

Usporedba metoda određivanja karakterističnih krivulja stijenske mase i podgrade

Stojanović, Katarina

Master's thesis / Diplomski rad

2024

Degree Grantor / Ustanova koja je dodijelila akademski / stručni stupanj: **University of Zagreb, Faculty of Civil Engineering / Sveučilište u Zagrebu, Građevinski fakultet**

Permanent link / Trajna poveznica: <https://um.nsk.hr/um:nbn:hr:237:072612>

Rights / Prava: [In copyright](#) / [Zaštićeno autorskim pravom.](#)

Download date / Datum preuzimanja: **2025-03-14**

Repository / Repozitorij:

[Repository of the Faculty of Civil Engineering,
University of Zagreb](#)





Sveučilište u Zagrebu

GRAĐEVINSKI FAKULTET

Katarina Stojanović

**USPOREDBA METODA ODREĐIVANJA
KARAKTERISTIČNIH KRIVULJA STIJENSKE
MASE I PODGRADE**

DIPLOMSKI RAD

Zagreb, 2024.



Sveučilište u Zagrebu

GRAĐEVINSKI FAKULTET

Katarina Stojanović

**USPOREDBA METODA ODREĐIVANJA
KARAKTERISTIČNIH KRIVULJA STIJENSKE
MASE I PODGRADE**

DIPLOMSKI RAD

Prof. dr. sc. Meho Saša Kovačević

Zagreb, 2024.



University of Zagreb

FACULTY OF CIVIL ENGINEERING

Katarina Stojanović

**COMPARISON OF METHODS FOR
DETERMINING CHARACTERISTIC CURVES OF
ROCK MASS AND SUPPORT**

MASTER THESIS

Prof. dr. sc. Meho Saša Kovačević

Zagreb, 2024.



OBRAZAC 3

POTVRDA O POZITIVNOJ OCJENI PISANOG DIJELA DIPLOMSKOG RADA

Student/ica :

(Ime i prezime)

(JMBAG)

zadovoljio/la je na pisanom dijelu diplomskog rada pod naslovom:

(Naslov teme diplomskog rada na hrvatskom jeziku)

(Naslov teme diplomskog rada na engleskom jeziku)

i predlaže se provođenje daljnjeg postupka u skladu s Pravilnikom o završnom ispitu i diplomskom radu Sveučilišta u Zagrebu Građevinskog fakulteta.

Pisani dio diplomskog rada izrađen je u sklopu znanstvenog projekta: (upisati ako je primjenjivo)

(Naziv projekta, šifra projekta, voditelj projekta)

Pisani dio diplomskog rada izrađen je u sklopu stručne prakse na Fakultetu: (upisati ako je primjenjivo)

(Ime poslodavca, datum početka i kraja stručne prakse)

Datum:

Mentor:

Potpis mentora:

Komentor:



OBRAZAC 5

IZJAVA O IZVORNOSTI RADA

Ja :

(Ime i prezime, JMBAG)

student/ica Sveučilišta u Zagrebu Građevinskog fakulteta ovim putem izjavljujem da je moj pisani dio diplomskog rada pod naslovom:

(Naslov teme diplomskog rada na hrvatskom jeziku)

izvorni rezultat mojega rada te da se u izradi istoga nisam koristio/la drugim izvorima osim onih koji su u njemu navedeni.

Datum:

Potpis:

Stojanović K.



OBRAZAC 6

IZJAVA O ODOBRENJU ZA POHRANU I OBJAVU PISANOG DIJELA DIPLOMSKOG RADA

Ja :

(Ime i prezime, OIB)

ovom izjavom potvrđujem da sam autor/ica predanog pisanog dijela diplomskog rada i da sadržaj predane elektroničke datoteke u potpunosti odgovara sadržaju dovršenog i obranjenog pisanog dijela diplomskog rada pod naslovom:

(Naslov teme diplomskog rada na hrvatskom jeziku)

koji je izrađen na sveučilišnom diplomskom studiju Građevinarstvo Sveučilišta u Zagrebu Građevinskog fakulteta pod mentorstvom:

(Ime i prezime mentora)

i obranjen dana:

(Datum obrane)

Suglasan/suglasna sam da pisani dio diplomskog rada u cijelosti bude javno dostupan, te da se trajno pohrani u digitalnom repozitoriju Građevinskog fakulteta, repozitoriju Sveučilišta u Zagrebu te nacionalnom repozitoriju.

Datum:

Potpis:

Stojanović K.

SAŽETAK

Analiza naprezanja i deformacija u stijenskoj masi oko otvora ključna je za određivanje karakterističnih krivulja stijenske mase i podgrade, koje su važne za stabilnost podzemnih građevinskih objekata. Razvijene su brojne metode, no većina ih pretpostavlja kružni tunel u hidrostatskom polju naprezanja. Glavni fokus tih metoda je izračun plastične zone i praćenje napredovanja sloma stijenske mase tijekom iskopa. U ovom radu analiziraju se dvije metode: Carranza-Torres i Lee-Pietruszczak. Teorijski dio rada obuhvaća analizu njihovih pretpostavki, parametara i načina rješavanja problema. Praktični dio uključuje primjenu softverskog alata RocSupport, čime će se istaknuti ključne razlike i sličnosti između tih dviju metoda. Cilj rada je pružiti jasniji uvid u to kako svaka metoda pristupa problemu određivanja ponašanja stijenske mase, s posebnim naglaskom na stabilnost tunela i podzemnih objekata.

Ključne riječi: naprezanje, deformacije, karakteristična krivulja, stijenska masa, podgrada, Carranza-Torres, Lee i Pietruszczak

SUMMARY

The analysis of stress and deformation in rock masses surrounding an opening is crucial for determining characteristic curves of rock mass and support, which are essential for the stability of underground structures. Numerous methods have been developed, but most of them assume a circular tunnel in a hydrostatic stress field. The main focus of these methods is the calculation of the plastic zone and monitoring the progression of rock mass failure during excavation. This paper examines two methods: Carranza-Torres and Lee-Pietruszczak. The theoretical part of the paper includes an analysis of their assumptions, parameters, and problem-solving approaches. The practical part involves the application of the RocSupport software, highlighting the key differences and similarities between these two methods. The aim of this paper is to provide a clearer understanding of how each method approaches the problem of determining the behavior of rock masses, with a particular emphasis on tunnel and underground structure stability.

Key words: stress, deformation, characteristic curve, rock mass, support, Carranza-Torres, Lee and Pietruszczak

SADRŽAJ

| | |
|---------------------------------------------------------------------------------------------------------|------------|
| SAŽETAK | i |
| SUMMARY | ii |
| SADRŽAJ | iii |
| 1. UVOD | 1 |
| 2. METODE I TEHNIKE RADA | 2 |
| 3. STANJE NAPREZANJA I DEFORMACIJA OKO STIJENSKOG OTVORA | 3 |
| 3.1. Analitički pristup | 3 |
| 3.1.1. Teorija elastičnosti | 3 |
| 3.1.2. Teorija plastičnosti (određivanje granice elastične zone) | 6 |
| 3.2. Numerički pristup | 9 |
| 3.2.1. Metode konačnih elemenata (FEM) | 9 |
| 3.2.2. Metode diskretnih elemenata (DEM)..... | 10 |
| 3.2.3. Metode konačnih razlika (FDM)..... | 11 |
| 3.2.4. Metoda rubnih elemenata (BEM)..... | 11 |
| 4. METODA KONVERGENCIJE I OGRANIČENJA - KARAKTERISTIČNA KRIVULJA STIJENSKE MASE I PODGRADE | 13 |
| 4.1. Karakteristična krivulja stijenske mase | 14 |
| 4.2. Karakteristična krivulja podgrade..... | 16 |
| 5. METODE ODREĐIVANJA KARAKTERISTIČNE KRIVULJE STIJENSKE MASE I PODGRADE | 19 |
| 5.1. Carranza - Torres (2004.)..... | 19 |
| 5.1.1. Metoda određivanja karakteristične krivulje stijenske mase | 19 |
| 5.1.2. Metoda određivanja karakteristične krivulje podrgade | 26 |
| 5.1.2.1. Prstenovi betona ili mlaznog betona..... | 26 |
| 5.1.2.2. Čelični okviri i setovi s blokovima | 27 |
| 5.1.2.3. Geotehnička sidra i kablovi..... | 28 |

| | | |
|-----------|------------------------------------------------------------------|-----------|
| 5.2. | Lee I Pietruszczak (2008.) | 29 |
| 5.2.1. | Metoda određivanja karakteristične krivulje stijenske mase | 30 |
| 5.2.1.1. | Funkcija popuštanja | 31 |
| 5.2.1.2. | Funkcija plastičnog potencijala | 32 |
| 5.2.1.3. | Evolucija parametara čvrstoće | 33 |
| 5.2.1.4. | Aproksimacija "strain-softening" ponašanja | 34 |
| 6. | PRIMJER USPOREDBE PRIKAZANIH METODA | 36 |
| 6.1. | Opis problema | 36 |
| 6.2. | Prikaz rezultata | 37 |
| 7. | PARAMETARSKA ANALIZA | 38 |
| 7.1. | Parametarska analiza Carranza-Torres metode | 38 |
| 7.1.1. | Parametarska analiza podgrade | 39 |
| 7.1.2. | Parametarska analiza stijenske mase | 42 |
| 7.2. | Parametarska analiza Lee i Pietruszczak metode | 48 |
| 7.2.1. | Parametarska analiza podgrade | 49 |
| 7.2.2. | Parametarska analiza stijenske mase | 52 |
| 7.3. | Prikaz rezultata | 60 |
| 8. | ZAKLJUČAK | 62 |
| | POPIS LITERATURE | 63 |
| | POPIS SLIKA | 64 |
| | POPIS TABLICA | 66 |

1. UVOD

Analiza naprezanja i deformacija oko podzemnih otvora, poput tunela, ključna je za sigurno projektiranje i izvedbu podzemnih iskopa poput tunela. Iskopavanje narušava prirodnu ravnotežu naprezanja, uzrokujući redistribuciju naprezanja i pojavu deformacija oko tunelskog otvora. Ove promjene analiziraju se različitim analitičkim i numeričkim metodama kako bi se predvidjelo ponašanje stijenske mase i osigurala stabilnost.

Analitički pristup u analizi naprezanja i deformacija oko stijenskih otvora koristi matematičke jednadžbe za izračun raspodjele naprezanja, često primjenjujući jednostavne modele, poput izotropnih i homogenih stijenskih masa te kružnih otvora. Oslanja se na teorije elastičnosti i plastičnosti, omogućujući brzo razumijevanje ponašanja stijenske mase bez potrebe za složenim numeričkim simulacijama [1]. Numerički pristup analizi naprezanja i deformacija oko stijenskog otvora koristi računala i numeričke metode za rješavanje složenih jednadžbi koje opisuju ponašanje stijenske mase pod raznim uvjetima. U usporedbi s analitičkim metodama, ovi pristupi omogućuju detaljniju i precizniju analizu, osobito u složenim geološkim uvjetima [2].

Potporni sustavi, igraju ključnu ulogu u kontroli deformacija i stabilizaciji otvora, a njihov dizajn temelji se upravo na analizi naprezanja i deformacija oko stijenskog otvora. Metoda konvergencije i ograničenja važan je alat za predviđanje i upravljanje rizicima u podzemnim projektima. U velikoj je mjeri povezana s karakterističnim krivuljama stijenske mase i podgrade, koje su ključne za razumijevanje ponašanja stijenskog masiva tokom i nakon iskopavanja te kod podgrađivanja. Karakteristična krivulja stijenske mase opisuje odnos između radijalnog naprezanja i deformacija oko tunelskog otvora, dok karakteristična krivulja podgrade prikazuje odnos između opterećenja koje podgradna struktura može podnijeti i njezine deformacije [3].

U geotehničkom inženjerstvu, različite metode određivanja karakterističnih krivulja stijenske mase i podgrade daju različite rezultate, ovisno o uvjetima stijenske mase, vrstama podgrade i tehničkim parametrima korištenim u analizi. Do danas je razvijen niz metoda za analizu interakcije stijenske mase i podgrade. Ovaj rad uspoređuje dvije metode za određivanje karakterističnih krivulja stijenske mase Carranza-Torres metodu, te, Lee i Pietruszczak metodu, analizirajući njihove prednosti, ograničenja i optimalnu primjenu s obzirom na specifične geološke uvjete i inženjerske zahtjeve.

2. METODE I TEHNIKE RADA

Ovaj diplomski rad temelji se na temeljitoj analizi i proučavanju radova inženjera C. Carranza-Torresa, Y.K. Leeja i S. Pietruszczaka, koji se bave problematikom naprezanja i deformacija oko stijenskih otvora, što je od ključne važnosti za određivanje karakterističnih krivulja stijenskih masa i podgrada. Ova područja istraživanja imaju značajan utjecaj na procese projektiranja i stabilizacije podzemnih objekata. Uz navedene izvore, dublje razumijevanje teme postignuto je kroz prezentacije održane na predavanjima Odjela geotehnike na Građevinskom fakultetu u Zagrebu, koje su obuhvatile ključne teme kao što su "Teorija samonosivog svoda" i "Proračun stabilnosti podzemnih otvora". Također, kao važan izvor korištena je knjiga Mehanika stijena koju je napisao prof. dr. sc. Meho Saša Kovačević, pružajući dodatni teoretski okvir za ovu problematiku. Sva korištena literatura detaljno je navedena u poglavlju Literatura.

Praktični dio rada bavi se usporedbom proučavanih metoda korištenjem softverskog programa RocSupport, koji je dio Rocscience paketa namijenjenog geotehničkim analizama. RocSupport omogućuje analizu karakterističnih krivulja stijenskih masa i podgrada pod različitim uvjetima. U ovom radu, program je korišten za simulaciju metoda Carranza-Torresa i Lee-Pietruszczaka, što je omogućilo usporedbu njihovih pristupa u analizi naprezanja i deformacija stijenske mase. Rezultati simulacija istaknuli su ključne razlike i sličnosti među metodama, pružajući dublji uvid u njihovu primjenu u praksi.

3. STANJE NAPREZANJA I DEFORMACIJA OKO STIJENSKOG OTVORA

Unutarnja sila koja se javlja kao odgovor na vanjske sile ili promjene temperature unutar čvrstog tijela naziva se naprezanje. Deformacija, s druge strane, predstavlja promjenu oblika čvrstog tijela uslijed redistribucije naprezanja; dakle, deformacija je posljedica naprezanja. Stanje naprezanja i deformacija u okolini stijenskog otvora neophodno je za razumijevanje i analizu stabilnosti i sigurnosti tunela u stijenskoj masi. Naprezanje objašnjava sile koje djeluju unutar stijenske mase ili materijala, dok deformacija opisuje kako se materijal mijenja pod utjecajem tih sila. Kada se iskopa tunel, dolazi do poremećaja prirodne ravnoteže naprezanja u stijenskoj masi, uzrokujući promjene u naprezanju i deformacijama oko iskopanog prostora.

Za analizu naprezanja i deformacija koriste se dva različita pristupa, analitički i numerički.

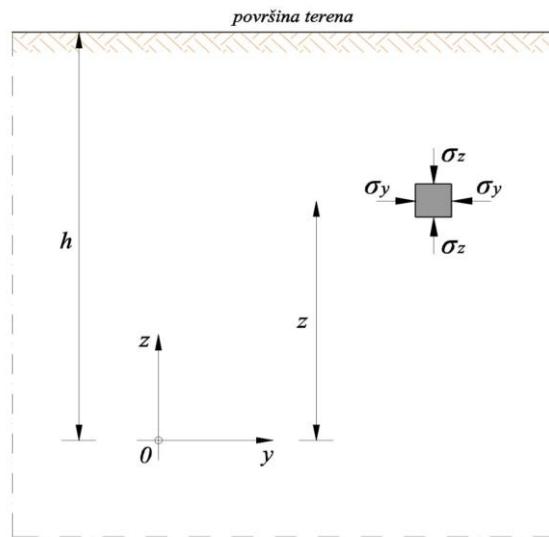
3.1. Analitički pristup

Analitički pristup kod analize naprezanja i deformacija oko stijenskog otvora podrazumijeva korištenje matematičkih jednadžbi i formula za izračunavanje raspodjele naprezanja i deformacija oko podzemnih otvora, poput tunela. Analitički pristup često koristi jednostavne modele stijenskih masa, poput izotropnih, homogenih materijala i kružnih otvora, kako bi se izračuni mogli izvesti ručno ili s minimalnom računalnom podrškom. Ovaj pristup temelji se na teorijama elastičnosti i plastičnosti te omogućava razumijevanje ponašanja stijenske mase bez potrebe za složenim numeričkim simulacijama.

3.1.1. Teorija elastičnosti

Teorija elastičnosti koristi se za modeliranje ponašanja stijenske mase dok su naprezanja ispod granice čvrstoće. Elastičnost podrazumijeva da se stijena može vratiti u prvobitni oblik kada se naprezanja uklone. Kirschova rješenja su klasični primjer analitičkog pristupa unutar teorije elastičnosti. Ova rješenja omogućuju izračun radijalnih i tangencijalnih naprezanja oko kružnog otvora u beskonačnoj stijenskoj masi. Kirschovo rješenje pomaže u predviđanju gdje će se naprezanja najviše koncentrirati oko otvora, što je ključno za dizajn stabilnih tunela i bušotina. Prije samog iskopa tunela, stijenska masa se nalazi pod primarnim naprezanjima, kao što je prikazano na slici 1, ona postoje u stijeni prije otvaranja profila podzemnog otvora, a sastoje se od vertikalnih (σ_z) i horizontalnih (σ_y) naprezanja. Ta

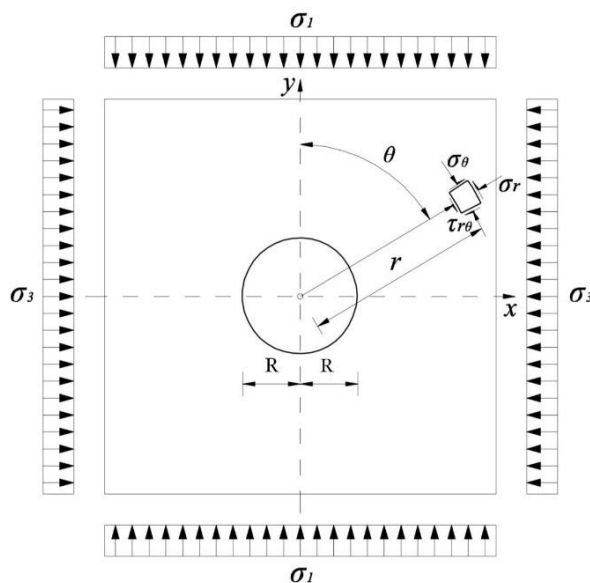
naprezanja mogu biti rezultat težine stijene iznad tunela, tektonskih sila ili drugih geoloških faktora [1].



Slika 1. Osnovni model u Kartezijskom koordinatnom sustavu

Iskopavanje tunela uzrokuje promjenu odnosno redistribuciju naprezanja oko otvora. A to promijenjeno stanje naprezanja naziva se sekundarnim naprezanjem. Razlika između primarnih i sekundarnih naprezanja postaje, već na udaljenosti od cca. $r=3.5a$, manja od 5%, pa se iz toga vidi da otvaranje profila podzemne prostorije ima neposredan utjecaj samo u okolini otvora [1].

Za tunelogradnju posebno je zanimljiv slučaj s jednakim horizontalnim i vertikalnim naprezanjima kao što je prikazano na slici 2.



Slika 2. Kirsch-ov model za slučaj istovremenog djelovanja jednakog vertikalnog i horizontalnog naprezanja (Izvor[1])

Pri analizi stanja naprezanja i pomaka oko podzemnih otvora, često se koristi polarni koordinatni sustav zbog njegove pogodnosti u modeliranju pojava oko kružnih otvora. Ovaj sustav omogućuje jednostavnije praćenje distribucije naprezanja i deformacija. Naprezanja u stijeni, koja nastaju pod utjecajem primarnih horizontalnih i vertikalnih opterećenja, mogu se izračunati transformacijom osnovnih jednadžbi iz kartezijskog koordinatnog sustava pomoću matrice transformacije [1]. Te se dobiva:

σ_r - radijalno normalno naprezanje, tj. normalno na plohu koja je okomita na radijus:

$$\sigma_r = \sigma_0 \cdot \left(1 - \frac{R^2}{r^2}\right) \quad (1)$$

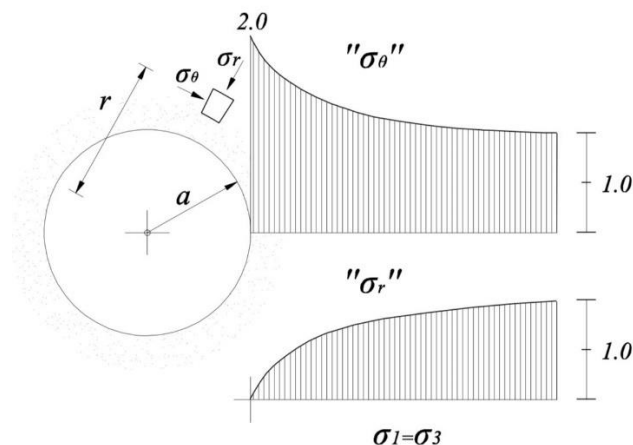
σ_θ - tangencijalno normalno naprezanje, tj. naprezanje na plohi koja je paralelna s radijus-vektorom, a vektor naprezanja usmjeren je okomito na radijus-vektor:

$$\sigma_\theta = \sigma_0 \cdot \left(1 + \frac{R^2}{r^2}\right) \quad (2)$$

$\tau_{r\theta}$ - posmično naprezanje:

$$\tau_{r\theta} = 0$$

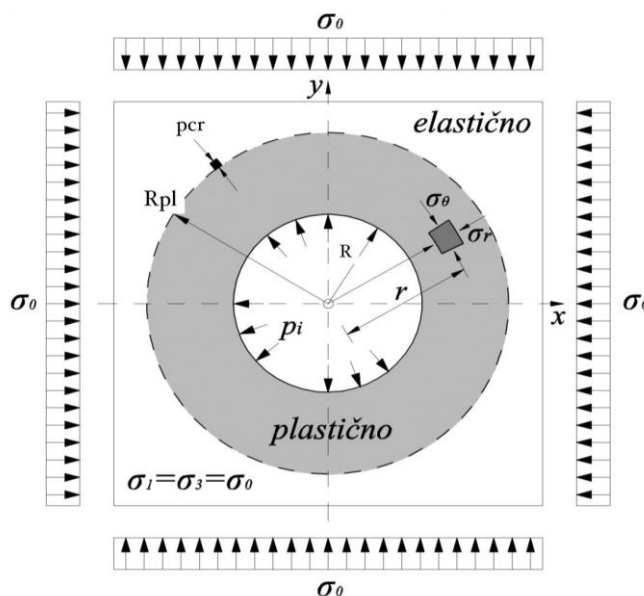
Na rubovima otvora, tangencijalna naprezanja često dosežu maksimalne vrijednosti, dok radijalna naprezanja teže prema nuli, što se može vidjeti iz slike 5.



Slika 3. Preraspodjela radijalnih i tangencijalnih naprezanja prema Kirch-ovom rješenju za $\sigma_1 = \sigma_3$ (Izvor [1])

3.1.2. Teorija plastičnosti (određivanje granice elastične zone)

Ako su naprezanja ispod granice čvrstoće stijene, deformacije će biti elastične, što znači da će se stijenska masa vratiti u prvobitni oblik kada se naprezanja uklone. A ako naprezanja premaše granicu čvrstoće stijene, dolazi do plastičnih deformacija, koje su trajne. To može dovesti do razvoja plastične zone oko tunela. Oko kružnog otvora stanje naprezanja će biti rotaciono-simetrično, bez posmičnih naprezanja, a radijalna i tangencijalna naprezanja su ujedno i glavna naprezanja. Granica elastične zone nalazi se tamo gdje tangencijalno naprezanje σ_θ dosegne graničnu čvrstoću stijenske mase [1]. Koristeći kriterij čvrstoće (npr. Mohr-Coulomb ili Hoek-Brown), može se odrediti mjesto gdje stijenska masa prelazi iz elastične u plastičnu deformaciju.



Slika 4. Prikaz elastične i plastične zone oko tunelskog otvora (izvor [1])

Slika 4 prikazuje osnovni model stijenskog otvora kojeg okružuje plastična i elastična zona. U slučaju kada je podgradni pritisak jednak ili veći od kritičnog unutarnjeg pritiska ($p_i \geq p_{cr}$), model stijenske mase se promatra kao elastičan, pri čemu dolazi do elastičnog odziva stijenske mase bez značajnijih deformacija. Međutim, ako je podgradni pritisak manji od kritičnog unutarnjeg pritiska ($p_i < p_{cr}$), model uključuje dvije različite zone: elastičnu zonu, koja se prostire izvan radijusa plastične deformacije ($r \geq R_{pl}$), i plastičnu zonu unutar koje dolazi do nepovratnih deformacija ($r \leq R_{pl}$).

Rješenje za elastičnu zonu je općenito.

Radijalno naprezanje:

$$\sigma_r = \sigma_0 - (\sigma_0 - p_{cr}) \cdot \left(\frac{R_{pl}^2}{r^2} \right) \quad (3)$$

Tangencijalno naprezanje:

$$\sigma_\theta = \sigma_0 + (\sigma_0 - p_{cr}) \cdot \left(\frac{R_{pl}^2}{r^2} \right) \quad (4)$$

Nadalje, prvo rješenje za plastičnu zonu jest prema Mohr - Coulomb-u.

Mohr-Coulomb je linearni model, univerzalniji je i jednostavniji za stijene s jasnim smičnim ravninama te koristi samo dva parametra koheziju (c) i kut unutarnjeg trenja (φ).

