Identification, description and classification of rock. Technical Committee ISO/TC 182, Geotechnics.

[49] Deere DU & Deere DW (1988). The Rock Quality Designation (RQD) Index in Practice. In: Rock Classification Systems for Engineering Purposes, Kirkaldie, L. (Ed.). American Society for Testing and Materials, Philadelphia, ISBN: 0-8031-0988-1, pp: 91-101.

[50] Al Yousef M (2003) Mineralogy, geochemistry and origin of Quaternary sabkhas in the Qatar peninsula, Arabian Gulf, unpublished PhD thesis, university of Southampton.

[51] Vučemilović H, Mulabdić M & Miščević P (2021) Corrected Rock Fracture Parameters and Other Empirical Considerations for the Rock Mechanics of Rock Masses of Doha, Qatar. Geotech Geol Eng 39, 2823–2847 (2021). https://doi.org/10.1007/s10706-020-01658-y

[52] ASTM D7012-10 (2010), Standard Test Method for Compressive Strength and Elastic Moduli of Intact Rock Core Specimens under Varying States of Stress and Temperatures, ASTM International, West Conshohocken, PA, 2010, www.astm.org

[53] ASTM D2938 (1995), Standard Test Method for Unconfined Compressive Strength of Intact Rock Core Specimens, AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS, 100 Barr Harbor Dr., West Conshohocken, PA 19428

[54] Hatheway A. (2009) The Complete ISRM Suggested Methods for Rock Characterization, Testing and Monitoring; 1974-2006. Environmental and Engineering Geoscience. 15. 47-48. 10.2113/gseegeosci.15.1.47.

[55] ASTM D3967-08 (2008) Standard test method for splitting tensile strength of intact rock core specimens. ASTM International, West Conshohocken, USA

[56] ASTM D3967-16 (2016) Standard Test Method for Splitting Tensile Strength of Intact Rock Core Specimens, ASTM International, West Conshohocken, PA, 2016, www.astm.org

[57] ISRM (1985) Suggested method for determining point load strength. Int J Rock Mech Min Sci Geomech Abstr 22:51–60

[58] ASTM D5731-08 (2008) Standard Test Method for Determination of the Point Load Strength Index of Rock and Application to Rock Strength Classifications, ASTM International, West Conshohocken, PA, 2008, www.astm.org

[59] Bieniawski, Z.T. (1989). Engineering Rock Mass Classification.

[60] Lowson AR, Bieniawski ZT (2013) Critical assessment of rmr based tunnel design practices: a practical engineer's approach. In: Rapid excavation & tunneling conference, 16

[61] Duran A (2016), Rock mass assessment — what goes wrong. APSSIM 2016 Brisbane Australia – PM Dight (ed.) © 2016 Australian Centre for Geomechanics, Perth, ISBN 978-0-9924810-5-6

[62] Russo A, Hormazabal E (2019) Correlations between various rock mass classification systems including Laubscher (MRMR), Barton (Q) and Hoek and Marinos (GSI) systems. Geotechnical Engineering in the XXI century1: lessons and future challenges, NP Lopez-Acosta et al. (Eds), © the Authors and IOS Press, CC BY-NC 4.0, https://doi.org/10.3233/STALI90347

[63] Jun L, Peng S, Shuyu G, Jiji N (2021), "Characteristics Analysis of Generalized Rock Quality Designation (RQD) Based on Degree of Joint Development", Advances in Civil Engineering, vol. 2021, Article ID 4702348, 13 pages, 2021. https://doi.org/10.1155/2021/4702348

[64] Senz Z & Kazi A (1984), "Discontinuity spacing and RQD estimates from finite length scanlines," International Journal of Rock Mechanics and Mining Science & Geomechanics Abstracts, vol. 21, no. 4, pp. 203–212, 1984.

[65] A'ssim A & Xing ZY (2010). Most Used Rock Mass Classifications for Underground Openings, American J. of Engineering and Applied Sciences 3 (2): 403-411, 2010 ISSN 1941-7020 © 2010 Science Publications

[66] Terzaghi K (1946) Rock Defects and Loads on Tunnel Supports. In: Proctor, R.V. and White, T.L., Eds., Rock Tunneling with Steel Supports, Commercial Shearing and Stamping Company, Youngstown

[67] Palmstrom A (1996) The weighted joint density method leads to improved characterization of jointing. In: International Conference on Recent Advances in Tunneling Technology, New Delhi, India

[68] Palmstrom A (2005) Measurements of and correlations between block size and rock quality designation (RQD). Tunnels Undergr Space Technol 20:362–377

[69] Aubertin M, Li L, Simon R (2000) A multiaxial stress criterion for short- and long-term strength of isotropic rock media, International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, Volume 37, Issue 8, 2000, Pages 1169-1193, ISSN 1365-1609, https://doi.org/10.1016/S1365-1609(00)00047-2.