Kritično naprezanje:

$$p_{cr} = \frac{2}{K_{\varphi+1}} \cdot \left(\sigma_0 - \frac{\sigma_0}{K_{\varphi-1}} \right) - \frac{\sigma_c}{K_{\varphi-1}} \quad (5)$$

Radijalno naprezanje:

$$\sigma_r = \left(p_{cr} + \frac{\sigma_c}{K_{\varphi-1}} \right) \cdot \left(\frac{r}{R_{pl}} \right)^{K_{\varphi-1}} - \frac{\sigma_c}{K_{\varphi-1}} \quad (6)$$

Tangencijalno naprezanje:

$$\sigma_\theta = K_\varphi \cdot \left(p_{cr} + \frac{\sigma_c}{K_{\varphi-1}} \right) \cdot \left(\frac{r}{R_{pl}} \right)^{K_{\varphi-1}} - \frac{\sigma_c}{K_{\varphi-1}} \quad (7)$$

Radijus granice plastične i elastične zone:

$$r_p = R \left(\frac{p_{cr} + \frac{\sigma_c}{K_{\varphi-1}}}{p_i + \frac{\sigma_c}{K_{\varphi-1}}} \right)^{\frac{1}{K_{\varphi-1}}} \quad (8)$$

Gdje su:

K_φ –koeficijent ovisan o kutu trenja:

$$K_\varphi = \frac{1 + \sin\varphi}{1 - \sin\varphi} \quad (9)$$

σ_c –jednoosna tlačna čvrstoća:

$$\sigma_c = 2c \cdot \sqrt{K_\varphi} \quad (10)$$

φ –kut trenja, c –kohezija

Drugo rješenje za plastičnu zonu je ono prema Hoek-Brown-u.

Hoek-Brownov kriterij razvijen je specifično za složenije stijenske mase s pukotinama i nesavršenostima te bolje opisuje nelinearno ponašanje stijena pod opterećenjem. Zbog toga je prikladniji za analizu podzemnih objekata u stijenskim masama koje su heterogene i ispucale.

Kritično naprezanje:

$$p_{cr} = \frac{\sigma_{ci} \cdot m_b}{16} \cdot \left[1 - \sqrt{1 + 16 \cdot \left(\frac{\sigma_0}{\sigma_{ci} \cdot m_b} + \frac{s}{m_b^2} \right)} \right]^2 - \frac{\sigma_{ci} \cdot s}{m_b} \quad (11)$$

Radijalno naprezanje:

$$\sigma_r = \sigma_{ci} \cdot m_b \cdot \left[\left(\sqrt{\frac{p_{cr}}{\sigma_{ci} \cdot m_b} + \frac{s}{m_b^2}} + \frac{1}{2} \ln \left(\frac{R}{R_{pl}} \right) \right)^2 - \frac{s}{m_b^2} \right] \quad (12)$$

Tangencijalno naprezanje:

$$\sigma_\theta = \sigma_r + \sigma_{ci} \cdot \sqrt{m_b \cdot \frac{\sigma_r}{\sigma_{ci}} + s} \quad (13)$$

Radijus granice plastične i elastične zone:

$$r_p = R \cdot e^{2 \cdot \left(\sqrt{\frac{p_{cr}}{\sigma_{ci} \cdot m_b} + \frac{s}{m_b^2}} - \sqrt{\frac{p_i}{\sigma_{ci} \cdot m_b} + \frac{s}{m_b^2}} \right)} \quad (14)$$

Gdje su:

σ_{ci} – jednoosna tlačna čvrstoća intaktne stijene

m_b – Hoek-Brown parametar stijenske mase

s – Hoek-Brown parametar stijenske mase

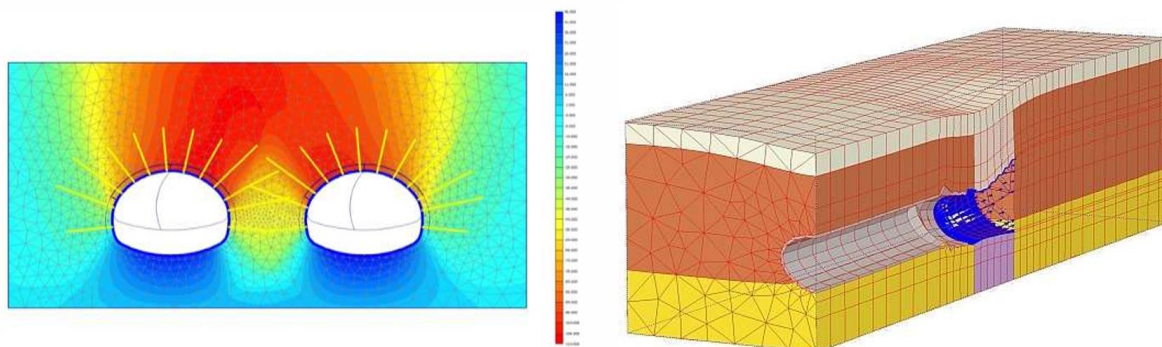
3.2. Numerički pristup

Numerički pristup u analizi naprezanja i deformacija oko stijenskog otvora koristi računala i numeričke metode za rješavanje složenih jednadžbi koje opisuju ponašanje stijenskih masa pod različitim uvjetima. Ovi pristupi omogućuju detaljniju i precizniju analizu u usporedbi s analitičkim metodama, posebno u složenim geološkim uvjetima. Numeričke metode mogu modelirati složene geometrije, heterogene i anizotropne materijale, kao i diskontinuitete unutar stijenske mase. Za razliku od analitičkih metoda, numeričke metode mogu precizno modelirati nelinearno ponašanje materijala, uključujući plastične deformacije, lomove i urušavanja. Numerički modeli mogu simulirati interakciju između stijenske mase i potpornih sustava, kao i učinke napredovanja iskopa na stabilnost [2].

Numeričke metode zahtijevaju značajne računalne resurse, posebno za složene modele s velikim brojem elemenata. Rezultati numeričkih analiza mogu biti vrlo osjetljivi na točnost ulaznih podataka, poput mehaničkih svojstava stijenske mase, što zahtijeva pažljivu kalibraciju i validaciju. Modeliranje zahtijeva visoko znanje i iskustvo u geotehničkom inženjerstvu i numeričkoj analizi, što može povećati složenost i troškove projektiranja.

3.2.1. Metode konačnih elemenata (FEM)

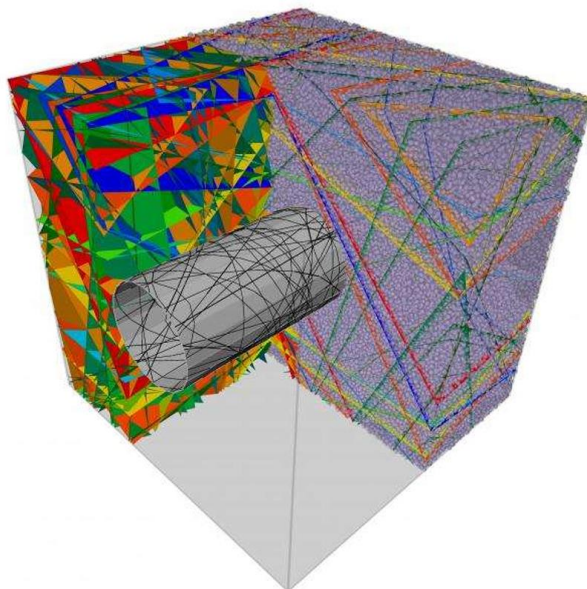
FEM je najčešće korištena numerička metoda za analizu naprezanja i deformacija u geotehničkom inženjerstvu. Razbija kontinuum stijenske mase u konačne elemente (mrežu) na način da se tlo ili stijena podjeli u ograničeni broj elemenata međusobno povezanih u čvorovima. Svaki element je konačan, tj. definiran je geometrijski i ima ograničenu veličinu. Naponsko-deformacijski odnosi u tlu i na kontaktu tla i podgrade su opisani odgovarajućim konstitutivnim zakonom materijala koji se nazivaju konstitucijske jednadžbe. Materijalne nehomogenosti se jednostavno simuliraju na način da se različite karakteristike materijala pridružuju različitim elementima (ili regijama). Koncept u kojemu se istodobno određuju nepoznate vrijednosti u svim čvorovima se naziva implicitnim postupkom. Ova metoda omogućuje analizu složenih geometrija, različitih materijala, te nelinearnih ponašanja stijenskih masa. Primjeri softvera koji koriste FEM su PLAXIS, FLAC3D i RS2 [2].



Slika 5. 2D i 3D model baziran na FEM metodi – PLAXIS (Izvor [2])

3.2.2. Metode diskretnih elemenata (DEM)

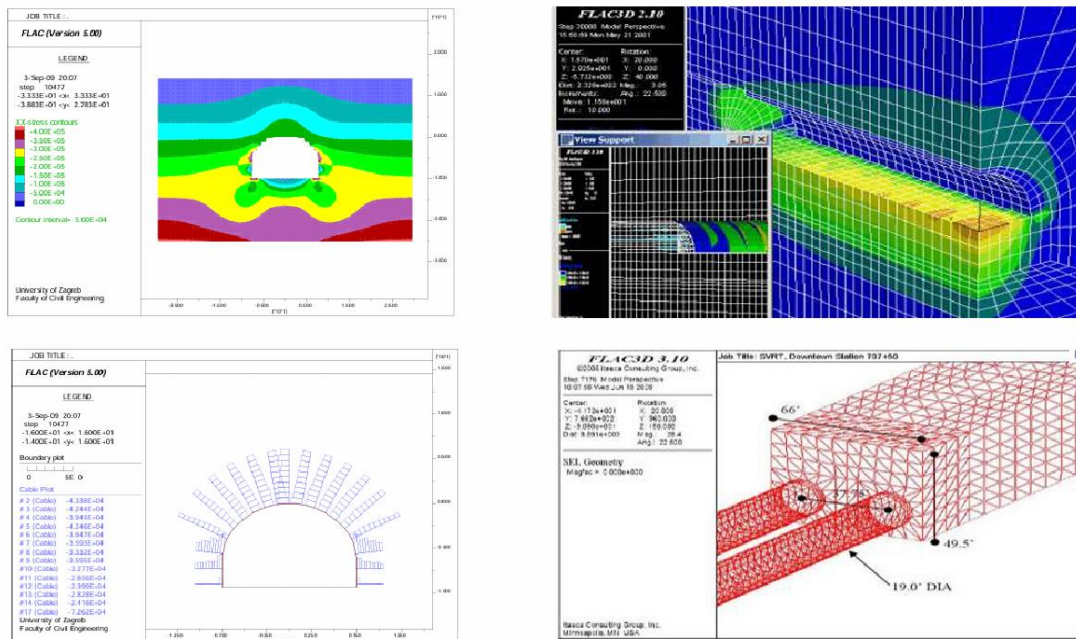
DEM, poznata i kao Metoda krutih blokova, modelira stijensku masu kao diskontinuum. U ovoj metodi, stijenska masa se prikazuje kao sustav pojedinačnih krutih blokova koji međusobno djeluju putem kontaktnih sila. DEM je pogodna za analizu stijenskih masa s izraženim diskontinuitetima, poput pukotina. Koristi se za proučavanje raspadanja stijenske mase, smicanja duž diskontinuiteta i ponašanja blokova u stijenskoj masi. Primjeri softvera koji koriste DEM za analizu složenih interakcija u stijenskoj masi uključuju UDEC (Universal Distinct Element Code), 3DEC i FLAC PFC 3D [2].



Slika 6. 3D model baziran na DEM metodi - FLAC PFC 3D (Izvor [2])

3.2.3. Metode konačnih razlika (FDM)

Metoda konačnih razlika (FDM) je slična metodi konačnih elemenata (FEM), ali koristi diskretizaciju prostornih derivata u diferencijalnim jednačbama. Jedna je od najstarijih numeričkih metoda. Dok FEM koristi implicitne metode rješavanja, FDM koristi eksplicitne metode. Eksplicitna metoda pretpostavlja da će za mali vremenski korak poremećaj u čvoru jednog elementa utjecati samo na njegove susjedne elemente. Iako je dinamička metoda, može se koristiti za rješavanje statičkih problema prigušivanjem dinamičkog rješenja. FDM se često primjenjuje za modeliranje elasto-plastičnog ponašanja stijenskih masa i simulaciju progresivnog loma. Pogodna je za analizu velikih deformacija, naprezanja i plastičnih zona u stijenskim masama. Programi poput FLAC i FLAC3D koriste FDM za analizu geotehničkih problema [2].

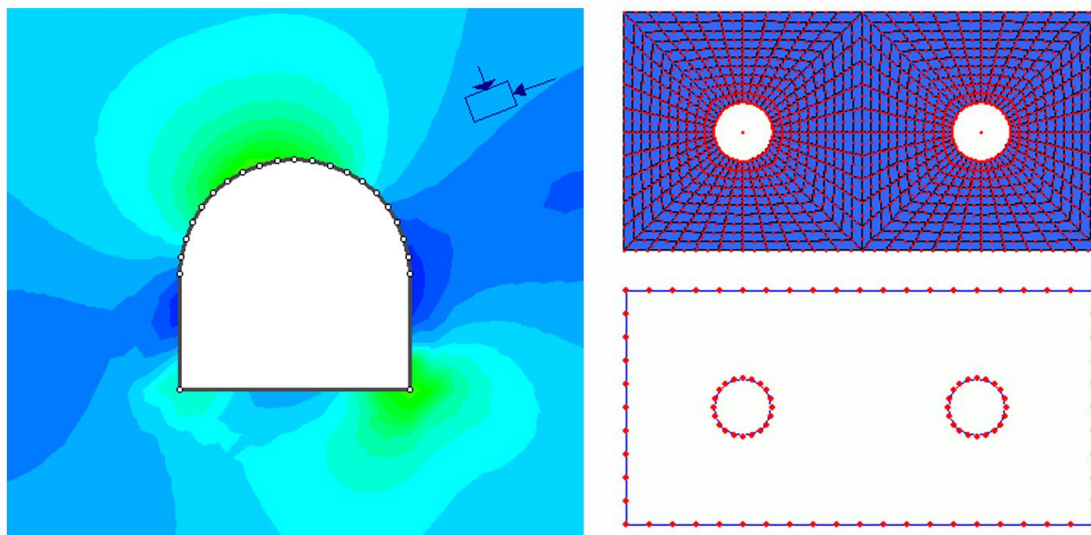


Slika 7. 2D (lijevo) i 3D model (desno) bazirani na FDM analizi – FLAC Itasca (Izvor [2])

3.2.4. Metoda rubnih elemenata (BEM)

Metoda rubnih elemenata (BEM) često se koristi za analizu linearnih i nelinearnih statičkih, dinamičkih i termalnih problema. Kao i kod prethodnih metoda, tlo ili stijena modelira se kao kontinuum, ali s razlikom što se diskretizira samo granica (rubovi) geometrije problema, poput površine otvora ili kontakata materijala. Ovo je značajna razlika u odnosu na FEM i FDM metode, koje zahtijevaju diskretizaciju cijelog područja.

Kod BEM-a, numerički proračun usmjeren je samo na rubne elemente. Unutar tih granica, medij se opisuje i simulira pomoću parcijalnih diferencijalnih jednačbi, koje su često linearne i predstavljaju približne formulacije stvarnih uvjeta. Problem se rješava integriranjem parcijalnih diferencijalnih jednačbi, zbog čega se ova metoda često naziva i 'integralnom metodom' [2].



Slika 8. 2D model bazirani na BEM metodi – programski paket RocScience Examine 2D i usporedba modela tunelskih otvora prema FEM metodi (gore) i Bem metodi (dolje) (Izvor [2])

4. METODA KONVERGENCIJE I OGRANIČENJA - KARAKTERISTIČNA KRIVULJA STIJENSKE MASE I PODGRADE

Metoda konvergencije i ograničenja (*Covergence Confinement Method - CCM*) široko je korišten pristup u projektiranju podzemnih iskopa za analizu interakcije između stijenske mase i podgradnog sustava. Ova se metoda bazira na analitičkom pristupu i fokusira se na konvergenciju (ili pomicanje prema unutra) stijenki tunela kako iskop napreduje i ograničenja (ili potporni pritisak) koje osigurava postavljena potpora. CCM omogućuje jasno razumijevanje koliko će zidovi tunela konvergirati prije nanošenja podgrade i kako će podgradni sustav djelovati s okolnom stijenom kako bi se smanjila daljnja deformacija [3], [4].

Ključni element CCM je krivulja reakcije tla (*Ground Reaction Curve - GRC*), koja opisuje odnos između unutarnjeg potpornog tlaka i radijalnog pomaka tunela te pruža uvid u elastično i plastično ponašanje okolne stijenske mase dok se deformira pod opterećenjem. Iscrtavanjem GRC-a inženjeri mogu vizualizirati kako će se tunel deformirati pod različitim uvjetima opterećenja i odrediti optimalno vrijeme i snagu ugradnje podgrade [3], [4].

Kombinirajući GRC s karakterističnom krivuljom podgrade (*Support Characteristic Curve - SCC*), koja predstavlja ponašanje sustava podgrade, CCM pomaže uspostaviti ravnotežu između tla i podgrade, osiguravajući stabilnost [3], [4].

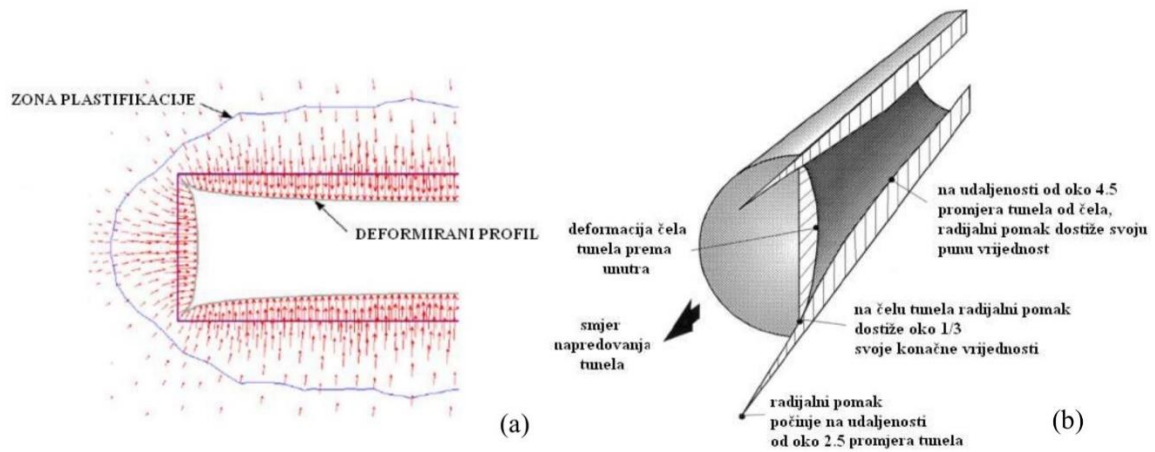
Ovaj pristup je posebno koristan u slabim ili jako razlomljenim stijenskim masama gdje je razumijevanje interakcije između iskopa i potpornog sustava ključno.

Pretpostavke pojednostavljenih proračuna karakterističnih krivulja stijenske mase i podgrade [4]:

- Analizira se kružni otvor polumjera (R).
- Prirodno stanje naprezanja oko otvora je hidrostatsko ($p_{0\text{horizontalno}} = p_{0\text{vertikalno}}$).
- Stijenska masa u zoni iskopa je homogena i izotropna. U neporemećenom stanju se ponaša idealno elastično, te su joj svojstva opisana modulom elastičnosti E i Poisson-ovim koeficijentom. Nakon prekoračenja čvrstoće stijenska masa se ponaša idealno plastično.
- Podgradni pritisak p_i je jednolik po cijelom unutrašnjem rubu otvora.

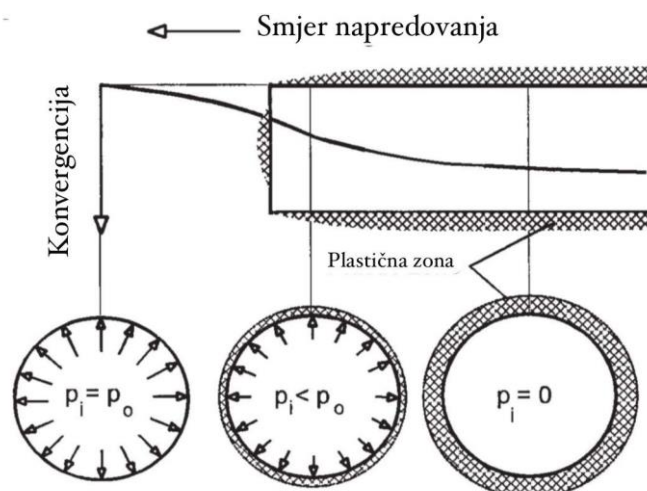
4.1. Karakteristična krivulja stijenske mase

Vektori i vrijednost radijalnih pomaka stijenske mase nakon iskopa, ali prije podgrađivanja mogu se vidjeti na slici.



Slika 9. a) Vektori radijalnih pomaka prilikom iskopa tunela, b) vrijednosti radijalnih pomaka (Izvor [3])

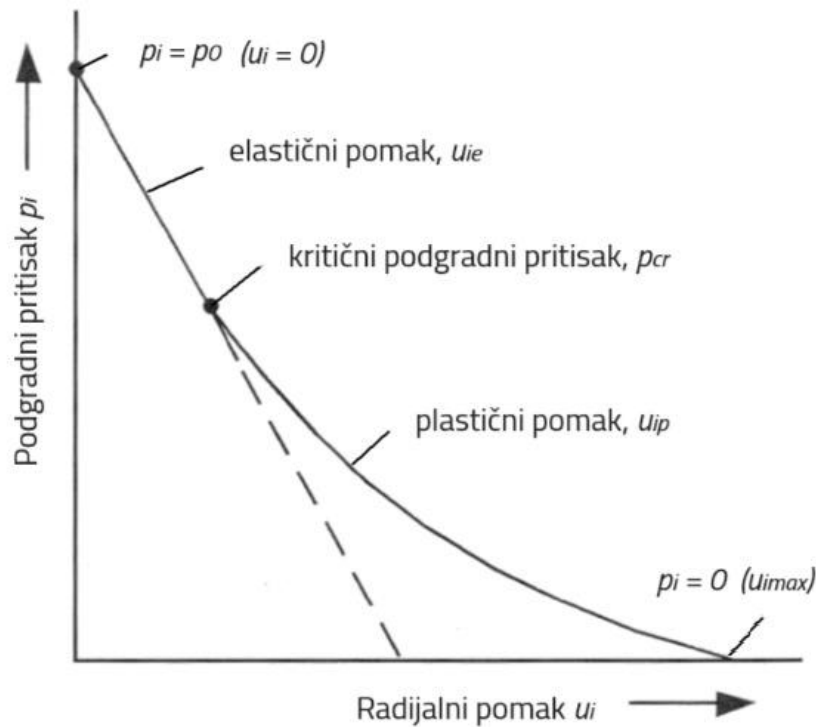
Iz slike 9 je vidljivo da radijalni pomak počinje na određenoj udaljenosti ispred tunelskog čela (približno dva i pol promjera tunela), dostiže oko trećinu svoje konačne vrijednosti na samom licu tunela, te postiže najveću vrijednost otprilike četiri i pol promjera iza lica tunela. Važno je istaknuti da čak i kod tunela bez podgrade, lice tunela osigurava "prividni potporni pritisak". Ovaj prividni pritisak pruža stabilnost i daje dovoljno vremena za ugradnju prave potpore odnosno podgrade [4].



Slika 10. Prividni potporni pritisak na različitim pozicijama u odnosu na lice tunela (Izvor [4])

Na slici 10 prikazan je prividni potporni pritisak na različitim udaljenostima od lica tunela. Primjećuje se da je prividni potporni pritisak jednak naprezanju na mjestu lica tunela (tj. $p_i =$

p_0). Na udaljenosti od otprilike dva i pol promjera tunela unutar stijenske mase ispred čela koje napreduje, prividni potporni pritisak iznosi otprilike jednu četvrtinu početnog naprezanja. Ovaj pritisak postupno opada i smanjuje se na nulu na određenoj udaljenosti iza lica tunela.



Slika 11. Krivulja reakcije tla (Izvor [4])

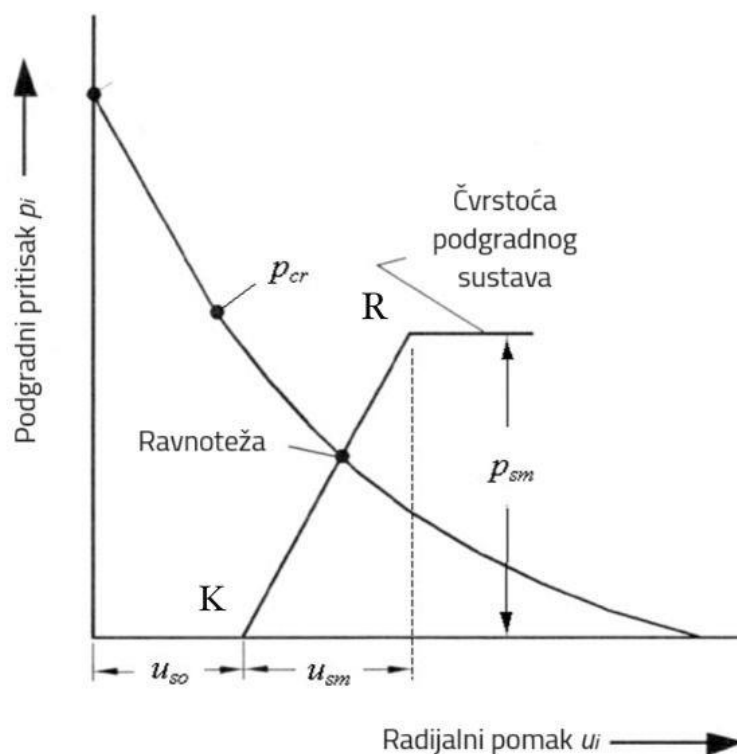
Na slici je prikazana tipična krivulja stijenske mase, iz koje se vidi da, kada unutarnji potporni pritisak p_i ne prelazi kritični potporni pritisak p_{cr} stijenska masa ne doživljava slom i ponaša se elastično, što znači da se može vratiti u prvobitni oblik. Međutim, kada je unutarnji potporni pritisak p_i manji od kritičnog p_{cr} u stijenskoj masi dolazi do sloma, deformacije su nepovratne i formira se plastična zona radijusa oko tunela.

Primarna funkcija potpore je kontrolirati unutarnje pomake stijenskih stijenki i spriječiti njihovo labavljenje koje može dovesti do urušavanja tunela. Ugradnja potpore (poput sidara, mlaznog betona ili čeličnih okvira) ne može spriječiti slom stijenske mase oko tunela pod prevelikim napreznjima, ali ove vrste potpore imaju ključnu ulogu u kontroliranju deformacija tunela.

4.2. Karakteristična krivulja podgrade

Važno je ponoviti da se određena količina deformacija događa ispred napredujućeg lica tunela. Na samom licu otprilike jedna trećina ukupne deformacija se dogodila i to se ne može nadoknaditi. Osim toga, postoji gotovo uvijek faza u ciklusa iskopavanja gdje postoji razmak između lica i najbliže instaliranog potpornog elementa.

Zbog toga dolazi do daljnje deformacije prije nego li podgrada postane učinkovita. Ovaj ukupni početni pomak označava se s u_{s0} i prikazan je na slici 12.



Slika 12. Karakteristična krivulja stijenske mase i podgrade (Izvor [4])

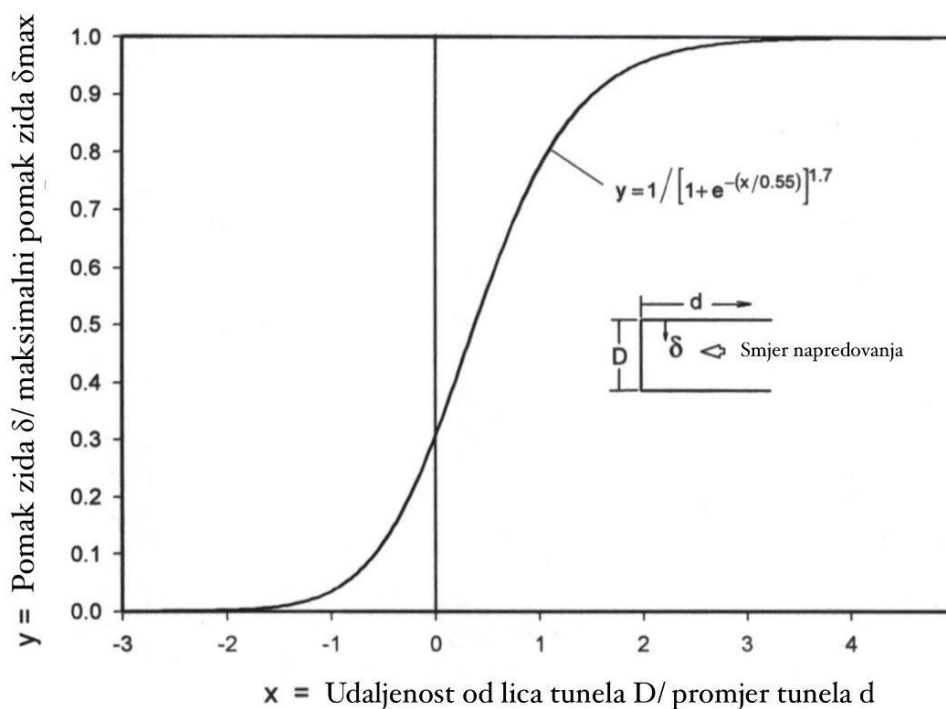
Nakon što je podgrada postavljena i kada je u potpunom i učinkovitom kontaktu sa stijenom, počinje se elastično deformirati kao što je prikazano na slici 12. Maksimalan elastičan pomak koji se može ostvariti sustavom potpore označen je s u_{sm} , dok je maksimalni potporni pritisak koji podgrada može preuzeti označen s p_{sm} i definiran je popuštanjem podgradnog sustava.

Početni pomak stijenske mase pri kojem se podgrada počinje postavljati ovisi o

- udaljenosti od čela iskopa na kojoj se podgrada počinje postavljati
- vremenu koje je proteklo od trenutka iskopa do početka postavljanja podgrade
- vremenu potrebnom da se postigne čvrstoća postavljene podgrade.

Početna točka krivulje reakcije potpore na slici 12 (vrijednost u_{50}) predstavlja konvergenciju tunela koja je nastupila u trenutku postavljanja potpore. Određivanje pomaka stijenki tunela koji se dogodio prije ugradnje potpore nije trivijalan problem jer zahtijeva razmatranje trodimenzionalne raspodjele naprezanja i širenja oštećenja oko napredujućeg čela iskopa [4].

Neki od mogućih pristupa rješenja dani su u radovima Vlachopoulos i Diederichs (2009), Chern i suradnici (1998), Panet (1995) i Unlu i Gercek (2003) [4].

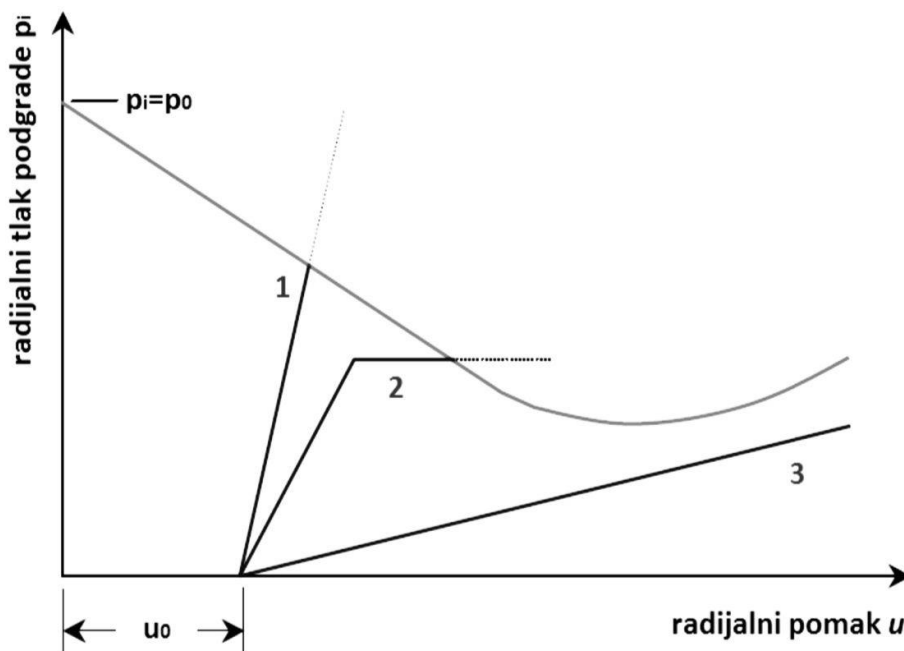


Slika 10. Pomak zidova tunela kao funkcija udaljenosti od lica tunela (Izvor[4])

Učinkovitost podgrade određena je trima faktorima:

- Početkom postavljanja podgrade
- Krutošću sustava podgrade
- Nosivošću sustava podgrade

Ravnoteža se postiže ako se krivulja reakcije podgrade presijeca s krivuljom pomaka stijenske mase prije nego što bilo koja od ovih krivulja napreduje predaleko. Ako se podgrada postavi prekasno (tj. ako je u_{s0} prevelik), stijenska masa se možda već deformirala do te mjere da je oštećenje materijala nepovratno. S druge strane, ako je kapacitet potpornog sustava neadekvatan (tj. ako je p_{sm} prenizak), doći će do popuštanja podgrade prije nego što krivulja deformacije stijenske mase bude presječena. U bilo kojem od tih slučajeva potporni sustav neće biti učinkovit jer stanje ravnoteže neće biti postignuto [4], [5].



Slika 11. Karakteristična krivulja stijenske mase i podgrade pri različitim krutostima podgrade (Izvor [5])

Na slici 11 prikazane su tri karakteristične krivulje podgrade različite krutosti. Krivulja krute podgrade (1) presijeca krivulju stijenske mase prerano, što rezultira visokim mobiliziranim pritiskom. Krivulja podgrade srednje krutosti (2) presijeca krivulju stijenske mase u trenutku kada je već dosegnuta vršna čvrstoća podgrade. S druge strane, krivulja mekane podgrade (3) ili uopće ne presijeca krivulju stijenske mase ili to čini prekasno, što dovodi do prevelikih pomaka [5].

Stoga je određivanje karakteristične krivulje stijenske mase i podgrade ključno za analizu sustava potrebnog za stabilizaciju podzemnog otvora. To nam omogućuje precizno određivanje optimalnog vremena ugradnje, odgovarajuće krutosti podgrade i ispravno doziranje stijenskog pritiska kako bi se postigla stabilnost.

5. METODE ODREĐIVANJA KARAKTERISTIČNE KRIVULJE STIJENSKE MASE I PODGRADE

Do sada postoji niz objavljenih metoda analize interakcije stijenske mase i podgrade. Sve metode pretpostavljaju kružni tunel u hidrostatskom polju naprezanja, a glavni teorijski naponi su posvećeni proračunu veličine plastične zone i obliku krivulje reakcije tla, za različite pretpostavke o tome kako slom stijenske mase napreduje napredovanjem tunela. Glavne razlike između različitih metoda koje se koriste za izračunavanje krivulje reakcije tla, su u izboru kriterija sloma stijenske mase i u tome hoće li stijenska masa dilatirati (promijeniti volumen) ili ne tijekom sloma [4].

Neke od metoda jesu Duncan Fama (1993), Carranza-Torres (2004), Vrakas i Anagnostou (2014), Lee i Pietruszczak (2008), Barbosa (2009), Vrakas (2016).

U nastavku rada, detaljno će se analizirati Carranza-Torres metoda i Lee-Pietruszczak metoda u kontekstu procjene stabilnosti podzemnih otvora.

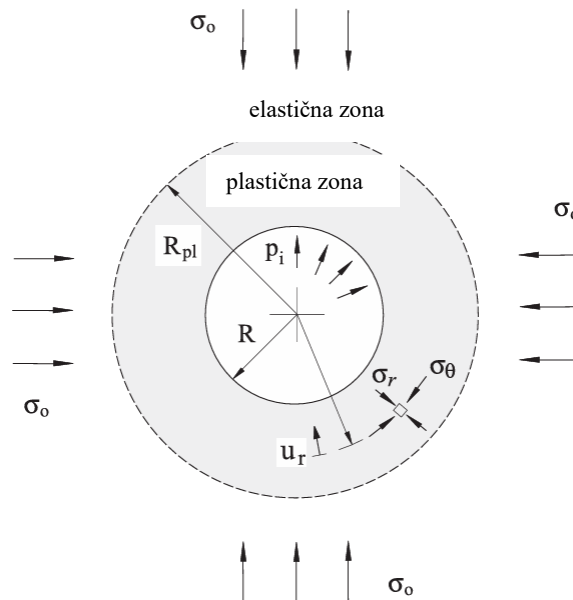
5.1. Carranza - Torres (2004.)

Profesor Carlos Carranza-Torres stekao je svoje osnovno obrazovanje iz građevinskog inženjeringa na Nacionalnom fakultetu u Argentini 1992. godine. Magistrirao je inženjersku geologiju na ITC-Delft, Nizozemska 1994. godine, a doktorirao iz građevinskog inženjeringa s naglaskom na geomehaniku na Sveučilištu u Minnesoti 1998. godine, pod nadzorom profesora Charlesa Fairhursta. Njegova disertacija bavila se analizama elasto-plastičnih odgovora podzemnih iskopina. Na temelju tog rada, objavio je nekoliko značajnih radova o tunelogradnji koristeći skaliranu verziju Hoek-Brownovog kriterija loma, što je dovelo do suradnje s profesorom Evertom Hoekom na ažuriranoj verziji tog kriterija. Kao autor brojnih znanstvenih radova, profesor Carranza-Torres dao je značajan doprinos razumijevanju interakcije stijenske mase i podgrade u podzemnim iskopima. Njegov rad se posebno ističe u razvoju i primjeni naprednih numeričkih metoda za procjenu stabilnosti podzemnih prostora, uključujući metode poput konvergencije i ograničenja [5].

5.1.1. Metoda određivanja karakteristične krivulje stijenske mase

Carranza-Torresova metoda predstavlja rigorozno elasto-plastično rješenje za aksijalno-simetrični problem iskopavanja kružnog tunela u generaliziranom Hoek-Brownovom

materijalu ($a \geq 0,5$). Rješenje se dobiva prepisivanjem generaliziranog Hoek-Brownovog kriterija loma u terminima transformiranih količina naprezanja. Primjena pravila transformacije opisanog u ovom radu na elasto-plastične probleme iskopa u generaliziranim Hoek-Brownovim materijalima pokazuje značajne prednosti u interpretaciji i ekstrapolaciji rezultata dobivenih analitičkim i numeričkim metodama.



Slika 12. Osnovni model u Carranza – Torres metodi (Izvor [6])

Carranza-Torresova metoda oslanja se na teorije elastičnosti i plastičnosti kako bi se modeliralo ponašanje stijenske mase. Elastičnost se koristi za opisivanje stijenskih masa koje se, nakon uklanjanja opterećenja, vraćaju u prvobitni oblik, dok se plastičnost primjenjuje za materijale koji trpe trajne deformacije.

U proračunu, analiza započinje određivanjem početnih naprezanja temeljenih na vertikalnim i horizontalnim naprezanjima u stijenskoj masi. Za modeliranje naprezanja u elastičnoj zoni oko otvora koristi se Kirschovo rješenje, koje daje početni okvir za procjenu naprezanja i deformacija.

Kada naprezanja dosegnu granicu plastičnosti, primjenjuje se generalizirani Hoek-Brownov kriterij za određivanje plastične zone. Ovaj kriterij omogućuje preciznu analizu složenih ponašanja stijenske mase, posebno u stvarnim uvjetima gdje stijenska masa nije homogena i često je ispucala.

$$\sigma_1 = \sigma_3 + \sigma_{ci} \cdot \left(m_b \cdot \frac{\sigma_3}{\sigma_{ci}} + s \right)^a \quad (15)$$

Koeficijenti m_b , s i a u jednadžbi (15) su poluempirijski parametri koji karakteriziraju stijensku masu. Među ostalim parametrima uključenima u ovaj kriterij, koeficijent a određuje primjenjuje li se kriterij na netaknutu stijenu ili stijenske mase ($a = 0,5$ za netaknutu stijenu, a $a > 0,5$ za stijenske mase). Većina postojećih elasto-plastičnih rješenja za tunnelske probleme u Hoek-Brownovim medijima razmatra netaknutu stijenu (tj. $a = 0,5$). To nije samo zbog povijesnih razloga (kriterij loma je izvorno razvijen za netaknutu stijenu), već i zbog matematičkih poteškoća u dobivanju jasnih, zatvorenih izraza za opći slučaj u kojem je $a \geq 0,5$. U praksi, ovi se parametri izračunavaju na temelju empirijskog indeksa nazvanog Geološki indeks čvrstoće (GSI). Ovaj indeks kreće se u rasponu od 0 do 100 i može se odrediti pomoću dijagrama (slika 13), temeljenog na kvaliteti stijenske strukture i stanju površina stijena [6].

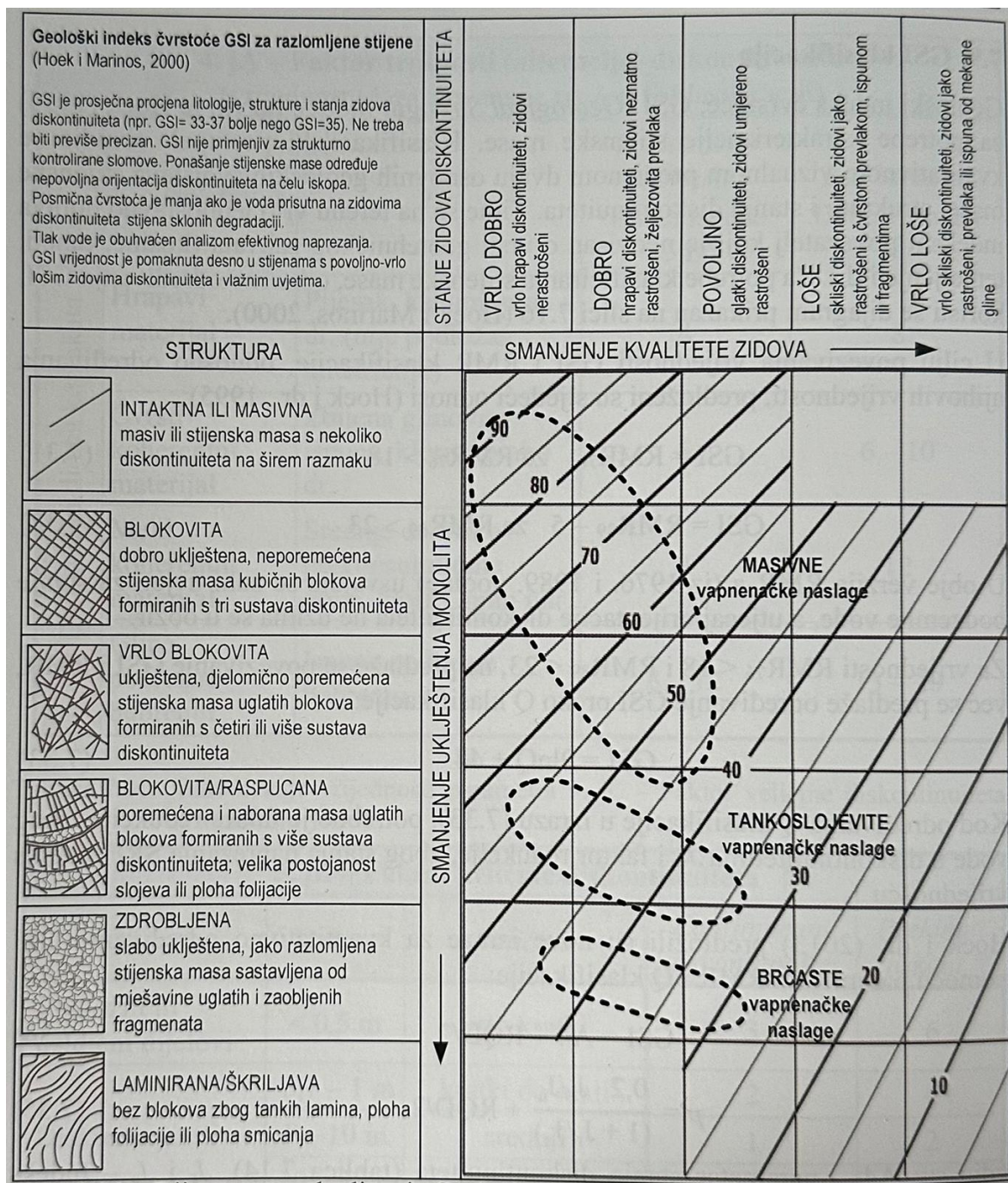
U najnovijem izdanju Hoek-Brownovog kriterija sloma, odnos između koeficijenata m_b , s , i a i GSI dan je sljedećim izrazima [6].

$$m_b = m_i \cdot \exp\left(\frac{GSI - 100}{28 - 14D}\right) \quad (16)$$

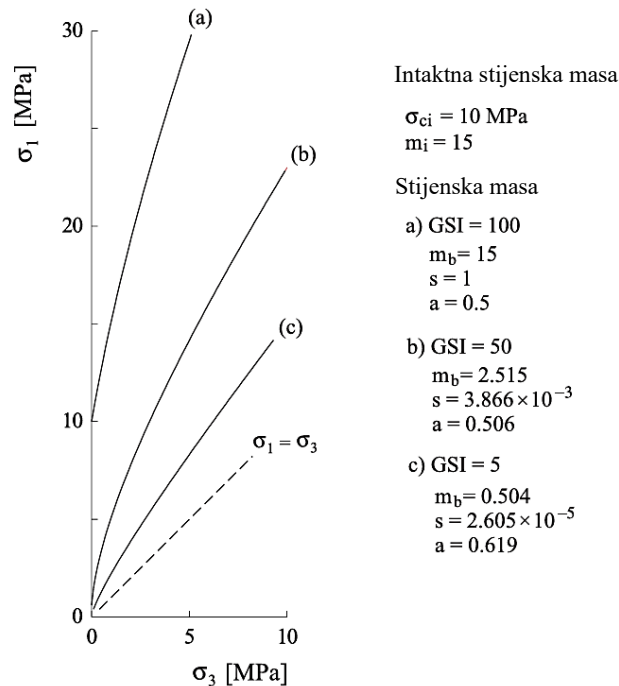
$$s = \exp\left(\frac{GSI - 100}{9 - 3D}\right) \quad (17)$$

$$a = \frac{1}{2} + \frac{1}{6} \left(e^{-\frac{GSI}{15}} - e^{-\frac{20}{3}} \right) \quad (18)$$

U jednadžbama (3) i (4), D je faktor koji ovisi o stupnju narušenosti stijene uslijed oštećenja izazvanih miniranjem i relaksacijom naprezanja. Faktor D varira između 0 i 1.



Slika 13. Dijagram za određivanje geološkog indeksa čvrstoće (Izvor [7])



Slika 14. Hoek-Brownov kriterij za intektni stijenu u odnosu na stijensku masu (Izvor [6])

Slika 14 prikazuje odnos između posmične čvrstoće intaktne stijene i stijenskih masa. Krivulja (a) predstavlja posmičnu čvrstoću intaktne stijene (što odgovara vrijednosti GSI=100). Krivulje (b) i (c) prikazuju kriterij loma za sve manje vrijednosti GSI-a, kako je navedeno na desnoj strani slike. Važno je napomenuti da se smanjenjem kvalitete stijenske mase (tj. smanjenjem vrijednosti GSI-a) Hoek-Brownova parabola „spljošti“ prema donjoj granici posmične čvrstoće, gdje je $\sigma_1 = \sigma_3$. Zaključno važno je primijetiti koliko modifikacija Hoek-Brown kriterija, odnosno dodavanje parametara stijenske mase m_b , s i a pridonosi povećanju točnosti u procjeni ponašanje stijenske mase.

Carranza-Torresova metoda omogućuje određivanje karakterističnih krivulja stijenske mase za materijale koji pokazuju elastično-savršeno-plastično ponašanje, definirano parametrima m_b , s i a , kao i za materijale s elastično-krhko-plastičnim ponašanjem uvođenjem vršnih i rezidualnih vrijednosti tih istih parametara. Važno je napomenuti da su kod elastično-savršeno-plastičnog ponašanja materijala rezidualni parametri jednaki vršnim parametrima.

Jednadžbe transformacije generaliziranog Hoek-Brown kriterija, koristeći vršne vrijednosti parametara glase:

$$S_0 = \frac{\sigma_0}{\sigma_{ci} \cdot m_b^{(1-a)/a}} + \frac{s}{m_b^{1/a}} \quad (19)$$

$$P_i = \frac{p_i}{\sigma_{ci} \cdot m_b^{(1-a)/a}} + \frac{s}{m_b^{1/a}} \quad (20)$$

$$P_i^{cr} = \frac{p_i^{cr}}{\sigma_{ci} \cdot m_b^{(1-a)/a}} + \frac{s}{m_b^{1/a}} \quad (21)$$

Iste izraze dobivamo i za rezidualne vrijednosti koristeći rezidualne parametre m_b, s i a

Kritični podgradni pritisak p_{cr} predstavlja točku na karakterističnoj krivulji stijenske mase gdje stijena prelazi iz elastičnog u plastično stanje naprezanja i deformacija.

Ako P_i^{cr} definiramo kao (22) izraz za kritični podgradni pritisak proračunava se prema jednadžbi (23) :

$$P_i^{cr} = \frac{1}{16} [1 - \sqrt{1 + 16S_0}]^2 \quad (22)$$

$$p_i^{cr} = \left[P_i^{cr} - \frac{s}{m_b^{1/a}} \right] \cdot \sigma_{ci} \cdot m_b^{(1-a)/a} \quad (23)$$

Za vrijednosti $p_i \leq p_{cr}$ plastična zona radijusa R_{pl} razvija se oko tunelskog iskopa, a dobiva se prema jednadžbi [7]:

$$R_{pl} = R \cdot e^{\frac{P_i^{cr1-a} - P_i^{1-a}}{(1-a)m_b^{(2a-1)/a}}} \quad (24)$$

Važno je napomenuti da se izraz radijusa plastične zone dobiva korištenjem transformacije rezidualnih vrijednosti. Također distribucija radijalnog i tangencijalnog naprezanja dobiva se korištenjem rezidualnih vrijednosti.

$$S_r = \left[P_i^{cr1-a} + (1-a)m_b^{\frac{2a-1}{a}} \ln \left(\frac{r}{R_{pl}} \right) \right]^{1/(1-a)} \quad (25)$$

$$S_\theta = S_r + m_b^{\frac{2a-1}{a}} \cdot S_r^a \quad (26)$$

Nadalje, stvarne vrijednosti radijalnog i tangencijalnog naprezanja glase:

$$\sigma_r = \left[S_r - \frac{s}{m_b^{1/a}} \right] \cdot \sigma_{ci} \cdot m_b^{(1-a)/a} \quad (27)$$

$$\sigma_\theta = \left[S_\theta - \frac{s}{m_b^{1/a}} \right] \cdot \sigma_{ci} \cdot m_b^{(1-a)/a} \quad (28)$$

Za definiranje plastičnog dijela krivulje reakcije tla, potreban je zakon toka materijala. Zakon toka definira odnos između deformacija koje uzrokuju izobličenje i onih koje uzrokuju volumetrijske promjene, dok se u materijalu događa plastična deformacija. U praksi podzemnih iskopa, zakon toka obično se smatra linearnim, a veličina volumetrijske promjene karakterizira se kutom dilatacije ψ . Ako je $\psi = 0^\circ$, materijal ne doživljava promjenu volumena tijekom plastične deformacije; ako je $\psi > 0^\circ$, volumen se povećava tijekom plastične deformacije [8].