[70] Li L, Aubertin M, Simon R, Den, D, Labrie D (2007) Influence of scale on the uniaxial compressive strength of brittle rock, Rock Mechanics: Meeting Society's Challenges and Demands, Eberhardt, E., Stead, D., Morrison, T. (eds.). Taylor & Francis, vol. 1, pp. 785-792.

[71] Pinto da Cunha A (1990) Scale effects in rock masses: proceedings of the First International Workshop on Scale Effects in Rock Masses, Loen, Norway, 7-8 June 1990

[72] NGI (2015) Handbook, Using the Q-system - Rock mass classification and support design

[73] Aladejare AE, Wang Y (2019) Probabilistic Characterization of Hoek–Brown Constant mi of Rock Using Hoek's Guideline Chart, Regression Model and Uniaxial Compression Test. Geotechnical and Geological Engineering. 10.1007/s10706-019-00961-7

[74] Hoek E & Brown ET (1980b). Empirical strength criterion for rock masses. J. Geotech. Engng Div., ASCE 106(GT9), 1013-1035.

[75] Hoek E (1990). Estimating Mohr-Coulomb friction and cohesion values from the Hoek-Brown failure criterion. *Intnl. J. Rock Mech. & Mining Sci. & Geomechanics Abstracts.* 12(3), 227-229.

[76] Hoek E. (1994) Strength of rock and rock masses. ISRM News Journal 1994;2(2):4e16.

[77] Hoek E, Wood D and Shah S (1992). A modified Hoek-Brown criterion for jointed rock masses. Proc. rock characterization, symp. Int. Soc. Rock Mech.: Eurock '92, (J.Hudson ed.). 209-213.

[78] Hoek E, Marinos P, and Benissi M (1998) Applicability of the Geological Strength Index (GSI) classification for very weak and sheared rock masses. The case of the Athens Schist Formation. Bull. Engg. Geol. Env. 57(2), 151-160.

[79] Hoek E & Marinos P (2000) Predicting Tunnel Squeezing. Tunnels and Tunnelling International. Part 1 - November Issue 2000,. 45-51, Part 2 - December, 2000, 34-36.

[80] Marinos, P. & Hoek, Evert. (2000). GSI-A geologically friendly tool for rock mass strength estimation. Proceedings of the International Conference on Geotechnical and Geological Engineering (GeoEng2000).

[81] Marinos, P., Hoek, E. (2001). Estimating the geotechnical properties of heterogeneous rock masses such as flysch. Bull Eng Geol Environ 60, 85–92 (2001). https://doi.org/10.1007/s100640000090

[82] Franklin JA & Hoek E (1970) Developments in Triaxial Testing Technique. Rock Mechanics Volume 2, Pages 223-228

[83] Shen J, Karakus M (2014) Simplified Method for Estimating the Hoek-Brown Constant for Intact Rocks. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, © American Society of Civil Engineers. 10.1061/(ASCE)GT.1943-5606.0001116

[84] Latapie B, Lochaden ALE (2015) Range of confining pressures for the Hoek–Brown criterion. Geotechnical Research, 2015, 2(4), 148–154, http://dx.doi.org/10.1680/jgere.15.00008

[85] Vučemilović H (2021) Technical Note Calculation of Mohr-Coulomb Parameters for Rocks of Doha, Qatar. Geotech Geol Eng (2021). https://doi.org/10.1007/s10706-021-01958-x

[86] Hoek, E (1983). Strength of jointed rock masses, 23rd. Rankine Lecture. Géotechnique 33(3), 187-223.

[87] Bejarbaneh BY, Armaghani DJ, Amin MFM (2015), Strength characterisation of shale using Mohr–Coulomb and Hoek–Brown criteria, Measurement, Volume 63, 2015, Pages 269-281, ISSN 0263-2241, https://doi.org/10.1016/j.measurement.2014.12.029.

[88] Armaghani DJ, Hajihassani M, Bejarbaneh BY, Marto A, Mohamad ET (2014), Indirect measure of shale shear strength parameters by means of rock index tests through an optimized artificial neural network, Measurement, Volume 55, 2014, Pages 487-498, ISSN 0263-2241, https://doi.org/10.1016/j.measurement.2014.06.001.

[89] Bell FG (2007), Engineering Geology (Second Edition), Butterworth-Heinemann, Elsevier

[90] Shen J, Priest SD, Karakus M (2012), Determination of Mohr–Coulomb Shear Strength Parameters from Generalized Hoek–Brown Criterion for Slope Stability Analysis, Rock Mech Rock Eng (2012) 45:123–129, DOI 10.1007/s00603-011-0184-z

[91] Goodman RE (1989). Introduction to Rock Mechanics. Wiley, New York, NY.

[92] Miščević P & Vlastelica G. (2009). Shear strength of weathered soft rock - proposal of test method additions. Proc. Reg. Sym. on Rock Eng. in Diff. Gr. Cond. - Eurock 2009. 303-308.