U ovom rješenju, zakon toka bit će opisan koeficijentom dilatacije K , koji se izračunava iz kuta dilatacije ψ prema izrazu:

$$K_\psi = \frac{1 + \sin\psi}{1 - \sin\psi} \quad (29)$$

Za dan zakon toka, karakteriziran koeficijentom dilatacije, plastični dio GRC računa se prema sljedećem izrazu [9]:

$$\begin{aligned} \frac{u_r^{pl}}{R} - \frac{2G_{rm}}{\sigma_0 - p_i} = & \frac{K_\psi - 1}{K_\psi + 1} + \frac{2}{K_\psi + 1} \cdot \left(\frac{R_{pl}}{R} \right)^{K_\psi + 1} + \frac{1 - 2\nu}{4(S_0 - P_i^{cr})} \cdot \left[\ln \left(\frac{R_{pl}}{R} \right) \right]^2 \\ & - \left[\frac{1 - 2\nu}{K_\psi + 1} \cdot \frac{\sqrt{P_i^{cr}}}{S_0 - P_i^{cr}} + \frac{1 - \nu}{2} \cdot \frac{K_\psi - 1}{(K_\psi + 1)^2} \cdot \frac{1}{(S_0 - P_i^{cr})} \right] \\ & \cdot \left[(K_\psi + 1) \ln \left(\frac{R_{pl}}{R} \right) - \left(\frac{R_{pl}}{R} \right)^{K_\psi + 1} + 1 \right] \end{aligned} \quad (30)$$

Gdje je ν Poissonov koeficijent stijenske mase, a S_0 i P_i^{cr} predstavljaju transformirane vrijednosti naprezanja i kritičnog unutarnjeg pritiska.

5.1.2. Metoda određivanja karakteristične krivulje podgrade

Carranza-Torresova metoda također omogućuje sveobuhvatan uvid u raspodjelu napreznja i deformacija oko podzemnih otvora, te je ključna za optimizaciju podgradnog sustava u izazovnim geotehničkim uvjetima.

Carranza-Torres pretpostavlja da se karakteristična krivulja podgrade, prikazana na slici 12, može konstruirati iz elastičnog odnosa između primijenjenog napreznja p_s i rezultirajućeg pomaka u za dio potpore dužine jedne jedinice u smjeru tunela.

Ako je elastična krutost potpore označena s K_s , elastični dio SCC-a, odnosno segment KR na slici 12, može se izračunati prema izrazu:

$$p_s = K_s \cdot u_r \quad (31)$$

Plastični dio SCC-a na slici 12, odnosno horizontalni segment koji počinje u točki R, definiran je maksimalnim tlakom p_{max} koji potpora može podnijeti prije sloma. Nadalje su prikazane jednadžbe potrebne za izračunavanje maksimalnog tlaka p_{max} i elastične krutosti K za tri različita sustava potpore: prstenovi od betona ili mlaznog betona, čelični okviri i setovi te mehanički usidrena sidra.

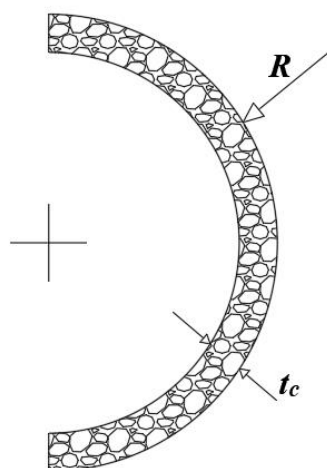
5.1.2.1. Prstenovi od betona ili mlaznog betona

Uzimajući u obzir zatvoreni prsten od betona ili mlaznog betona prikazan na slici 15, maksimalni potporni tlak koji pruža potpora je [8]:

$$p_s^{max} = \frac{\sigma_{cc}}{2} \left[1 - \frac{(R - t_c)^2}{R^2} \right] \quad (32)$$

Dok je elastična krutost:

$$K_s = \frac{E_c}{(1 - \nu_c)R} \cdot \frac{R^2 - (R - t_c)^2}{(1 - 2\nu_c)R^2 + (R - t_c)^2} \quad (33)$$



σ_{cc} - jednoosna tlačna čvrstoća

E_c - Youngov modul elastičnosti

ν_c - Poissonov koeficijent

t_c - debljina prstena

R - vanjski radijus podgrade

Slika 15. Shematski prikaz prstena od mlaznog betona

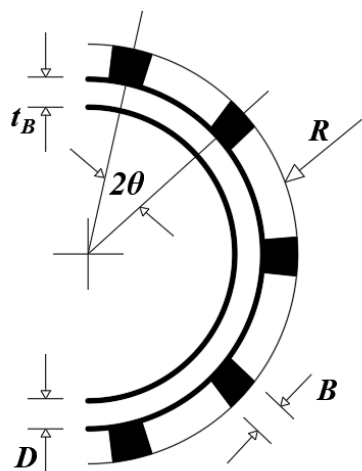
5.1.2.2. Čelični okviri i setovi s blokovima

Uzimajući u obzir čelične okvire postavljene na razmaku od jedne jedinice u smjeru osi tunela i učvršćene uz stijenu pomoću drvenih blokova koji su ravnomjerno raspoređeni radijalno kao što je prikazano na slici 16 maksimalni tlak koji sustav može podnijeti je [8]:

$$p_s^{max} = \frac{3 \sigma_{ys}}{2 R \theta} \frac{A_s I_s}{3 I_s + D A_s [R - (t_b + 5D)] (1 - \cos \theta)} \quad (34)$$

A elastična čvrstoća dana je izrazom:

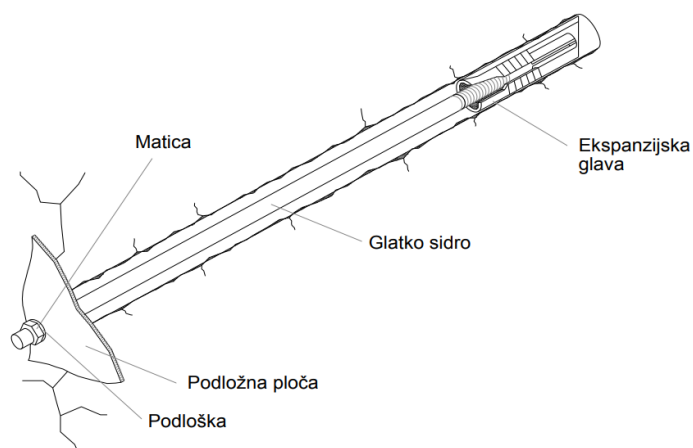
$$\frac{1}{K_s} = \frac{S R^2}{E_s A_s} + \frac{S R^4}{E_s I_s} \left[\frac{\theta (\theta + \sin \theta \cdot \cos \theta) - 1}{2 \sin^2 \theta} \right] + \frac{2 S \theta t_b R}{E_B B^2} \quad (35)$$



- B – širina čeličnog seta
- A_s – površina poprečnog presjeka čeličnog seta
- I_s – moment inercije čelika
- S – razmak čeličnih setova
- σ_{ys} – čvrstoća popuštanja čelika
- E_s – Youngov modul čelika
- q – polovica kuta između blokova
- ν_c – Poissonov koeficijent
- t_B – debljina prstena
- E_B – Youngov modul blokova

Slika 16. Shematski prikaz čeličnog okvira

5.1.2.3. Geotehnička sidra i kablovi



Slika 17. Mehanički učvršćeno sidro (Izvor [7])

Skica na slici 17 prikazano je mehanički učvršćeno sidro ugrađeno u stijensku masu koja okružuje kružni tunel radijusa R . Pod pretpostavkom da su sidra ravnomjerno raspoređeni u radijalnom smjeru, maksimalni potporni tlak koji pruža ovaj sustav potpore je [8]:

$$p_s^{max} = \frac{T_{bf}}{s_c s_l} \quad (36)$$

A elastična krutost je:

$$\frac{1}{K} = s_c s_l \left[\frac{4l}{\pi d_b^2 E_s} + Q \right] \quad (37)$$

Gdje je:

d_b – promjer sidra

l – duljina slobodne dionice

T_{bf} – krajnje opterećenje dobiveno ispitivanjem izvlačenja

Q – konstanta deformacija-opterećenje za sidro l glavu sidra

E_s – Youngov modul elastičnosti

s_c – radijalni razmak sidra

s_l – longitudinalni razmak sidra

Jednadžba (36) pretpostavlja da su reakcijske sile razvijene od strane sidra koncentrirane na krajevima šipke; stoga se jednadžba ne bi trebala primjenjivati u slučaju injektiranih sidara, kod kojih je prijenos opterećenja raspodijeljen duž cijele duljine šipke [8].

5.2. Lee i Pietruszczak (2008.)

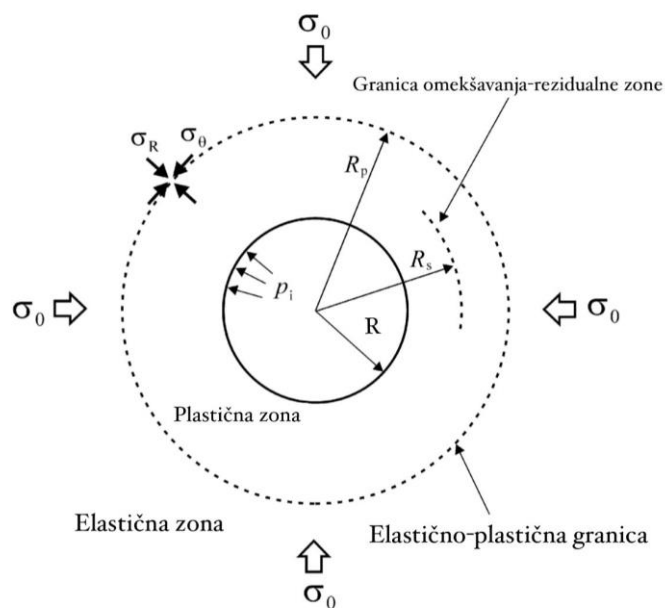
Youn-Kyou Lee i S. Pietruszczak su istraživači koji su poznati po svom radu u području geotehničkog inženjeringa i mehanike stijena.

Youn-Kyou Lee, profesor na Nacionalnom fakultetu Kunsan u Južnoj Koreji, i Stanislaw Pietruszczak, profesor na McMaster fakultetu u Kanadi, istaknuti su istraživači u oblasti geomehanike i mehanike stijena. Lee se bavi analizom stabilnosti stijena, numeričkim modeliranjem podzemnih iskopa te utjecajem geoloških uvjeta na ponašanje stijenskih masa, s naglaskom na poboljšanje dizajna i sigurnosti inženjerskih projekata. Pietruszczak se fokusira na analizu deformacija i stabilnost podzemnih iskopina, primjenjujući mehaničke modele za rješavanje složenih geotehničkih problema te unapređenje inženjerskih dizajna. Oba istraživača doprinose razumijevanju i unapređenju metoda za analizu i dizajn u geotehničkom inženjeringu, sa posebnim fokusom na primjenu numeričkih modela i analiza u praksi.

5.2.1. Metoda određivanja karakteristične krivulje stijenske mase

Mnogi istraživači su razvijali elasto-plastične metode za analizu tunela koristeći kriterije poput Hoek–Brown i Mohr–Coulomb, no često su ti pristupi temeljeni na pojednostavljenim pretpostavkama. Na primjer, Brown i suradnici (1983.) razvili su rješenje za izračun naprezanja i radijalnih pomaka unutar plastične zone, ali nisu uzeli u obzir promjene elastičnih deformacija. Carranza-Torres i Fairhurst (1999.) ponudili su preciznije rješenje temeljem Hoek-Brown kriterija, no ono je primjenjivo isključivo za elastično-savršeno plastične slučajeve, zbog čega je njegova praktična primjena ograničena.

Daljnja rješenja, poput Sharanovog (2003.) i Parka i Kima (2006.), unijela su dodatne prilagodbe, ali i dalje nisu uspjela obuhvatiti sve aspekte stvarnog ponašanja stijenskih masa. Carranza-Torresovo rješenje (2004.) je preciznije u izračunima deformacija unutar plastične zone, ali je ograničeno na situacije gdje parametar čvrstoće 'a' ima vrijednost od 0,5. S obzirom na ove izazove, Lee i Pietruszczak (2008.) u svojoj metodi uvode naprednije pristupe koji omogućuju analizu deformacija uzimajući u obzir „strain-softening“ ponašanje stijenske mase.



Slika 18. Osnovni model u Lee i Pietruszczak metodi (Izvor[9])

Slika 1 prikazuje kružni tunel radijusa R iskopan u beskonačnoj izotropnoj stijenskoj masi. Prije iskopa tunela cijelo područje nalazi se pod hidrostatskim tlakom r_0 . Kada unutarnji podgradni pritisak p_i padne ispod kritične vrijednosti p_{cr} , može se formirati plastična zona oko otvora. U slučaju elastično-krhlog-plastičnog ili elastično-savršeno-plastičnog

ponašanja, moguće je izvesti eksplicitnu formulu za plastični radijus R_p , kako su predložili Carranza-Torres i Fairhurst (1999) te Park i Kim (2006).

Međutim, ako se uzme u obzir ponašanje materijala s omekšavanjem uslijed deformacija (strain-softening), plastična zona može se podijeliti na zonu omekšavanja i rezidualnu zonu, pri čemu je granica između tih zona definirana radijusom R_s , što je prikazano na slici 18. U ovom slučaju ne postoji analitičko rješenje, pa je potrebno numerički procijeniti radijus plastične/omekšavajuće zone, kao i raspodjelu naprezanja i pomaka unutar plastične zone.

Strain-softening materijali pokazuju smanjenje čvrstoće nakon doseganja vršne čvrstoće, gdje daljnja deformacija rezultira slabljenjem materijala [10]. Ova metoda je korisna za modeliranje stijenskih masa koje prolaze kroz progresivno smanjenje čvrstoće uslijed loma ili smicanja.

Kao i kod drugih metoda, Lee-Pietruszczak metoda započinje određivanjem elastičnog stanja naprezanja oko tunela nakon iskopa. Kada stijenska masa dosegne granicu čvrstoće, dolazi do formiranja plastične zone. Budući da proračun plastične zone uključuje složene numeričke izraze, u ovom radu će biti predstavljeni samo ključni parametri i funkcije koji omogućuju numeričko određivanje naprezanja i deformacija. Ovim pristupom fokus će biti na bitnim aspektima analize, bez ulaska u detaljne matematičke postupke.

5.2.1.1. Funkcija popuštanja

U Lee i Pietruszczakovoj metodi, funkcija popuštanja je matematički izraz koji definira početak plastične deformacije u stijenskoj masi. Ona opisuje uvjete pod kojima materijal prelazi iz elastičnog u plastično stanje, odnosno kada naprezanje premaši čvrstoću materijala, uzrokujući nepovratne deformacije [9].

Pretpostavlja se da je popuštanje stijenske mase određeno funkcijom popuštanja:

$$F(\sigma_\theta, \sigma_r, \gamma^p) = \sigma_\theta - \sigma_r - H(\sigma_r, \gamma^p) \quad (38)$$

Gdje su σ_θ i σ_r veće i manje glavno naprezanje dok je γ^p " strain-softening " parametar koji kontrolira evoluciju parametara čvrstoće u režimu popuštanja – devijacijska plastična deformacija, a dana je sljedećim izrazom:

$$\gamma^p = \gamma_\theta^p - \gamma_r^p \quad (39)$$

Funkcija popuštanja temelji se na [9]:

- Mohr-Coulomb kriteriju: Linearna funkcija koja opisuje popuštanje na temelju smične čvrstoće—kohezije i kuta unutarnjeg trenja. Koristi se za stijene i tla.
- Hoek-Brown kriteriju: Nelinearna funkcija koja bolje opisuje složenije ponašanje stijenskih masa, uzimajući u obzir svojstva stijene i diskontinuitete u stijenskoj masi.

Funkcija popuštanja pomaže odrediti kada će stijenska masa oko iskopa (npr. tunela) početi popuštati pod primijenjenim naprezanjima, nakon čega nastupa plastično ponašanje i omekšavanje stijene tijekom daljnje deformacije.

5.2.1.2. Funkcija plastičnog potencijala

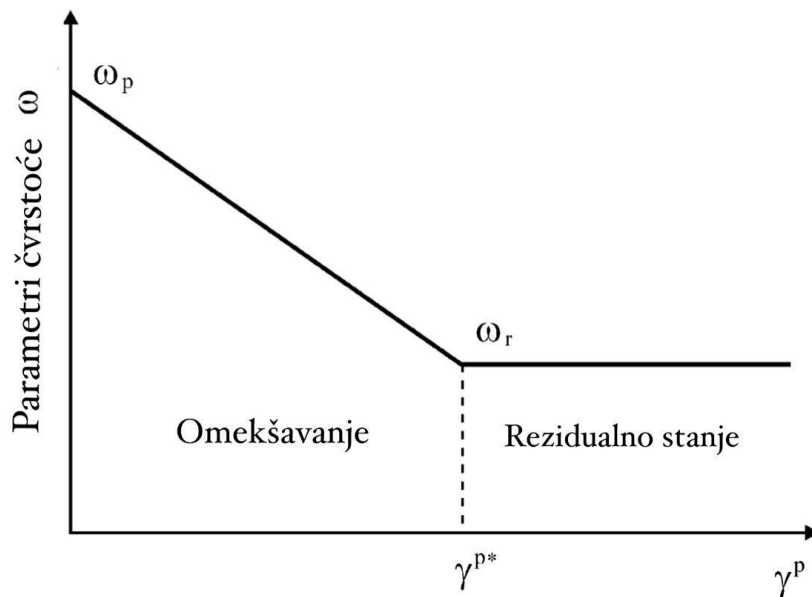
$$G(\sigma_{\theta}, \sigma_r, \gamma^p) = \sigma_{\theta} - k(\gamma^p)\sigma_r \quad (40)$$

Funkcija plastičnog potencijala igra ključnu ulogu u definiranju pravila tečenja, odnosno kako se plastične deformacije razvijaju u materijalu.

- Asocirano pravilo tečenja: Funkcija plastičnog potencijala je ista kao i kriterij popuštanja, što znači da je smjer plastične deformacije okomit na površinu popuštanja. Ovo pojednostavljuje analizu, ali nije uvijek precizno za stijenske mase.
- Neasocirano pravilo tečenja: Funkcija plastičnog potencijala razlikuje se od kriterija popuštanja, što omogućuje realističnije modeliranje stijena, posebno kada je potrebno uzeti u obzir dilataciju (širenje volumena tijekom smicanja).

U ovoj metodi, funkcija plastičnog potencijala temelji se na Hoek–Brown ili Mohr–Coulomb kriterijima i može se mijenjati kako materijal prelazi iz vršne čvrstoće u rezidualnu čvrstoću, uzimajući u obzir omekšavanje stijenske mase.

5.2.1.3. Evolucija parametara čvrstoće



Slika 19. Evolucija parametara čvrstoće u plastičnom režimu [9]

U Lee i Pietruszczakovoj metodi, evolucija parametara čvrstoće odnosi se na promjene svojstava čvrstoće stijenske mase tijekom plastične deformacije, osobito u slučaju omekšavanja zbog deformacija. Ova metoda uzima u obzir postupno smanjenje čvrstoće od početne (vršne) vrijednosti do rezidualne kako materijal trpi deformacije. U plastičnom režimu, pretpostavlja se da se ti parametri mogu opisati bilinearnim funkcijama devijacijske plastične deformacije (γ^p), kao što je prikazano na slici 19 [9].

$$\omega = \begin{cases} \omega_p - (\omega_p - \omega_r) \frac{\gamma^p}{\gamma^{p*}}, & 0 < \gamma^p < \gamma^{p*} \\ \omega_r, & \gamma^{p*} \geq \gamma^p \end{cases} \quad (41)$$

Gdje je γ^{p*} je kritična devijacijska plastična deformacija nakon koje počinje rezidualno ponašanje i treba je utvrditi eksperimentima.

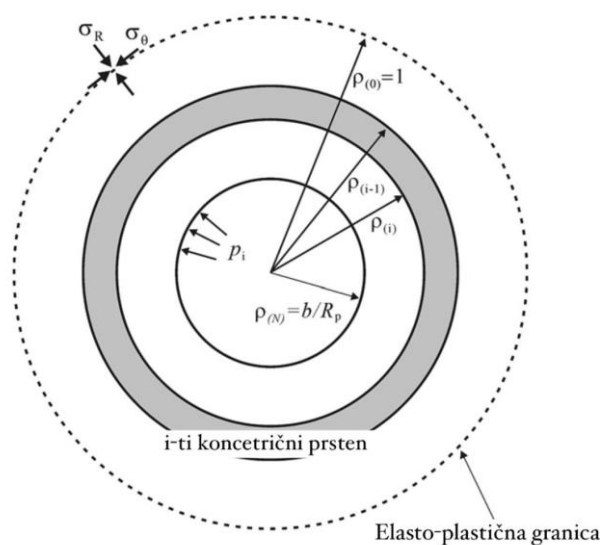
Glavni parametri čvrstoće mijenjaju se na sljedeći način:

- Kohezija (c): Kohezija počinje s vršnom vrijednošću, a zatim se postupno smanjuje s porastom plastične deformacije. To predstavlja slabljenje unutarnjih veza u stijeni kako se deformacija povećava.
- Kut unutarnjeg trenja (ϕ): Kut unutarnjeg trenja također započinje s vršnom vrijednošću i smanjuje se prema rezidualnoj vrijednosti kako plastična deformacija napreduje, što odražava smanjenu sposobnost stijene da se odupre smicanju tijekom omekšavanja.
- Tlačna čvrstoća (σ_c): Tlačna čvrstoća opada s povećanjem plastične deformacije, što odražava slabljenje materijala pod tlačnim naprezanjem.

Uz ove parametre, u modelu su uključeni i Hoek–Brown parametri:

- m , s , a : Ovi parametri, specifični za Hoek–Brown kriterij, mijenjaju se tijekom deformacije. U početku imaju vršne vrijednosti koje postupno opadaju kako stijenska masa prelazi iz stanja vršne čvrstoće u rezidualno stanje. m predstavlja posmičnu čvrstoću intaktne stijene, s je parametar povezan s kohezivnošću mase, a a definira način na koji se čvrstoća smanjuje tijekom omekšavanja.

5.2.1.4. Aproksimacija "strain-softening" ponašanja



Slika 20. Normalizirana plastična zona s konačnim brojem koncentričnih prstenova (izvor [9])

U modelu se plastične deformacije računaju inkrementalno, a pravilo plastičnog tečenja odnosno popuštanja može biti asocirano ili neasocirano. Potencijalna plastična zona podijeljena je na dovoljno velik broj koncentričnih prstenova čija debljina nije jednolika, već je određena internim postupkom kako bi se ispunila jednačba ravnoteže. Budući da je radijalno naprezanje, koje je najmanje glavno naprezanje za ovaj osno – simetrični problem, poznato na sučelju elastično-plastične zone i na granici iskopa, inkrementi plastičnih deformacija dobivaju se sukcesivno korištenjem metode konačnih razlika u jednačbama ravnoteže i kompatibilnosti unutar svakog plastičnog prstena, počevši od najudaljenijeg [9].

6. PRIMJER USPOREDBE PRIKAZANIH METODA

Ovaj problem preuzet je iz rada Lee i Pietruszczak iz 2008. godine, gdje su svoju numeričku metodu usporedili s analitičkim rješenjem koje je predložio Carranza-Torres 2004. godine. Konkretno, istražuje se karakteristična krivulja stijenske mase za opći Hoek-Brownov model s postupnim omekšavanjem pri deformaciji (strain-softening). Analiza će se provesti u softverskom programu Rocscience - RocSupport.

6.1. Opis problema

Ovaj problem odnosi se na cilindrični iskop u materijalu koji prati generaliziran Hoek-Brown kriterij sloma sa neasociranim zakonom tečenja. Pretpostavlja se da materijal prolazi kroz omekšavanje uslijed deformacije, pri čemu tri Hoek-Brown parametra opadaju linearno u ovisnosti od plastične devijatorne deformacije. Određena je kritična vrijednost plastične devijatorne deformacije koja označava prijelaz iz faze omekšavanja uslijed deformacije u fazu rezidualne čvrstoće.

$$\eta = \varepsilon_{\theta}^p - \varepsilon_r^p$$

$$\omega(\eta) = \begin{cases} \frac{\omega^p - \omega^r}{\eta^*} \eta & 0 < \eta < \eta^* \\ \omega^r & \eta \geq \eta^* \end{cases}$$

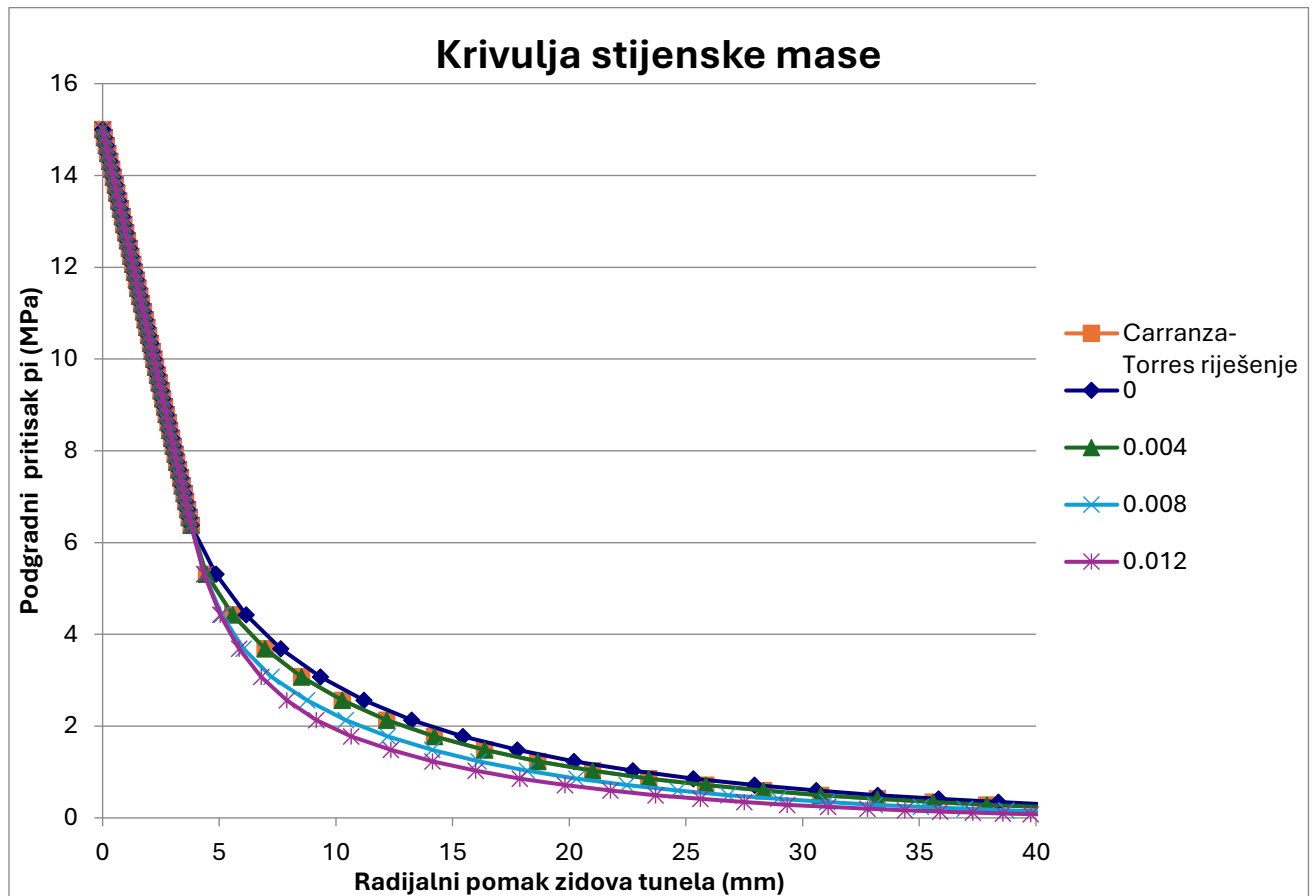
Gdje ω predstavlja jedan od parametara m_b , s ili a .

U tablici 1 dani su korišteni parametri.

Tablica 1. Paramteri stijenske mase

| PARAMETAR | VRIJEDNOST |
|-----------------------------------------------------------------------|----------------|
| Radius tunela Internet | 2m |
| Youngov modul elastičnosti Internet | 5700 Mpa |
| In-situ naprezanje (σ_a) | 15 Mpa |
| Vršna i rezidualna čvrstoća intaktne stijene (σ_p, σ_r) | 30 Mpa, 30Mpa |
| Poissonov koeficijent (ν) | 0.25 |
| Vršni i rezidualni Hoek-Brown m_b parametar (m_p, m_r) | 1.7, 0.85 |
| Vršni i rezidualni Hoek-Brown s parametar (s_p, s_r) | 0.0039, 0.0019 |
| Vršni i rezidualni Hoek-Brown a parametar (a_p, a_r) | 0.55, 0.6 |
| Kut dilatacije (ψ_p, ψ_r) | 0° |

6.2. Prikaz rezultata



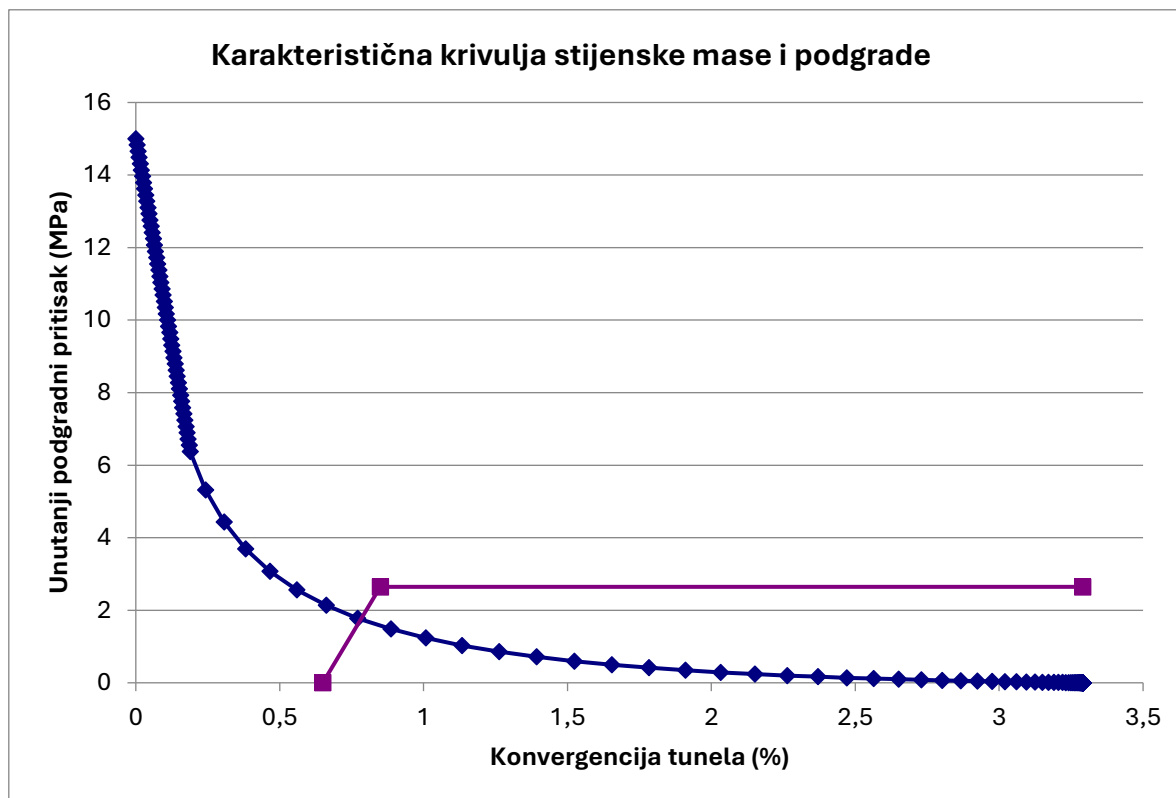
Slika 21. Usporedba RocSupport primjene Carranza-Torres i Lee i Pietruszczak rješenja za različite vrijednosti kritičnog devijacijske plastične deformacije (γ^p)

Uočeno je da se rezultati Lee-Pietruszczak metode dobro slažu s Carranza-Torres rješenjem u slučaju kada je $\gamma^p = 0$, što odgovara savršeno krhkom materijalu bez faze omekšavanja uslijed deformacija. Očekivano, povećanjem vrijednosti kritične devijacijske plastične deformacije u Lee-Pietruszczak metodi smanjuje se opseg radijalnog pomaka za istu vrijednost potpornog pritiska.

To znači da, kada nema omekšavanja stijenskog materijala (što je karakteristika savršeno krhkih materijala), obje metode daju slične rezultate u pogledu deformacija i raspodjele naprezanja. Međutim, kako vrijednost kritične devijacijske plastične deformacije raste, materijal postaje podložniji omekšavanju, što uzrokuje smanjenje radijalnog pomaka. Ova pojava je ključna za razumijevanje ponašanja stijenskih masa u složenijim geotehničkim uvjetima, jer ukazuje na važnost preciznog definiranja svojstava materijala kako bi se osigurala optimalna stabilnost podzemnih otvora i potpornih sustava.

7. PARAMETARSKA ANALIZA

7.1. Parametarska analiza Carranza-Torres metode



Slika 22. Karakteristična krivulja stijenske mase i podgrade prema Carranza-Torres metodi

Na slici 22 prikazana je karakteristična krivulja stijenske mase i podgrade dobivena Carranza-Torres metodom. Parametri stijenske mase dani su u tablici 1, a podgradni sustav sastoji se od seta sidara promjera $d = 25\text{ mm}$, postavljenih na međusobnom, longitudinalnom i radijalnom, razmaku od $L = 1.5\text{ m}$ i mlaznog betona debljine $t = 150\text{ mm}$.

Dobiven je faktor sigurnosti $F_s = 1.51$ i konvergencija tunela manja od 1% odnosno od 0.78% što se smatra zadovoljavajućim za osiguranje stabilnosti stijenskog otvora.

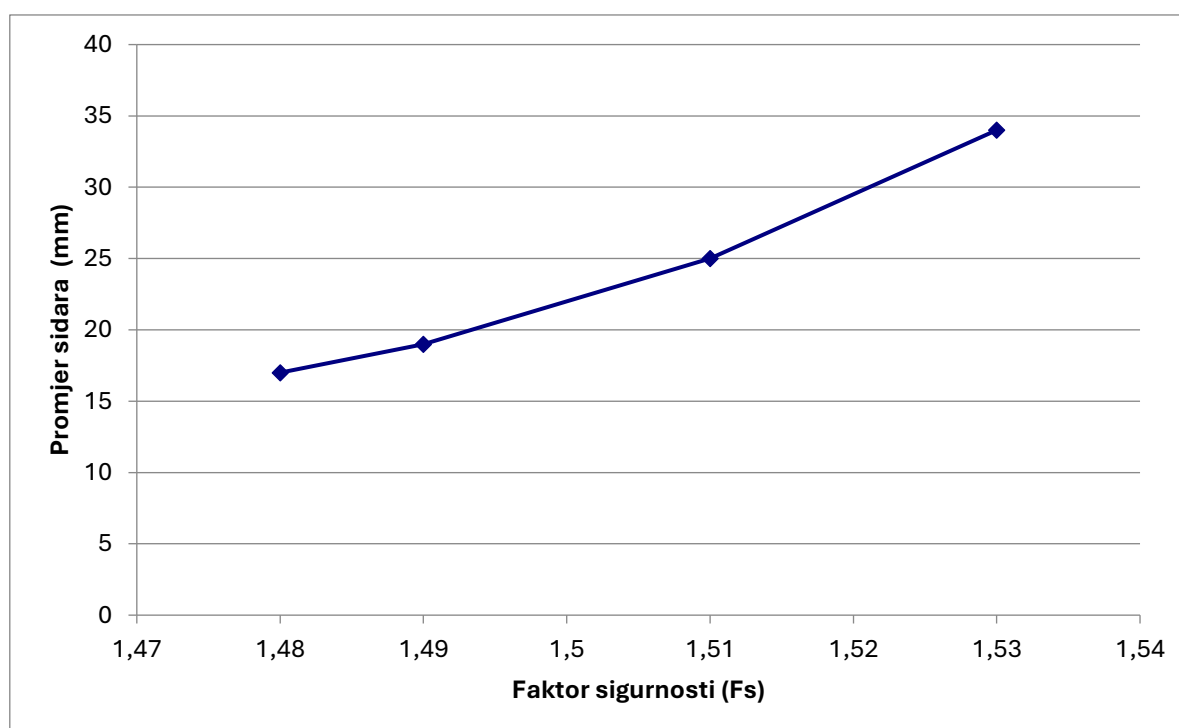
Nadalje će u ovom poglavlju biti prikazan doprinos i utjecaj pojedinog parametra stijenske mase i podgrade na konvergenciju tunela i faktor sigurnosti.

7.1.1. Parametarska analiza podgrade

Sidra

Tablica 2. Utjecaj promjera sidara

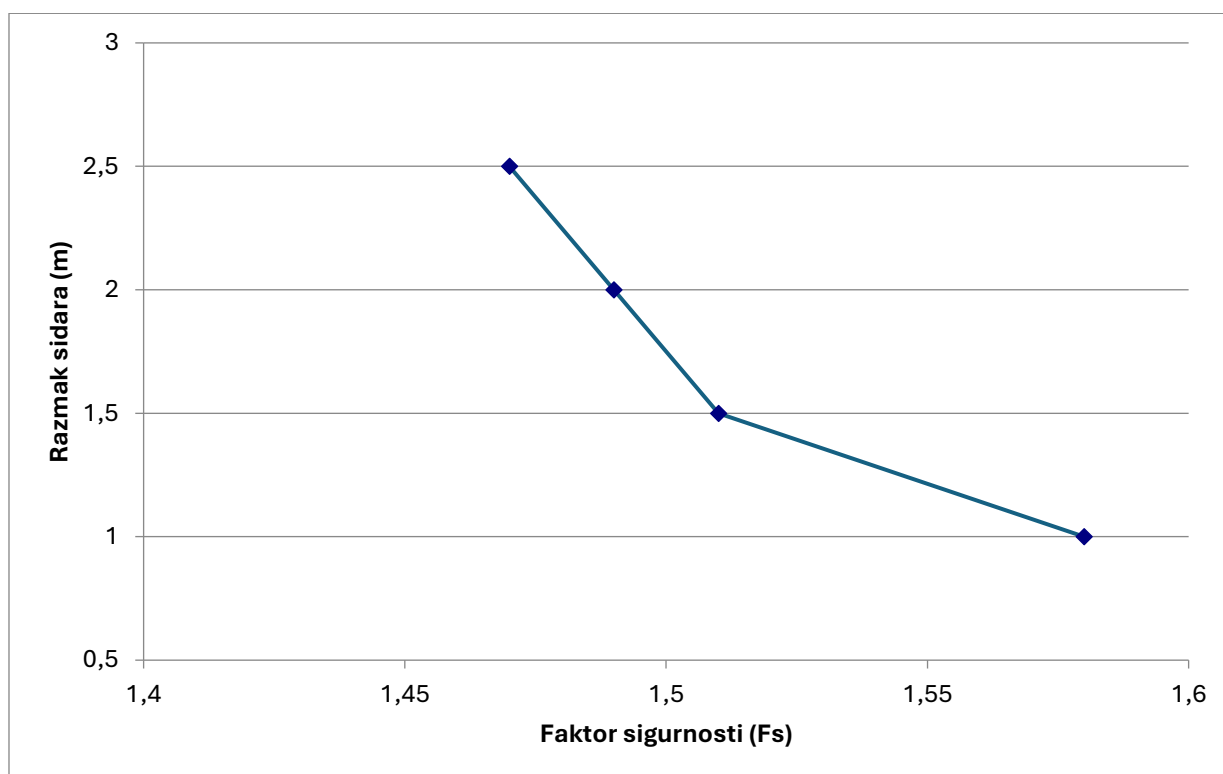
| PROMJER SIDARA [mm] | KONVERGENCIJA [%] | Fs |
|------------------------|----------------------|------|
| 17 | 0.79 | 1.48 |
| 19 | 0.79 | 1.49 |
| 25 | 0.78 | 1.51 |
| 34 | 0.78 | 1.53 |



Slika 23. Utjecaj promjene promjera sidara na faktor sigurnosti

Tablica 3. Utjecaj razmaka sidara

| RAZMAK SIDARA [m] | KONVERGENCIJA [%] | Fs |
|----------------------|----------------------|------|
| 1 | 0.78 | 1.58 |
| 1.5 | 0.78 | 1.51 |
| 2 | 0.78 | 1.49 |
| 2.5 | 0.78 | 1.47 |



Slika 24. Utjecaj promjene razmaka sidara na faktor sigurnosti

Iako promjena promjera i razmaka sidara ne utječe značajno na konvergenciju zidova tunela, slike 23 i 24 pokazuju da ovi parametri ipak utječu na faktor sigurnosti. Povećanjem promjera sidara dolazi do porasta faktora sigurnosti, dok povećanje razmaka sidara rezultira njegovim smanjenjem.

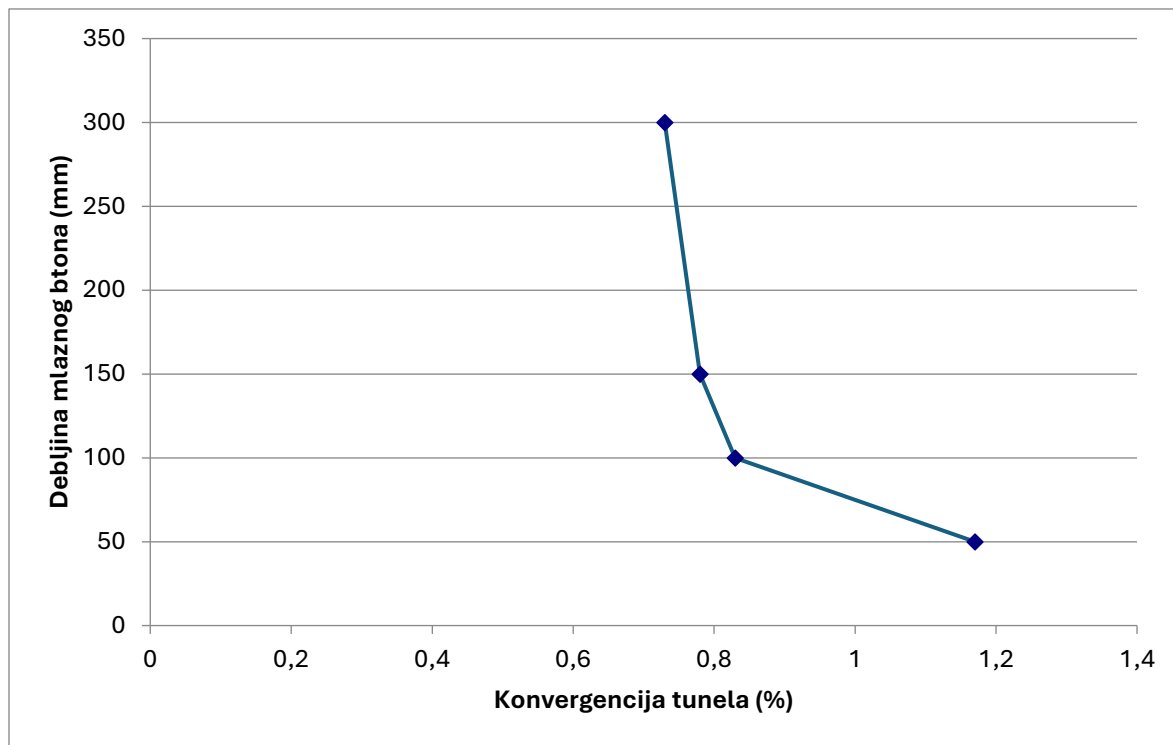
Mlazni beton

Tablica 4. Utjecaj debljine mlaznog betona

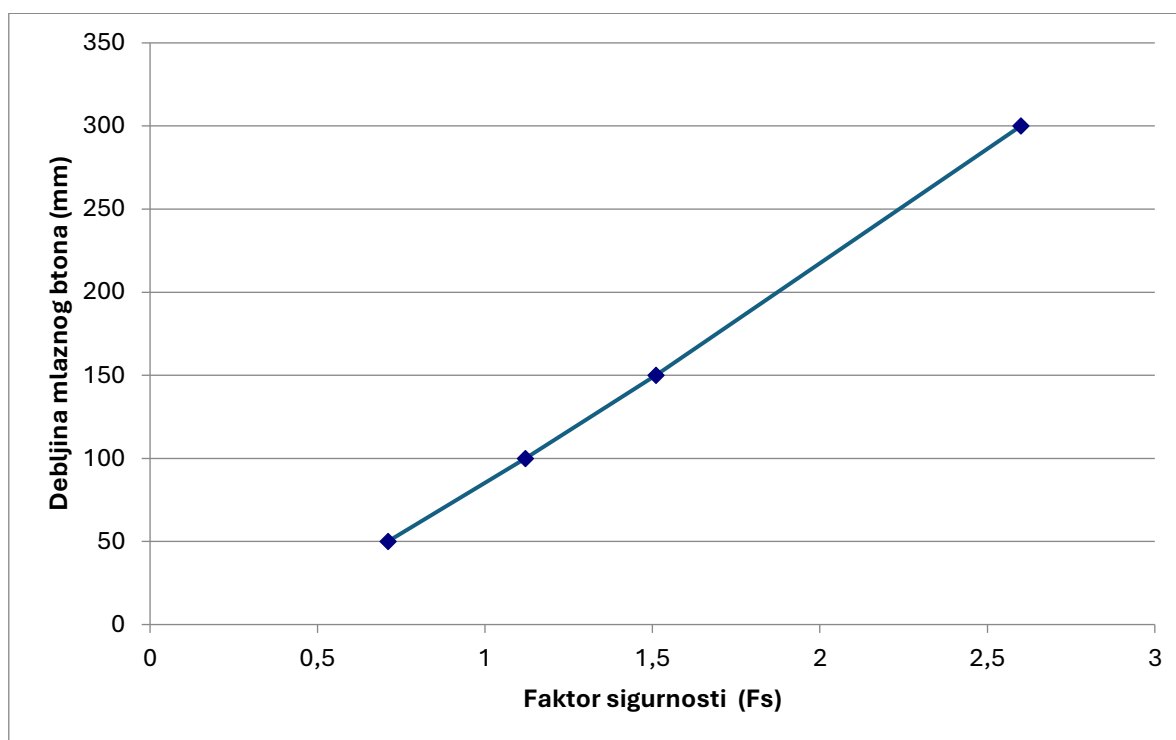
| DEBLJINA [mm] | KONVERGENCIJA [%] | Fs |
|---------------|-------------------|------|
| 50 | 1.17 | 0.71 |
| 100 | 0.83 | 1.12 |
| 150 | 0.78 | 1.51 |
| 300 | 0.73 | 2.6 |

Iz tablice, kao i sa slika 25 i 26, vidljivo je da povećanje debljine mlaznog betona ima pozitivan utjecaj na sigurnost stijenskog iskopa, pri čemu je taj utjecaj izraženiji od utjecaja

sidara. Deblji sloj mlaznog betona dovodi do porasta faktora sigurnosti i smanjenja konvergencije zidova tunela.



Slika 25. Utjecaj promjene debljine mlaznog betona na konvergenciju

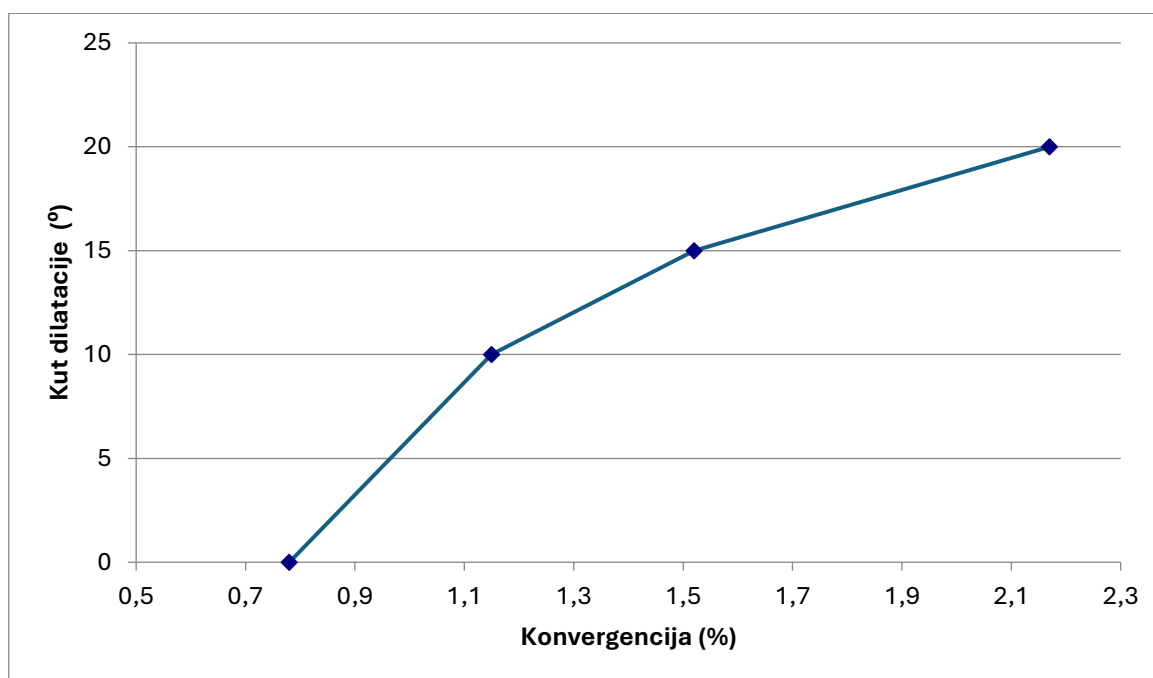


Slika 26. Utjecaj promjene debljine mlaznog betona na faktor sigurnosti

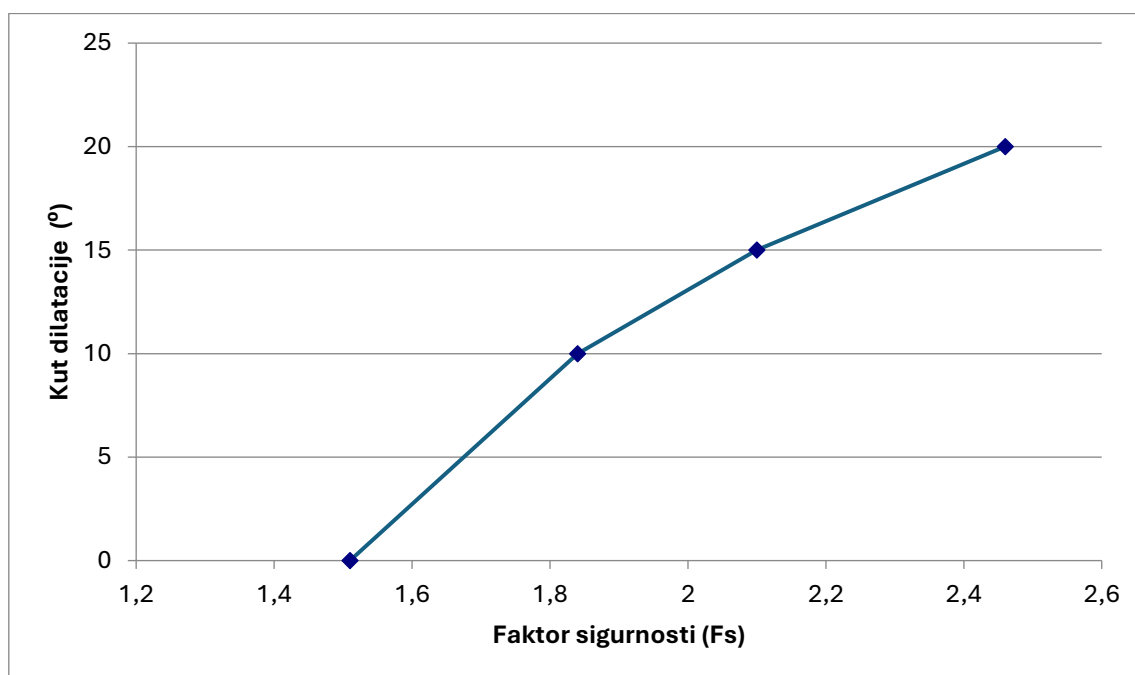
7.1.2. Parametarska analiza stijenske mase

Tablica 5. Utjecaj kuta dilatacije

| KUT DILATACIJE [°] | KONVERGENCIJA [%] | Fs |
|--------------------|-------------------|------|
| 0 | 0.78 | 1.51 |
| 10 | 1.15 | 1.84 |
| 15 | 1.52 | 2.1 |
| 20 | 2.17 | 2.46 |



Slika 27. Utjecaj promjene kuta dilatacije na konvergenciju



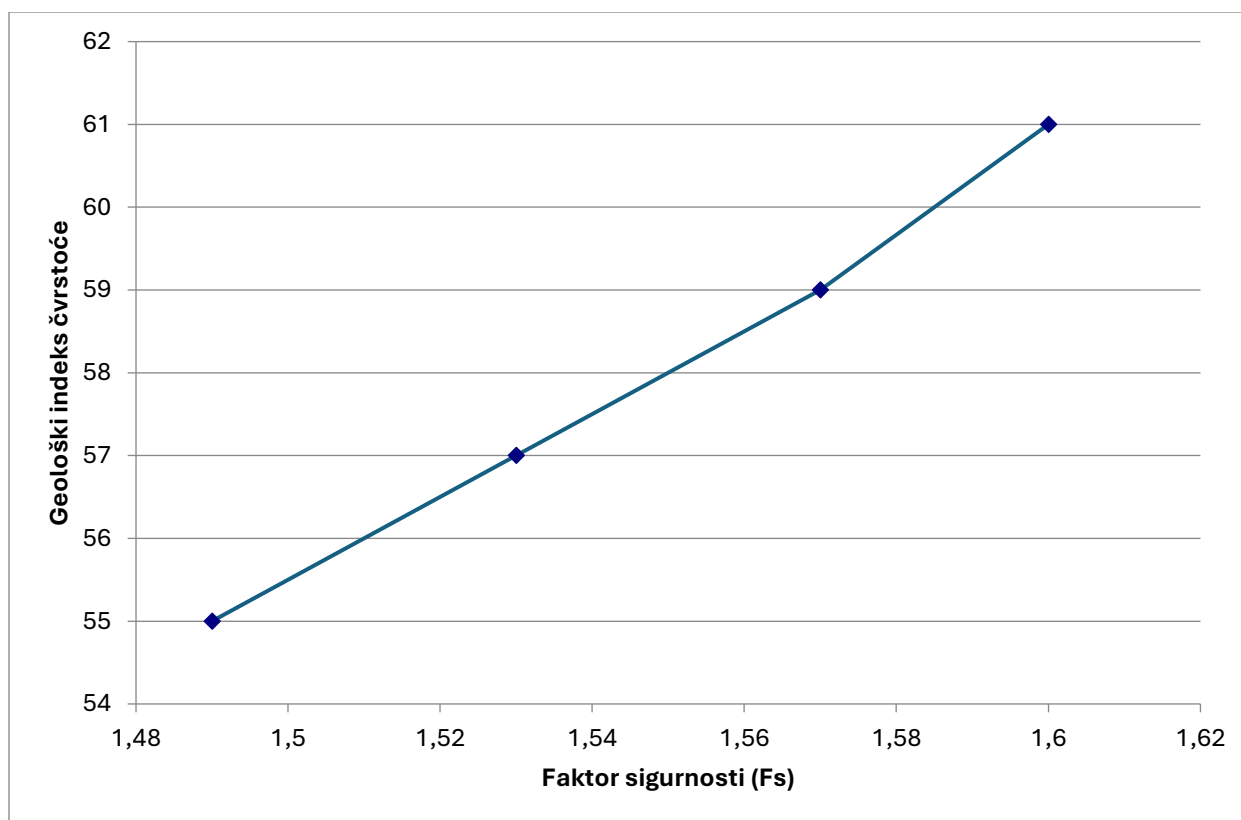
Slika 28. Utjecaj promjene kuta dilatacije na faktor sigurnosti

Promjena kuta dilatacije, kako se vidi na slikama 27 i 28, ima zanimljiv utjecaj na ponašanje stijenske mase. Povećanjem kuta dilatacije dolazi do porasta i konvergencije zidova tunela i faktora sigurnosti.