[93] Sonmez H, Altinsoy H, Gokceoglu C, Medley EW (2006), Considerations in developing an empirical strength criterion for bimrocks, 4th Asian Rock Mechanics Symposium (ARMS 2006), Nov 6-10 2006, Singapore

[94] Aksoy CO, Uyar GG, Ozcelik Y (2016), Comparison of Hoek-Brown and Mohr-Coulomb failure criterion for deep open coal mine slope stability, Structural Engineering and Mechanics, Vol. 60, No. 5 (2016) 809-828, http://dx.doi.org/10.12989/sem.2016.60.5.809

[95] Geertsema AJ (2000), The engineering characteristics of important southern African rock types with emphasis on shear strength of concrete dam foundations, Department of civil engineering, Technicon Pretoria, Report to the water research commission No. 433/1/00, December 2000.

[96] Vásárhelyi B, Kovács D (2016) Empirical methods of calculating the mechanical parameters of the rock mass. Periodica Polytechnica Civil Engineering. 61(1), pp. 39–50, 10.3311/PPci.10095

[97] Zhang L (2010) Estimating the Strength of Jointed Rock Masses. Rock Mech Rock Eng (2010) 43:391–402, 10.1007/s00603-009-0065-x

[98] Diederichs MS, Kaiser PK and Eberhardt E (2004) Damage initiation and propagation in hard rock during tunnelling and the influence of near-face stress rotation. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 41(5), pp. 785–812.

[99] Diederichs MS, Carvalho JL and Carter TG (2007) A modified approach for prediction of strength and post-yield behaviour for high GSI rock masses in strong, brittle rock. Rock Mechanics: Meeting Society's Challenges and Demands, Proceedings 1st Canada – U.S. Rock Mechanics Symposium, Eberhardt, Stead and Morrison (editors), Taylor and Francis, Leiden, 1, pp. 277–285.

[100] Martin, CD (1997) Seventeenth Canadian Geotechnical Colloquium: the effect of cohesion loss and stress path on brittle rock strength. Canadian Geotechnical Journal, 34(5), pp. 698–725.

Curriculum Vitae

Hrvoje Vučemilović rođen je 6. Listopada 1977. g. u Našicama. Diplomirao je na Građevinskom fakultetu, Sveučilišta J.J. Strossmayera u Osijeku u lipnju 2002. g. stekavši titulu diplomiranog inženjera građevine. Titulu magistra znanosti stekao je 2004. g. na Građevinskom fakultetu Ruhr Sveučilišta u Bochumu u Njemačkoj.

Nakon toga radio je u građevinskoj struci kao inženjer na građevinskim projektima u Hrvatskoj, radeći između ostalog za Konstruktor Inženjering iz Splita te poslije toga na međunarodnim projektima u Azerbajdžanu i Katru radeći u izvođačkim tvrtkama. Trenutno je zaposlen u Katru, gdje se i nalazio tijekom cijelog doktorskog studija.

Profesionalna kronologija

07/2016 - danas

Qatar Trading and Contracting Group. Katarska tvrtka za izvođenje radova javne infrastrukture (kanalizacijski sustavi, ceste i prateća infrastruktura, radovi mikrotuneliranja). Rad kao voditelj odjela kvalitete na projektima, do sada na 3 projekta (ukupna vrijednost radova 465 milijuna dolara).

04/2014 – 07/2015

Ludwig Pfeiffer Microtunnel. Njemačka tvrtka za izvođenje radova mikrotuneliranja za njemačke i međunarodne projekte javne infrastrukture. Rad kao voditelj projekta na projektu Dernegul-Bakixanov kanalizacije, u Bakuu Azerbajdžan (vrijednost radova 5 milijuna dolara)

03/2011 – 04/2014

AJECT Qatar. Saudijsko katarska tvrtka za izvođenje radova mikrotuneliranja za katarske radove javne infrastrukture. Rad kao projektni inženjer na sveukupno 8 različitih projekata u svojstvu specijalističkog podizvođača.

05/2010 – 11/2010

Eurco d.d. Hrvatska tvrtka iz Vinkovaca, izvođač radova javne infrastrukture. Rad kao voditelj gradilišta na projektu proširenja poslovne zone Podi, Šibenik (vrijednost radova 2 milijuna eura)

09/2005 – 05/2010

Konstruktor Inženjering d.d. Split. Izvođač radova javne infrastrukture. Rad kao tehnički inženjer i inženjer gradilišta na projektima cestovne i kanalizacijske infrastrukture u Hrvatskoj, Crnoj Gori te u Katru

Akademska kronologija

01/2018 - danas

Poslijediplomski doktorski studij na Sveučilištu J.J, Strossmayera u Osijeku, rađevinski i arhitektonski fakultet Osijek

10/2002 – 10/2004

Poslijediplomski magistarski studij na Ruhr Sveučilištu u Bochumu, Njemačka.

09/1996 – 06/2002

Diplomski sveučilišni studij građevinarstva na Sveučilištu J.J, Strossmayera u Osijeku, Građevinski i arhitektonski fakultet Osijek