Tablica 6. Utjecaj Geološkog indeksa čvrstoće

| GSI | KONVERGENCIJA [%] | Fs |
|-----|-------------------|------|
| 55 | 0.78 | 1.49 |
| 57 | 0.78 | 1.51 |
| 59 | 0.76 | 1.57 |
| 61 | 0.76 | 1.6 |

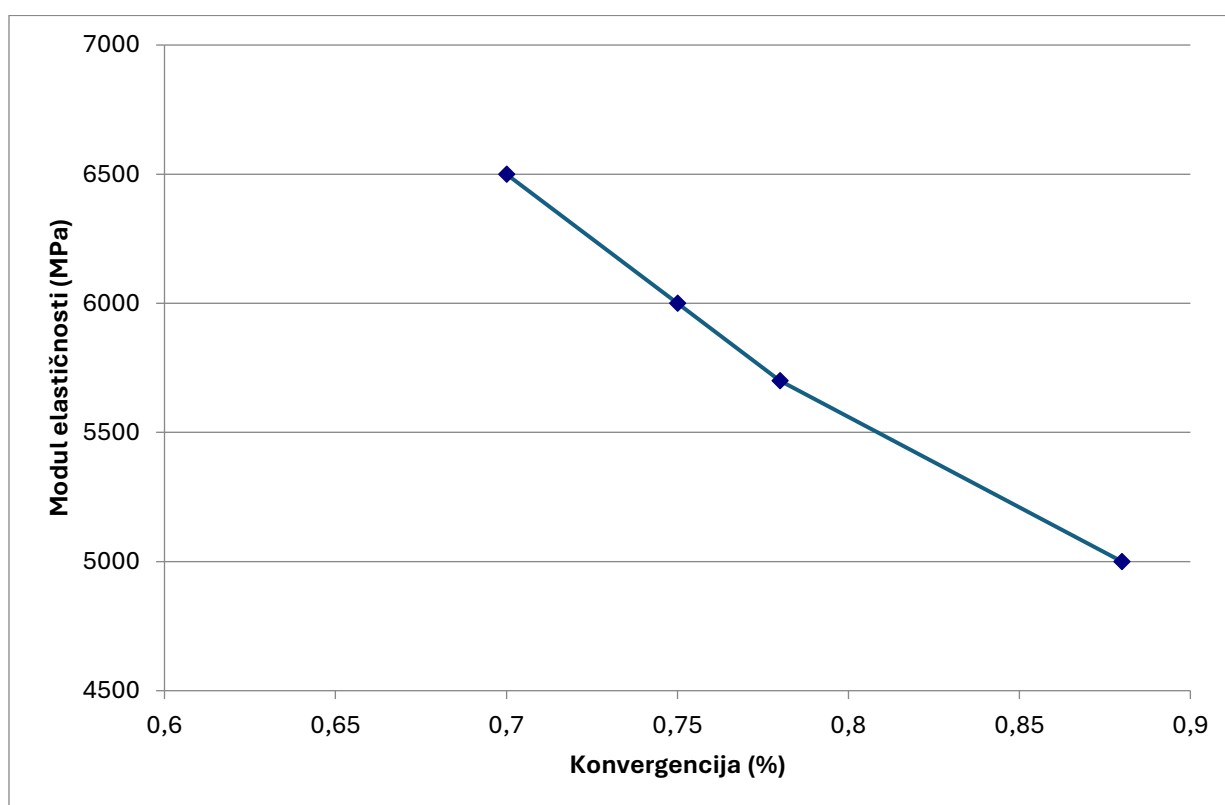
Povećanje Geološkog indeksa čvrstoće ima pozitivan utjecaj, smanjuje konvergenciju zidova tunela i povećava faktor sigurnosti, kao što je prikazano na slici 29.



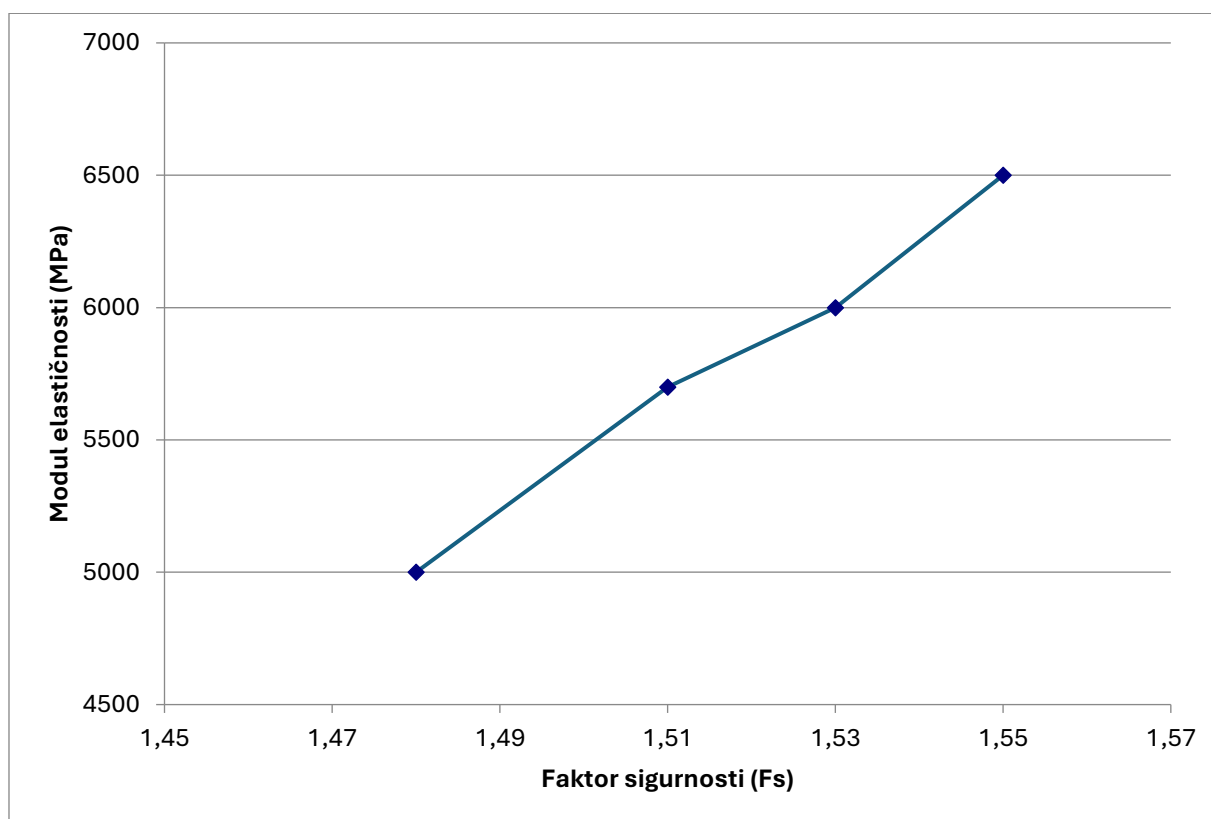
Slika 29. Utjecaj promjene Geološkog indeksa čvrstoće na faktor sigurnosti

Tablica 7. Utjecaj Youngovog modula

| YOUNGOV MODUL ELASTIČNOSTI [MPa] | KONVERGENCIJA [%] | F _s |
|----------------------------------|-------------------|----------------|
| 5000 | 0.88 | 1.48 |
| 5700 | 0.78 | 1.51 |
| 6000 | 0.75 | 1.53 |
| 6500 | 0.7 | 1.55 |



Slika 30. Utjecaj promjene Young-ovog modula na konvergenciju



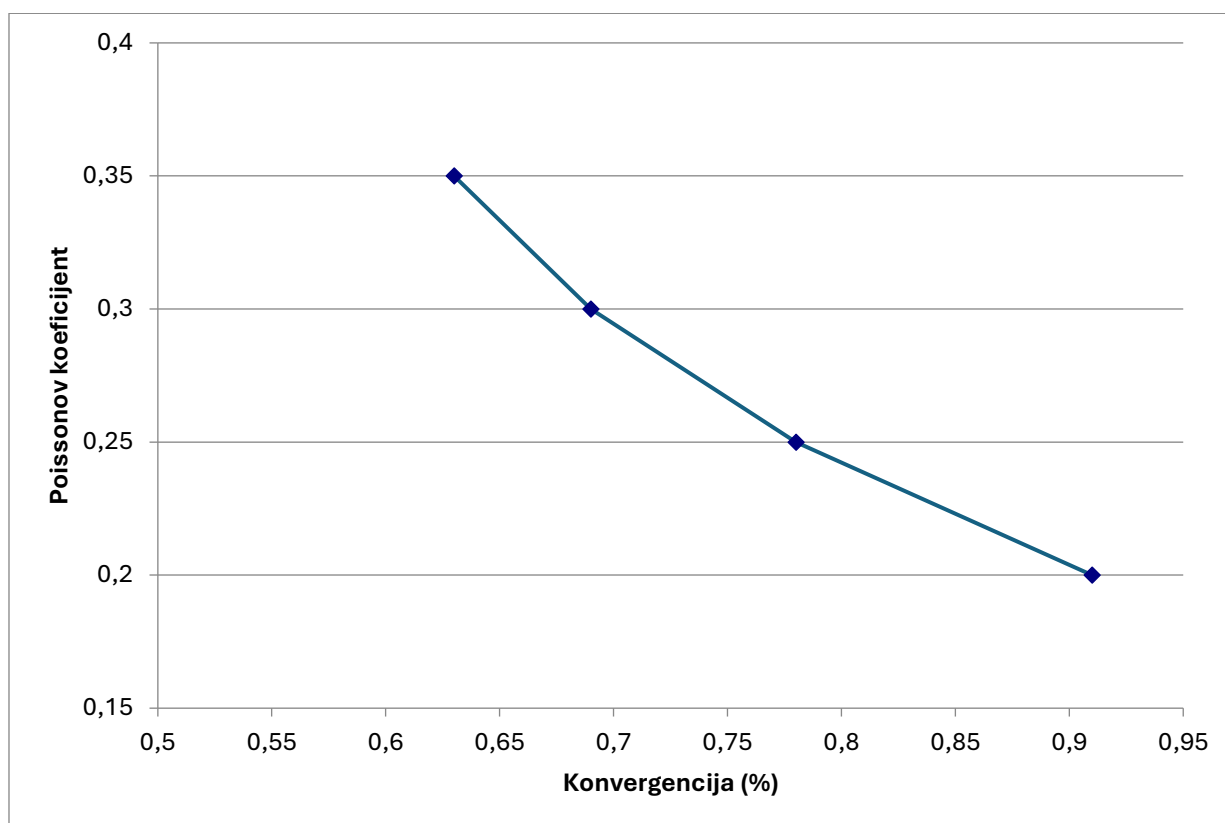
Slika 31. Utjecaj promjene Young-ovog modula na faktor sigurnosti

Povećanje Youngovog modula također pozitivno utječe na stijensku masu. Prema tablici i slikama 30 i 31, s povećanjem Youngovog modula smanjuje se konvergencija zidova tunela, dok faktor sigurnosti raste.

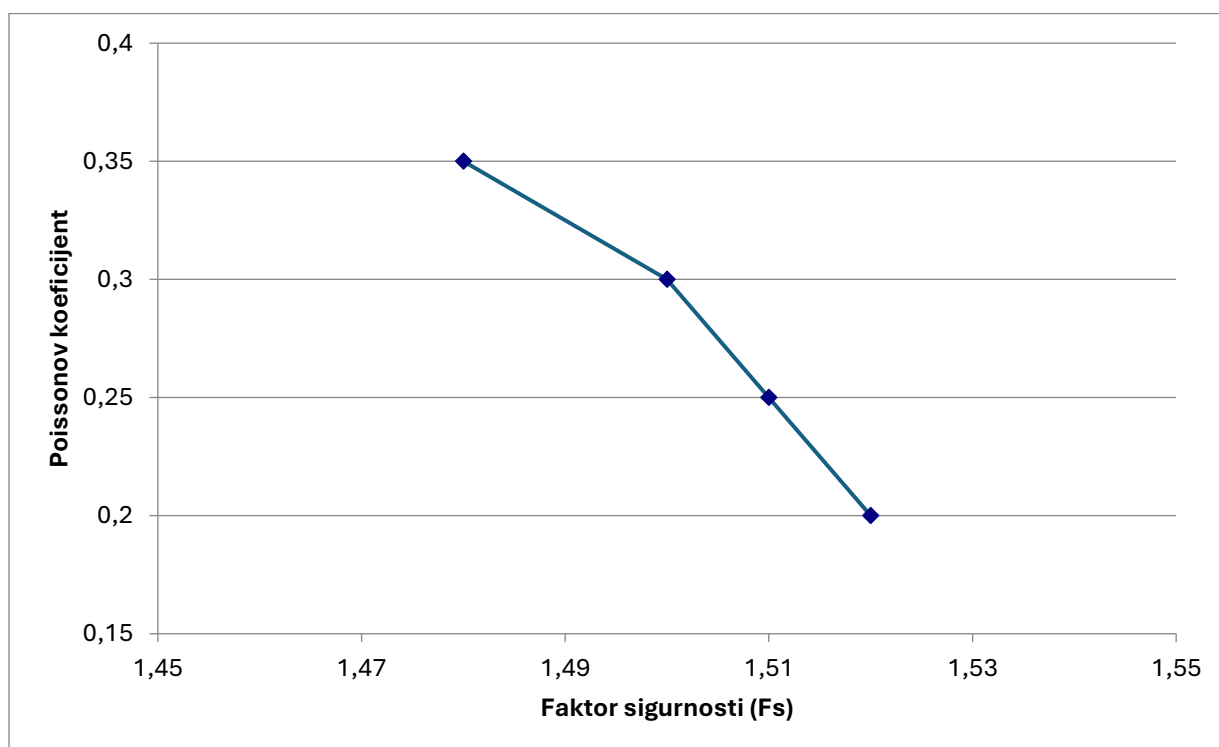
Tablica 8. Utjecaj Poissonovog koeficijenta

| POISSONOV KOEFIČIJENT | KONVERGENCIJA [%] | Fs |
|--------------------------|----------------------|------|
| 0.2 | 0.91 | 1.52 |
| 0.25 | 0.78 | 1.51 |
| 0.3 | 0.69 | 1.5 |
| 0.35 | 0.63 | 1.48 |

Utjecaj Poissonovog koeficijenta također je značajan. Iz podataka u tablici, kao i sa slika 32 i 33, vidljivo je da se s porastom Poissonovog koeficijenta smanjuju i konvergencija i faktor sigurnosti.

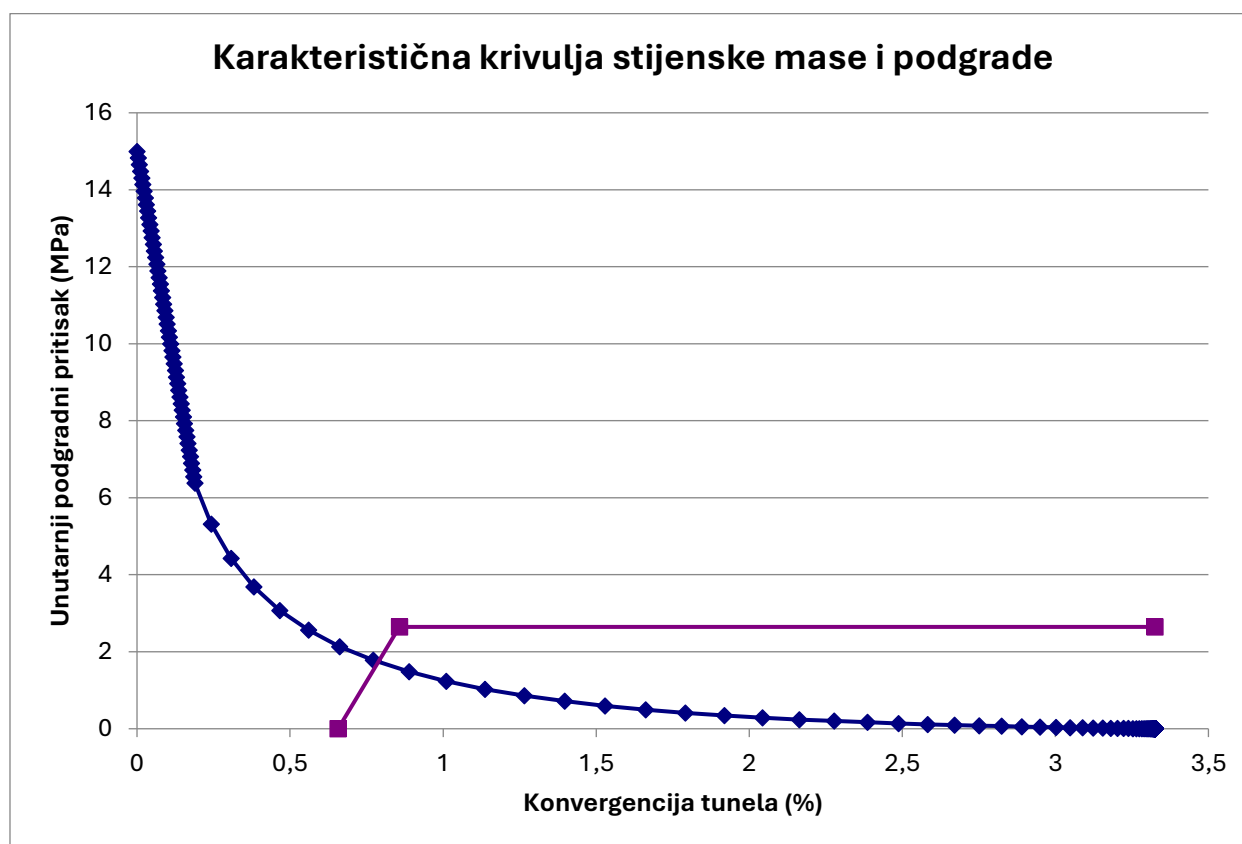


Slika 32. Utjecaj promjene Young-ovog modula na faktor sigurnosti



Slika 33. Utjecaj promjene Poissonovog koeficijenta na faktor sigurnosti

7.2. Parametarska analiza Lee i Pietruszczak metode



Slika 34. Karakteristična krivulja stijenske mase i podgrade dobivena Lee i Pietruszczak metodom

Na slici je prikazana karakteristična krivulja interakcije stijenske mase i podgrade, dobivena metodom Lee i Pietruszczak. Parametri stijenske mase navedeni su u tablici 1, dok je podgrada definirana na isti način kao i u slučaju metode Carranza-Torres. Odabrana su sidra promjera 25 mm, postavljena na razmaku od 1,5 m, te mlazni beton debljine 150 mm.

Ovom metodom postignut je zadovoljavajući faktor sigurnosti od $F_s = 1,53$, uz konvergenciju manju od 1%, odnosno 0,79%. Već sada možemo primijetiti razliku u dobivenim vrijednostima u odnosu na rezultate metode Carranza-Torres.

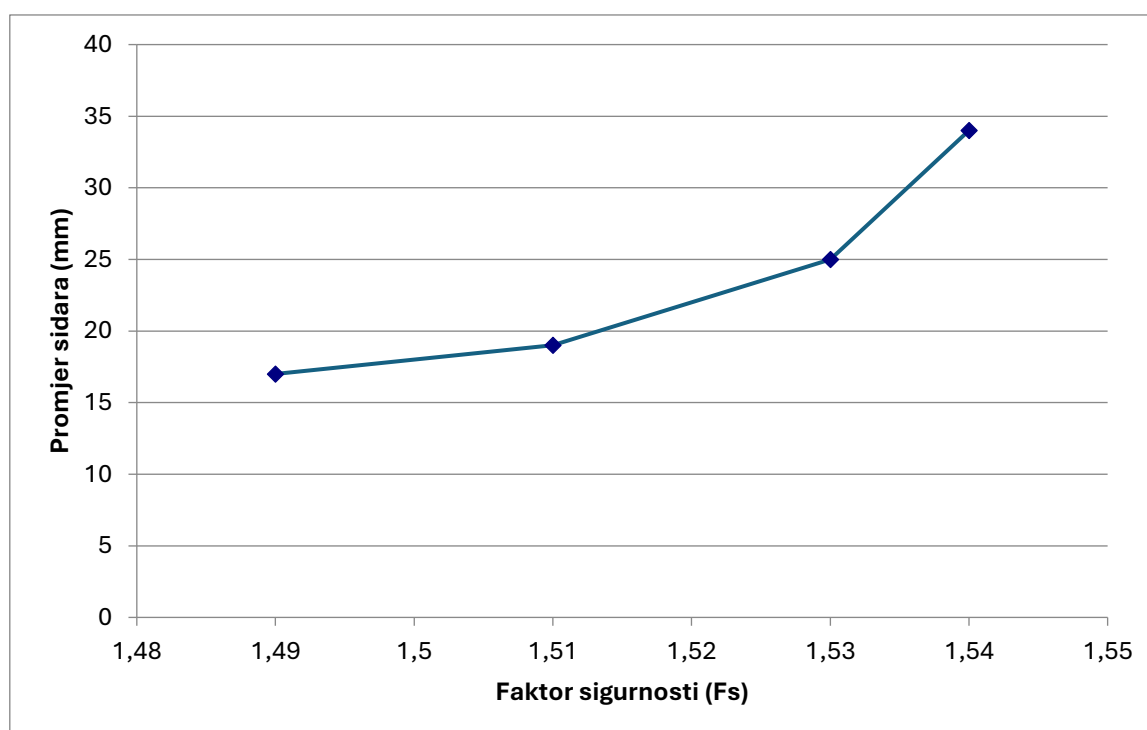
U nastavku će biti prikazana parametarska analiza pojedinih parametara stijenske mase i podgrade.

7.2.1. Parametarska analiza podgrade

Sidra

Tablica 9. Utjecaj promjera sidra

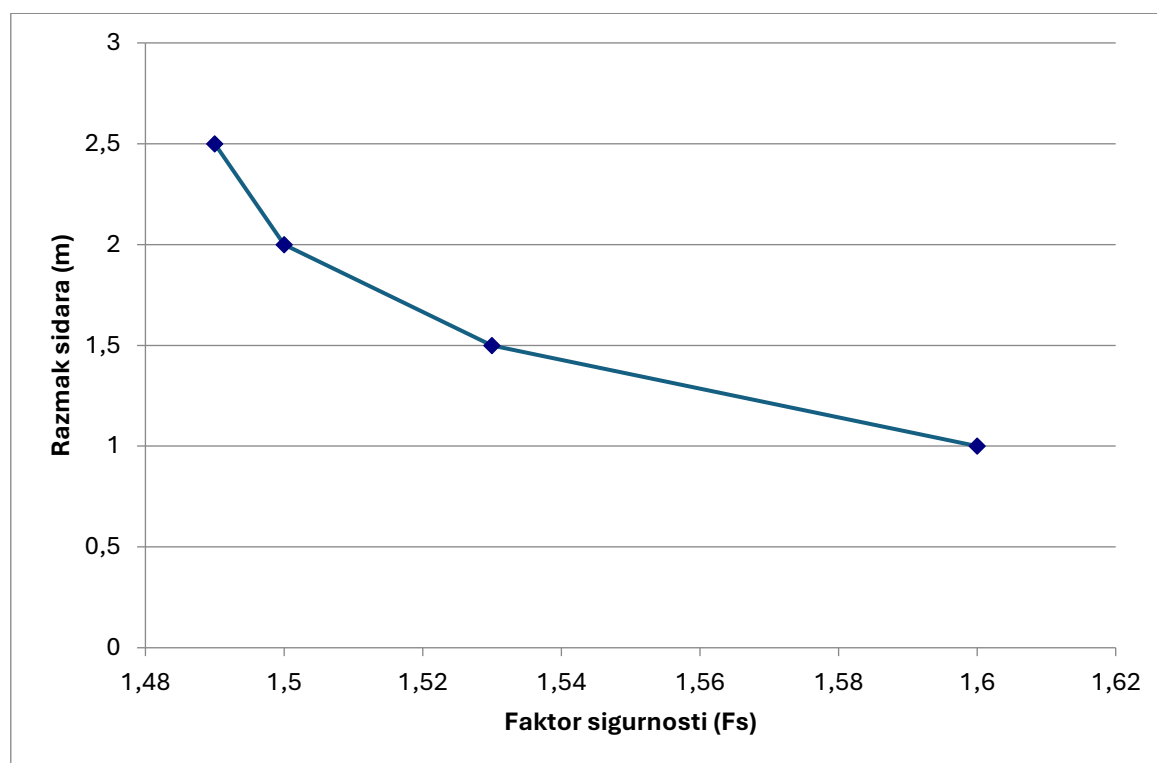
| PROMJER SIDARA [mm] | KONVERGENCIJA [%] | Fs |
|------------------------|----------------------|------|
| 17 | 0.79 | 1.49 |
| 19 | 0.79 | 1.51 |
| 25 | 0.79 | 1.53 |
| 34 | 0.79 | 1.54 |



Slika 35. Utjecaj promjene promjera sidara na faktor sigurnosti

Tablica 10. Utjecaj razmaka sidara

| RAZMAK SIDARA [m] | KONVERGENCIJA [%] | Fs |
|----------------------|----------------------|------|
| 1 | 0.78 | 1.6 |
| 1.5 | 0.79 | 1.53 |
| 2 | 0.79 | 1.5 |
| 2.5 | 0.79 | 1.49 |



Slika 36. Utjecaj razmaka sidara na faktor sigurnosti

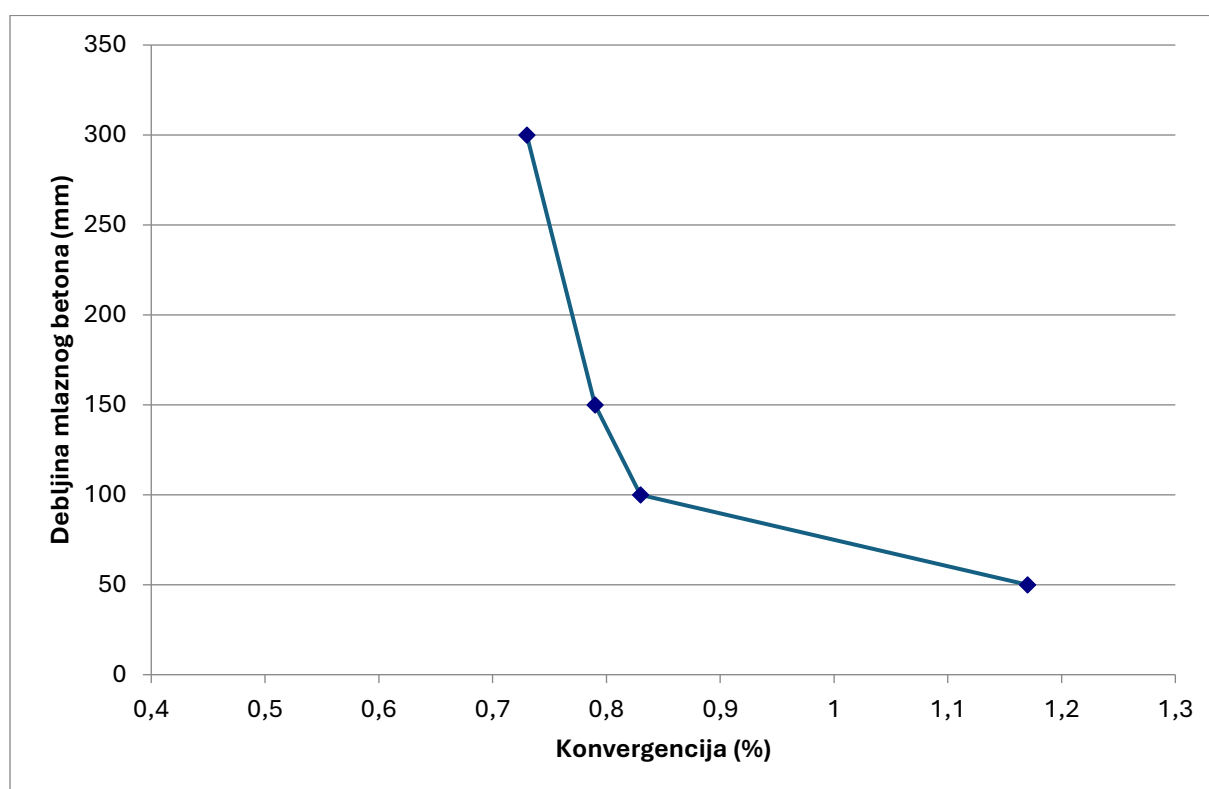
Iako promjena promjera i razmaka sidara ne utječe značajno na konvergenciju zidova tunela, slike 35 i 36 pokazuju da ovi parametri ipak utječu na faktor sigurnosti. Povećanjem promjera sidara dolazi do porasta faktora sigurnosti, dok povećanje razmaka sidara rezultira njegovim smanjenjem.

Mlazni beton

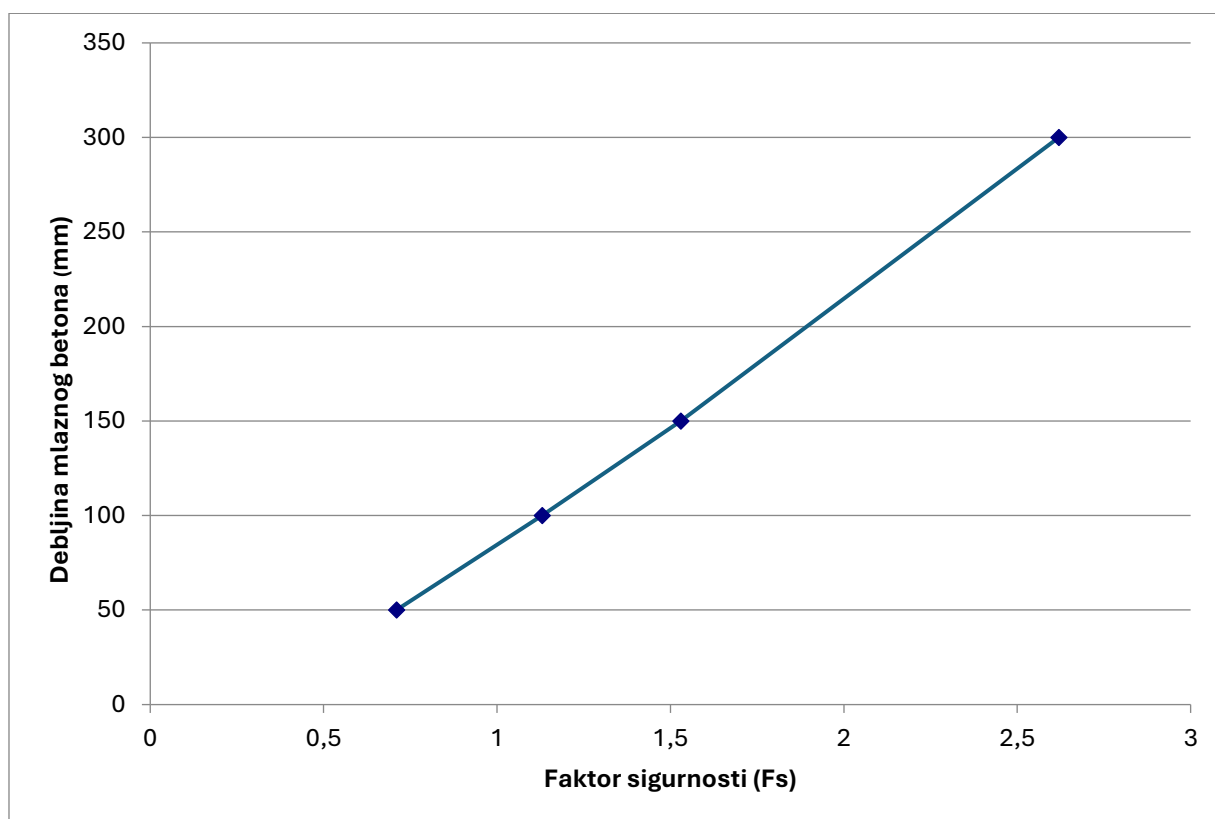
Tablica 11. Utjecaj debljine mlaznog betona

| DEBLJINA [mm] | KONVERGENCIJA [%] | Fs |
|---------------|-------------------|------|
| 50 | 1.17 | 0.71 |
| 100 | 0.83 | 1.13 |
| 150 | 0.79 | 1.53 |
| 300 | 0.73 | 2.62 |

Kao i kod Carranza-Torres metode, iz tablice, kao i sa slika 37 i 38, vidljivo je da povećanje debljine mlaznog betona ima pozitivan utjecaj na sigurnost stijenskog iskopa, pri čemu je taj utjecaj izraženiji od utjecaja sidara. Deblji sloj mlaznog betona dovodi do porasta faktora sigurnosti i smanjenja konvergencije zidova tunela.



Slika 37. Utjecaj debljine mlaznog betona na konvergenciju

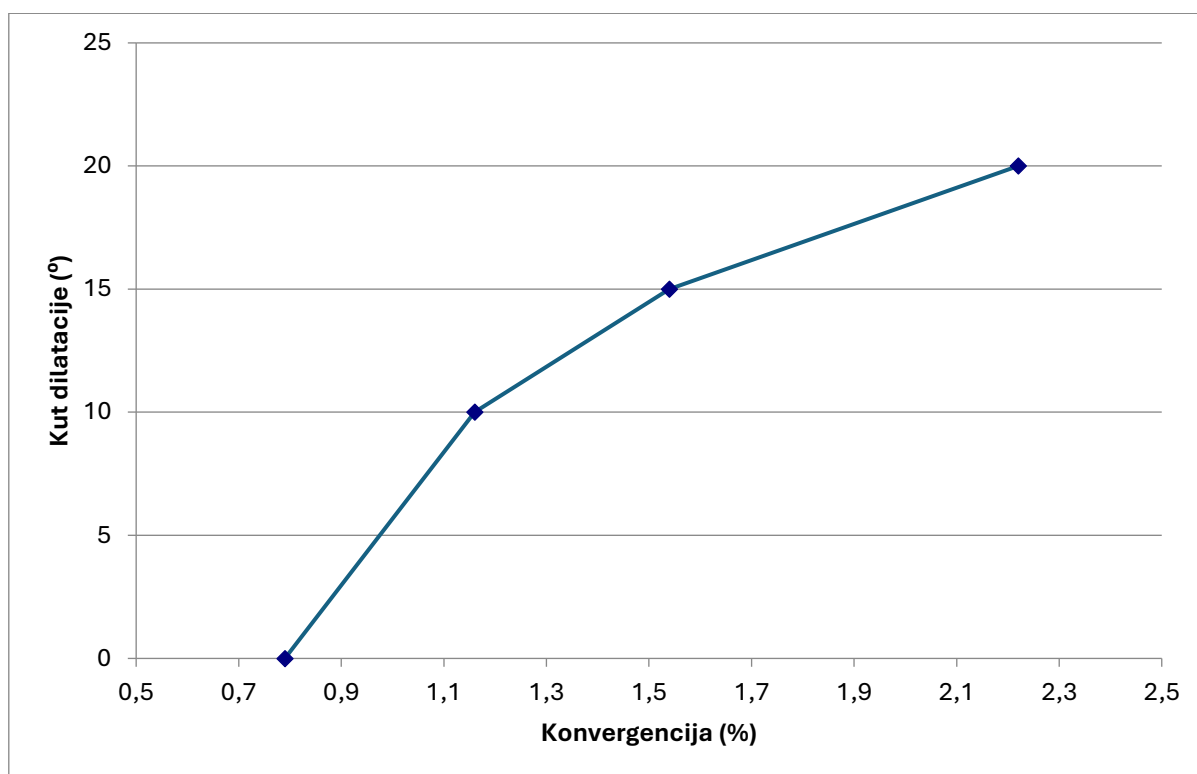


Slika 38. Utjecaj debljine mlaznog betona na faktor sigurnosti

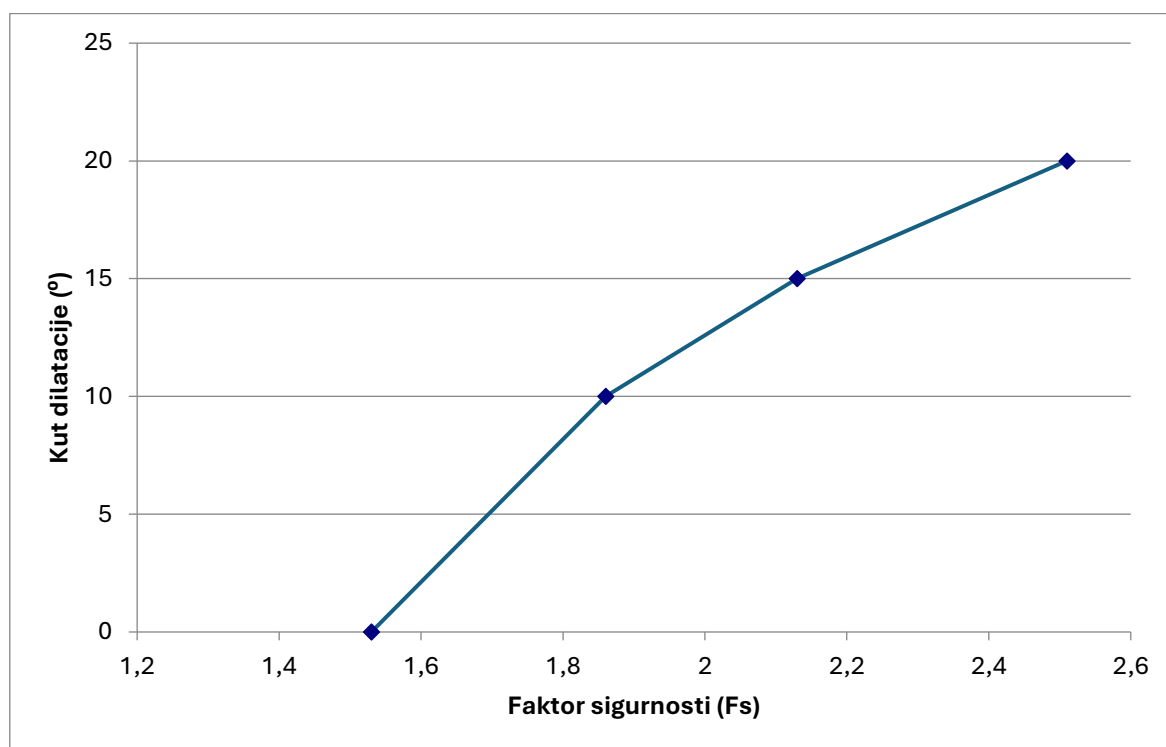
7.2.2. Parametarska analiza stijenske mase

Tablica 12. Utjecaj kuta dilatacije

| KUT DILATACIJE [°] | KONVERGENCIJA [%] | Fs |
|--------------------|-------------------|------|
| 0 | 0.79 | 1.53 |
| 10 | 1.16 | 1.86 |
| 15 | 1.54 | 2.13 |
| 20 | 2.22 | 2.51 |



Slika 39. Utjecaj promjene kuta dilatacije na konvergenciju

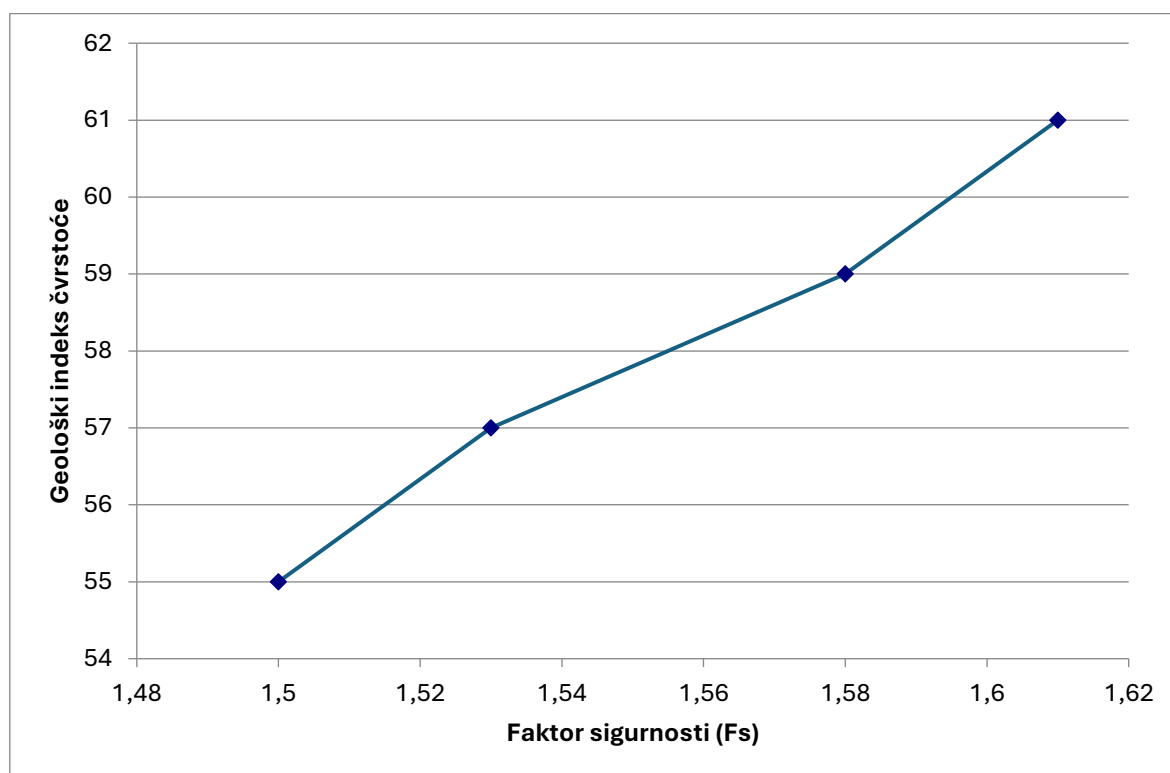


Slika 40. Utjecaj promjene kuta dilatacije na faktor sigurnosti

Povećanje kuta dilatacije, kao što je vidljivo na slikama 39 i 40, rezultira povećanjem i konvergencije zidova tunela i faktora sigurnosti.

Tablica 13. Utjecaj Geološkog indeksa čvrstoće

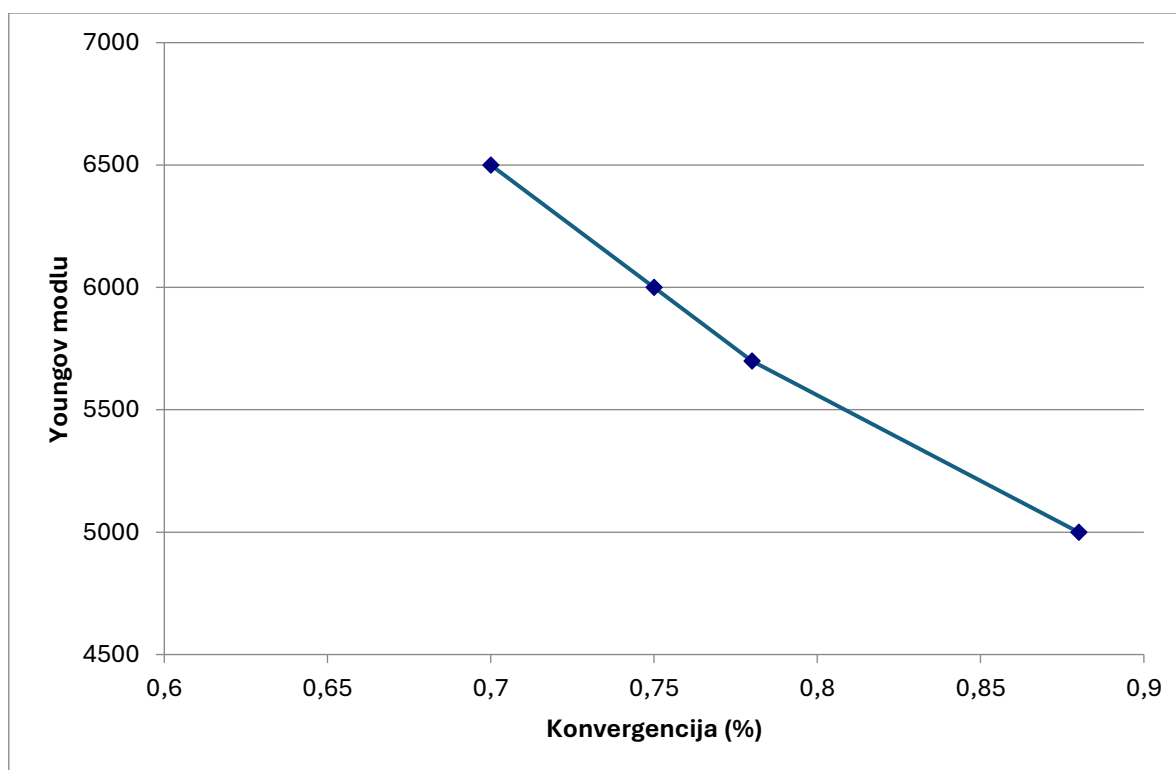
| GSI | KONVERGENCIJA [%] | Fs |
|-----|-------------------|------|
| 55 | 0.79 | 1.5 |
| 57 | 0.79 | 1.53 |
| 59 | 0.77 | 1.58 |
| 61 | 0.77 | 1.61 |



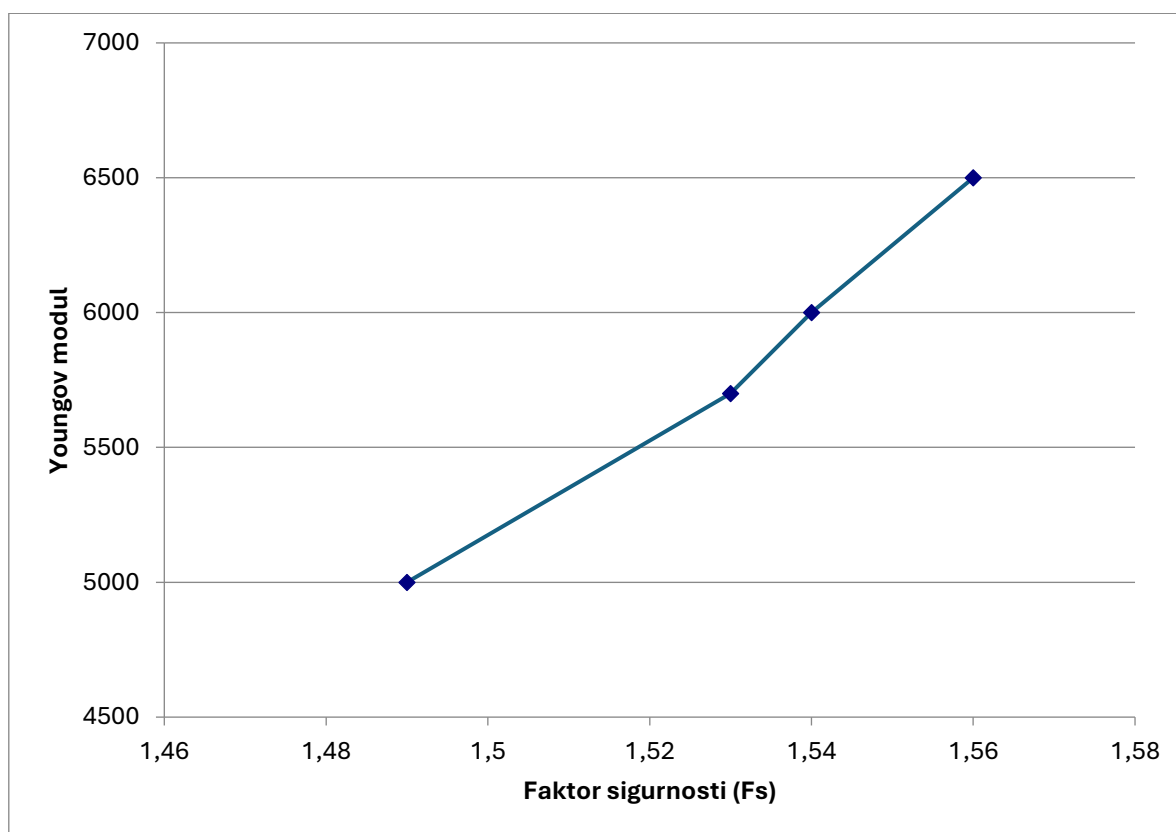
Slika 41. Utjecaj Geološkog indeksa čvrstoće na faktor sigurnosti

Tablica 14. Utjecaj Youngovog modula

| YOUNGOV MODUL ELASTIČNOSTI [MPa] | KONVERGENCIJA [%] | F _s |
|----------------------------------|-------------------|----------------|
| 5000 | 0.88 | 1.49 |
| 5700 | 0.78 | 1.53 |
| 6000 | 0.75 | 1.54 |
| 6500 | 0.7 | 1.56 |



Slika 42. Utjecaj Young-ovog modula na konvergenciju

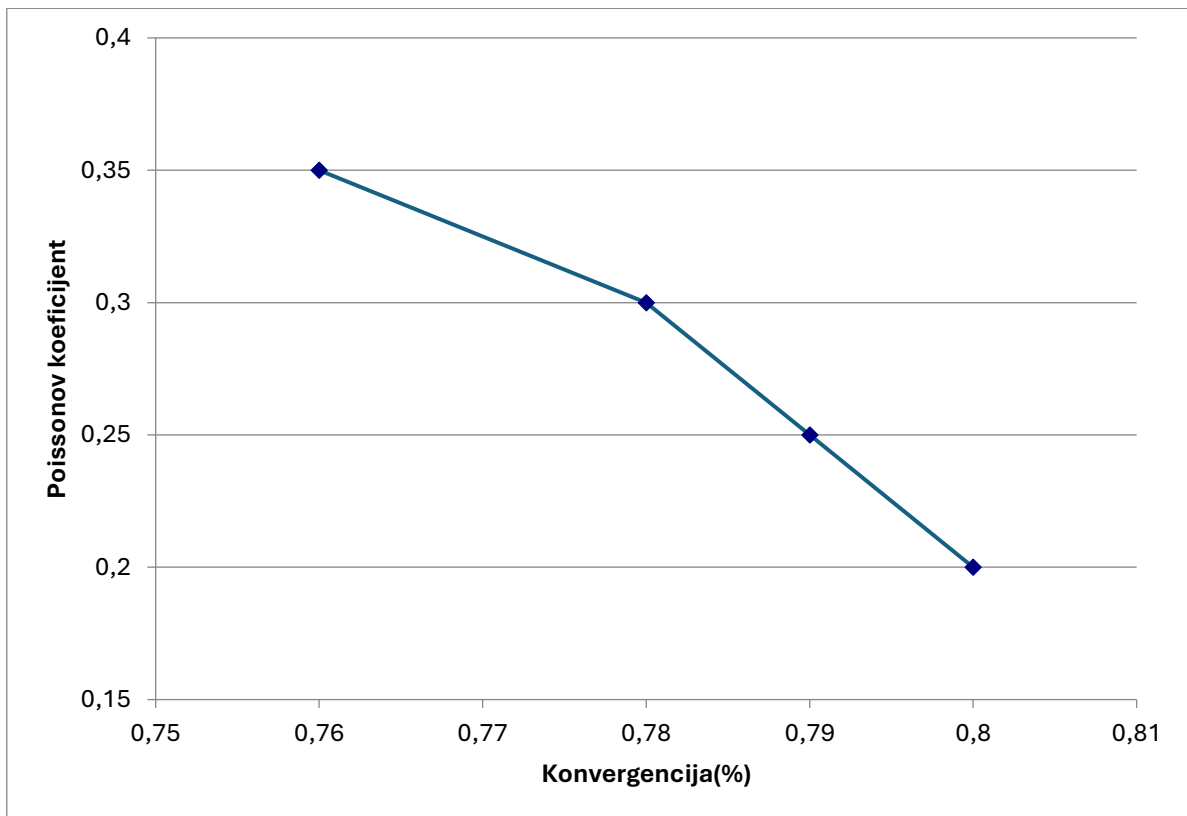


Slika 43. Utjecaj Young-ovog modula na faktor sigurnosti

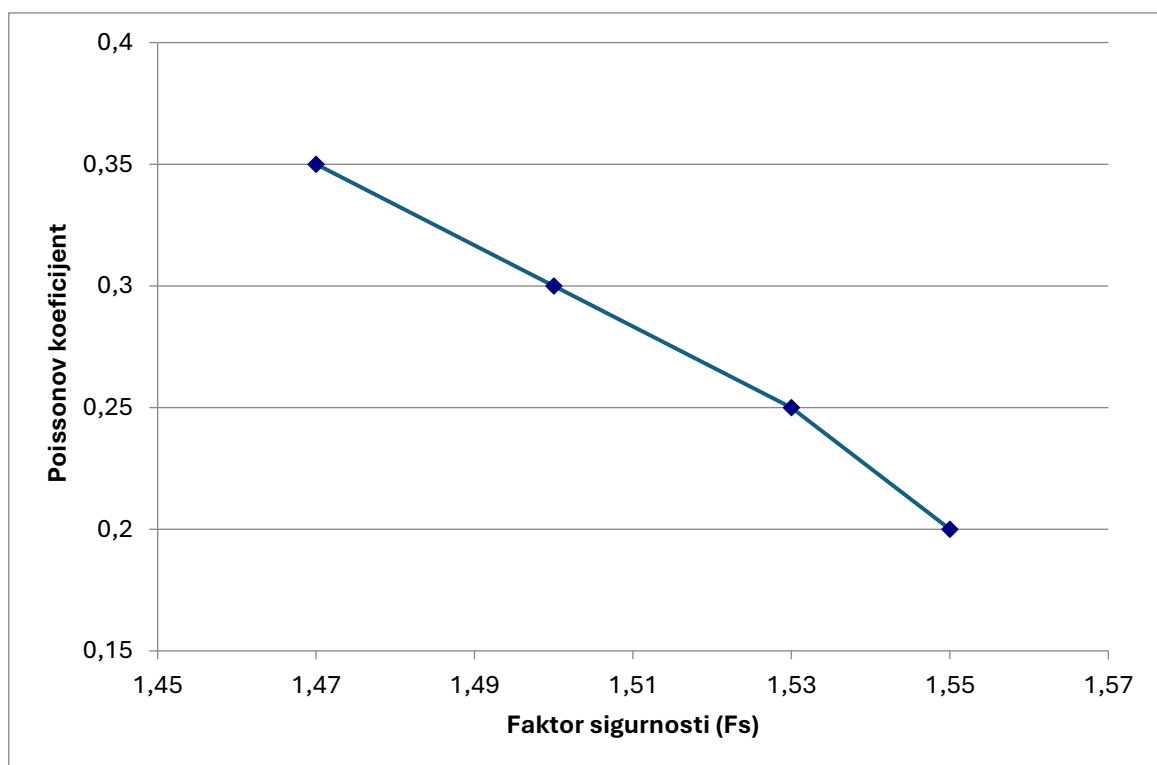
Povećanje Youngovog modula također pozitivno utječe na stijensku masu. Prema tablici i slikama 42 i 43, s povećanjem Youngovog modula smanjuje se konvergencija zidova tunela, dok faktor sigurnosti raste.

Tablica 15. Utjecaj Poissonovog koeficijenta

| POISSONOV KOEFICIJENT | KONVERGENCIJA [%] | Fs |
|-----------------------|-------------------|------|
| 0.2 | 0.8 | 1.55 |
| 0.25 | 0.79 | 1.53 |
| 0.3 | 0.78 | 1.5 |
| 0.35 | 0.76 | 1.47 |



Slika 44. Utjecaj Poissonovog koeficijenta na konvergenciju



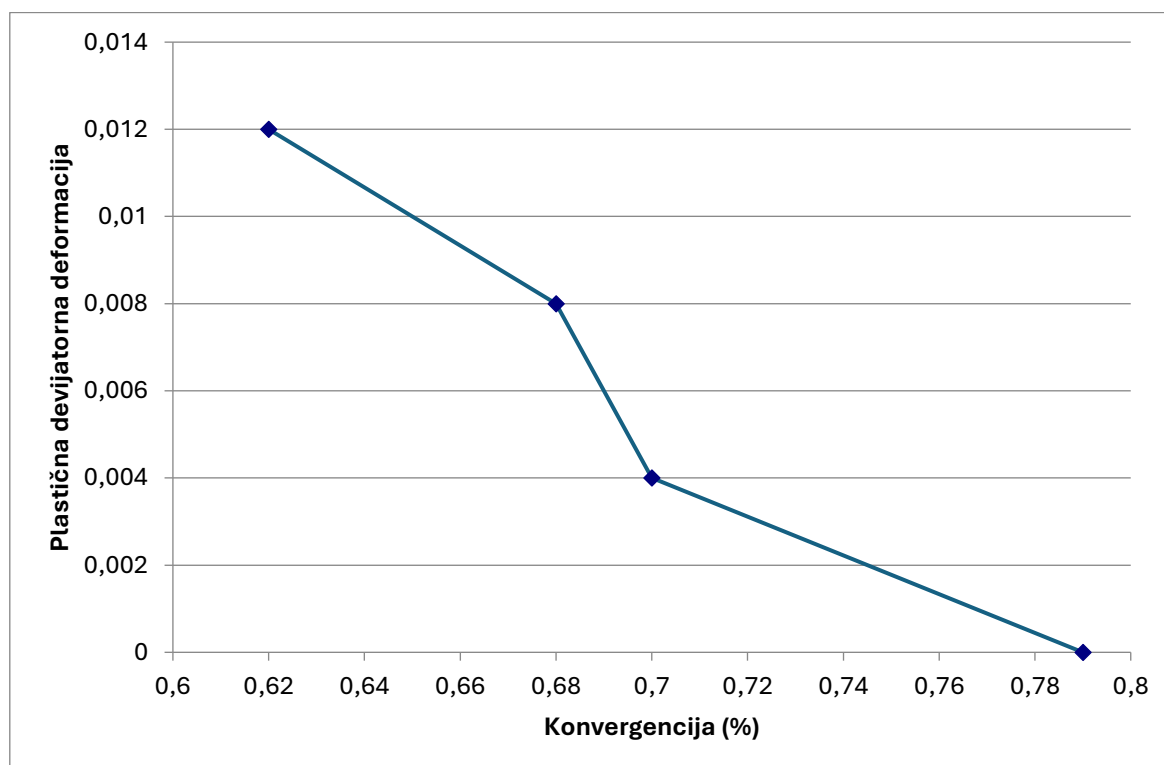
Slika 45. Utjecaj Poissonovog koeficijenta na faktor sigurnosti

Utjecaj Poissonovog koeficijenta također je značajan. Prema podacima iz tablice te slikama 44 i 45, vidljivo je da povećanje Poissonovog koeficijenta dovodi do smanjenja i konvergencije i faktora sigurnosti.

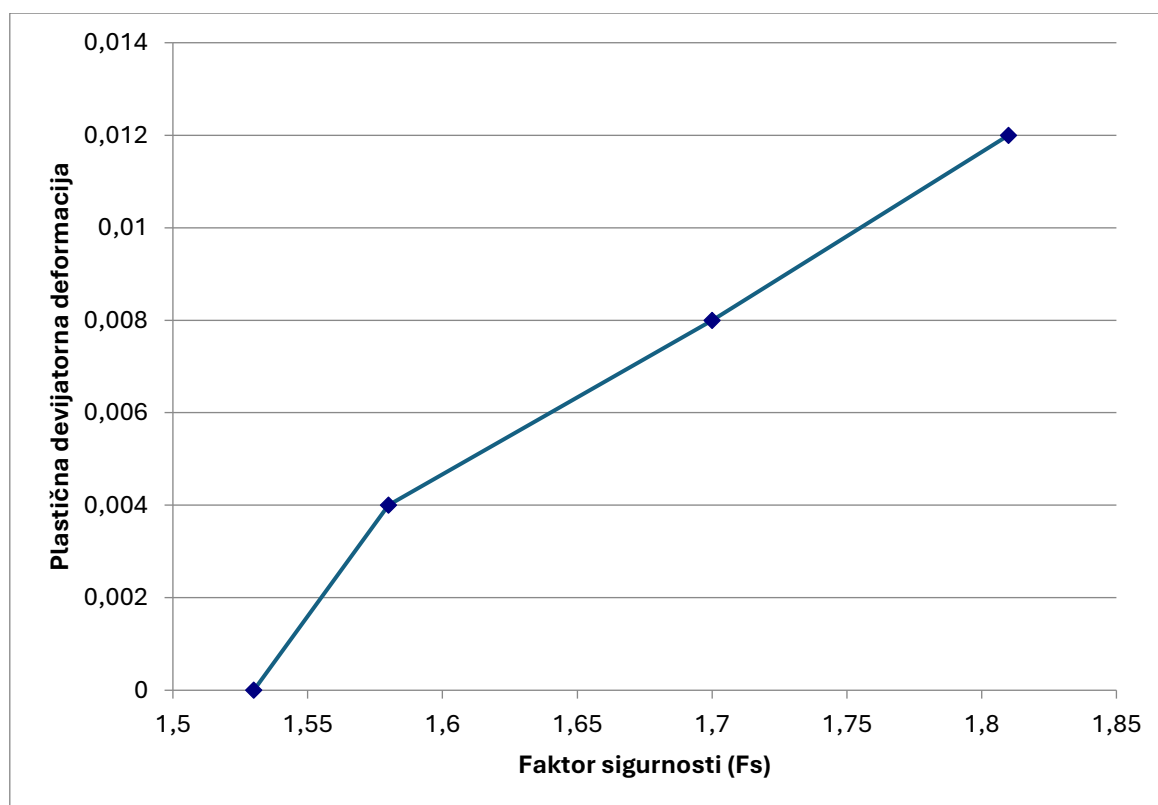
Tablica 16. Utjecaj devijacijske plastične deformacije

| DEVIJACIJSKA PLASTIČNA DEFORMACIJA | KONVERGENCIJA [%] | F _s |
|------------------------------------------|----------------------|----------------|
| 0 | 0.79 | 1.53 |
| 0.004 | 0.7 | 1.58 |
| 0.008 | 0.68 | 1.7 |
| 0.012 | 0.62 | 1.81 |

Iz analize različitih vrijednosti parametra devijacijske plastične deformacije može se zaključiti da njegovo povećanje smanjuje konvergenciju tunelskih zidova, dok se faktor sigurnosti povećava, odnosno da on ima pozitivan utjecaj na ponašanje stijenske mase. Utjecaj promjene γ_p prikazan je na slikama 46 i 47.



Slika 46. Utjecaj devijacijske plastične deformacije na konvergenciju



Slika 47. Utjecaj devijacijske plastične deformacije na faktor sigurnosti

7.3. Prikaz rezultata

Tablica 17. Sumarna tablica rezultata parametarske analize

| | | CARRANZA-TORRES METODA | | LEE I PETRUSZCZAK METODA | |
|------------------------------------|-------|------------------------|------------------------|--------------------------|------------------------|
| | | KONVERGENCIJA (%) | FAKTOR SIGURNOSTI (Fs) | KONVERGENCIJA (%) | FAKTOR SIGURNOSTI (Fs) |
| STABILIZACIJA | | 0.78 | 1.51 | 0.79 | 1.53 |
| Promjer sidara (mm) | 17 | 0.79 | 1.48 | 0.79 | 1.49 |
| | 19 | 0.79 | 1.49 | 0.79 | 1.51 |
| | 25 | 0.78 | 1.51 | 0.79 | 1.53 |
| | 34 | 0.78 | 1.53 | 0.79 | 1.54 |
| Razmak sidara (m) | 1 | 0.78 | 1.58 | 0.78 | 1.6 |
| | 1.5 | 0.78 | 1.51 | 0.79 | 1.53 |
| | 2 | 0.78 | 1.49 | 0.79 | 1.5 |
| | 2.5 | 0.78 | 1.47 | 0.79 | 1.49 |
| Debljina mlaznog betona (mm) | 50 | 1.17 | 0.71 | 1.17 | 0.71 |
| | 100 | 0.83 | 1.12 | 0.83 | 1.13 |
| | 150 | 0.78 | 1.51 | 0.79 | 1.53 |
| | 300 | 0.73 | 2.6 | 0.73 | 2.62 |
| Kut dilatacije (°) | 0 | 0.78 | 1.51 | 0.79 | 1.53 |
| | 10 | 1.15 | 1.84 | 1.16 | 1.86 |
| | 15 | 1.52 | 2.1 | 1.54 | 2.13 |
| | 20 | 2.17 | 2.46 | 2.22 | 2.51 |
| Geološki indeks čvrstoće | 55 | 0.78 | 1.49 | 0.79 | 1.5 |
| | 57 | 0.78 | 1.51 | 0.79 | 1.53 |
| | 59 | 0.76 | 1.57 | 0.77 | 1.58 |
| | 61 | 0.76 | 1.6 | 0.77 | 1.61 |
| Youngov modul (MPa) | 5000 | 0.88 | 1.48 | 0.88 | 1.49 |
| | 5700 | 0.78 | 1.51 | 0.78 | 1.53 |
| | 6000 | 0.75 | 1.53 | 0.75 | 1.54 |
| | 6500 | 0.7 | 1.55 | 0.7 | 1.56 |
| Poissonov koeficijent | 0.2 | 0.91 | 1.52 | 0.93 | 1.55 |
| | 0.25 | 0.78 | 1.51 | 0.79 | 1.53 |
| | 0.3 | 0.69 | 1.5 | 0.78 | 1.5 |
| | 0.35 | 0.63 | 1.48 | 0.76 | 1.47 |
| Devijacijska plastična deformacija | 0 | / | / | 0.79 | 1.53 |
| | 0.004 | / | / | 0.7 | 1.58 |
| | 0.008 | / | / | 0.68 | 1.7 |
| | 0.012 | / | / | 0.62 | 1.81 |

Na temelju parametarske analize stijenske mase i podgrade prikazane u ovom poglavlju, vidljivo je da parametri, bez obzira jesu li vezani za podgradu ili stijensku masu, pokazuju slične trendove ponašanja kod obje metode – Carranza-Torres i Lee i Pietruszczak. Na primjer, povećanje debljine mlaznog betona ima pozitivan utjecaj jer smanjuje konvergenciju zidova tunela i povećava faktor sigurnosti. S druge strane, smanjenje Youngovog modula dovodi do povećanja konvergencije i smanjenja faktora sigurnosti.

Zanimljivo je primijetiti da metoda Lee i Pietruszczak, u odnosu na Carranza-Torres metodu, daje nešto veće vrijednosti faktora sigurnosti i konvergencije zidova tunela. Ipak, najvažniji aspekt ove analize je utjecaj parametra plastične devijatorne deformacije, koji je specifičan za Lee i Pietruszczak metodu i ne pojavljuje se u Carranza-Torres metodi. Ovaj parametar, poznat i kao "strain-softening" parametar, koji kontrolira evoluciju parametara čvrstoće tijekom faze popuštanja materijala.

Analiza različitih vrijednosti devijacijske plastične deformacije (γ_p) pokazuje da povećanje ovog parametra smanjuje konvergenciju tunelskih zidova i povećava faktor sigurnosti, što ukazuje na pozitivan utjecaj na ponašanje stijenske mase.

8. ZAKLJUČAK

Analiza naprezanja i deformacija oko kružnog stijenskog otvora jedan je od temeljnih izazova u geotehničkom inženjerstvu. Razvijene su brojne metode koje se temelje na elastičnim i plastičnim teorijama, kao i složene numeričke metode koje rješavaju diferencijalne jednadžbe za opisivanje ponašanja stijenske mase. Carranza-Torres metoda (2004.) i Lee-Pietruszczak metoda (2008.) predstavljaju dva različita pristupa koja se koriste u analizi interakcije stijenske mase i podgrade.

Carranza-Torres metoda pruža precizno rješenje za stijenske mase koje pokazuju elastično-savršeno plastično ponašanje i elastično-krhko-plastično ponašanje. Njena prednost leži u mogućnosti analize širokog spektra geoloških uvjeta te jednostavnijem modeliranju interakcije između stijene i podgrade. Međutim, metoda ne uzima u obzir "strain-softening" ponašanje materijala, što može biti ograničavajući faktor u složenijim uvjetima.

S druge strane, Lee-Pietruszczak metoda uključuje naprednije numeričke alate i uvodi konstitutivne modele poput funkcije popuštanja i plastičnog potencijala, što omogućava precizniju analizu ponašanja stijenske mase. Ona uzima u obzir "strain-softening" i detaljnije opisuje materijalno ponašanje stijene unutar plastične zone, čime je pogodnija za složenije geološke uvjete.

Usporedba ovih dviju metoda pokazuje da je izbor metode uvjetovan specifičnim zahtjevima projekta. Carranza-Torres metoda je prikladna za jednostavnije analize i brze procjene stabilnosti, dok Lee-Pietruszczak metoda pruža dublji uvid u složenije mehanizme deformacije stijena.

POPIS LITERATURE

- [1] Građevinski fakultet u Zagrebu, Kolegij Podzemne Građevine, 3. Predavanje: Teorije samonosivog svoda
- [2] Građevinski fakultet u Zagrebu, Kolegij Podzemne Građevine, 7. Predavanje: Proračun stabilnosti podzemnih otvora
- [3] Zareifard MR. A simple closed-form solution for analysis of tunnels in Mohr–Coulomb grounds considering gravity loading. *Geotech Geol Eng.* 2020;38(4):3751–3760
- [4] Rocscience Inc. RocSupport Introduction Manual [Internet]. 2020 [pristupljeno 10.9.2024.]. Dostupan: https://static.rocscience.cloud/assets/verification-and-theory/RocSupport/Introduction_Manual.pdf
- [5] International Society for Rock Mechanics and Rock Engineering (ISRM). Prof. Carlos Carranza-Torres Bio. Dostupno na: <https://isrm.net/page/show/1741>
- [6] Carranza-Torres C. Elasto-plastic solution of tunnel problems using the generalized Hoek-Brown failure criterion. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences.* 2004 May;41(SUPPL. 1):629–639. doi: 10.1016/j.ijrmms.2004.03.111
- [7] Kovačević MS. *Mehanika stijena*. Sveučilište u Zagrebu; Građevinski fakultet 2021.
- [8] Carranza-Torres C, Fairhurst C. *Application of the Convergence-Confinement Method to the Design of Deep Tunnels in Rock*. 2000.
- [9] Lee Y-K, Pietruszczak S. A new numerical procedure for elasto-plastic analysis of a circular opening excavated in a strain-softening rock mass. *Tunnelling Underground Space Technol.* 2014;23(5):588–99.
- [10] Bazant ZP, Belytschko TB, Chang TP. *Continuum Theory for Strain-Softening*. Dostupno na: <https://citeseerx.ist.psu.edu/document?repid=rep1&type=pdf&doi=1fd329a56f69695104bb991b6d0eb56c93c7af6e>

POPIS SLIKA

| | |
|---------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|----|
| Slika 1. Osnovni model u Kartezijском koordinatnom sustavu..... | 4 |
| Slika 2. Kirsch-ov model za slučaj istovremenog djelovanja jednakog vertikalnog i horizontalnog napreznja (Izvor[1])..... | 4 |
| Slika 3. Preraspodjela radijalnih i tangencijalnih napreznja prema Kirch-ovom rješenju za $\sigma_1=\sigma_3$ (Izvor [1]) | 5 |
| Slika 4. Prikaz elastične i plastične zone oko tunelskog otvora (izvor [1])..... | 6 |
| Slika 5. 2D i 3D model baziran na FEM metodi – PLAXIS (Izvor [2])..... | 10 |
| Slika 6. 3D model baziran na DEM metodi - FLAC PFC 3D (Izvor [2]) | 10 |
| Slika 7. 2D (lijevo) i 3D model (desno) bazirani na FDM analizi – FLAC Itasca (Izvor [2]) ... | 11 |
| Slika 8. 2D model bazirani na BEM metodi – programski paket RocScience Examine 2D i usporedba modela tunelskih otvora prema FEM metodi (gore) i Bem metodi (dolje) (Izvor [2]) | 12 |
| Slika 9. a) Vektori radijalnih pomaka prilikom iskopa tunela, b) vrijednosti radijalnih pomaka (Izvor [3]) | 14 |
| Slika 10. Pomak zidova tunela kao funkcija udaljenosti od lica tunela (Izvor[4])..... | 17 |
| Slika 11. Karakteristična krivulja stijenske mase i podgrade pri različitim krutostima podgrade (Izvor [5]) | 18 |
| Slika 12. Osnovni model u Carranza – Torres metodi (Izvor [6])..... | 20 |
| Slika 13. Dijagram za određivanje geološkog indeksa čvrstoće (Izvor [7]) | 22 |
| Slika 14. Hoek-Brownov kriterij za intektni stijenu u odnosu na stijensku masu (Izvor [6]) | 23 |
| Slika 15. Shematski prikaz prstena od mlaznog betona..... | 27 |
| Slika 16. Shematski prikaz čeličnog okvira | 28 |
| Slika 17. Mehanički učvršćeno sidro (Izvor [7]) | 28 |
| Slika 18. Osnovni model u Lee i Pietruszczak metodi (Izvor[9]) | 30 |
| Slika 19. Evolucija parametara čvrstoće u plastičnom režimu [9]..... | 33 |
| Slika 20. Normalizirana plastična zona s konačnim brojem koncentričnih prstenova (izvor [9]) | 34 |
| Slika 21. Usporedba RocSupport primjene Carranza-Torres i Lee i Pietruszczak rješenja za različite vrijednosti kritičnog devijacijske plastične deformacije (γ^p)..... | 37 |
| Slika 22. Karakteristična krivulja stijenske mase i podgrade prema Carranza-Torres metodi | 38 |

| | |
|-----------------------------------------------------------------------------------------------------------|----|
| Slika 23. Utjecaj promjene promjera sidara na faktor sigurnosti | 39 |
| Slika 24. Utjecaj promjene razmaka sidara na faktor sigurnosti..... | 40 |
| Slika 25. Utjecaj promjene debljine mlaznog betona na konvergenciju | 41 |
| Slika 26. Utjecaj promjene debljine mlaznog betona na faktor sigurnosti | 42 |
| Slika 27. Utjecaj promjene kuta dilatacije na konvergenciju..... | 43 |
| Slika 28. Utjecaj promjene kuta dilatacije na faktor sigurnosti..... | 43 |
| Slika 29. Utjecaj promjene Geološkog indeksa čvrstoće na faktor sigurnosti..... | 44 |
| Slika 30. Utjecaj promjene Young-ovog modula na konvergenciju..... | 45 |
| Slika 31. Utjecaj promjene Young-ovog modula na faktor sigurnosti..... | 46 |
| Slika 32. Utjecaj promjene Young-ovog modula na faktor sigurnosti..... | 47 |
| Slika 33. Utjecaj promjene Poissonovog koeficijenta na faktor sigurnosti..... | 47 |
| Slika 34. Karakteristična krivulja stijenske mase i podgrade dobivena Lee i Pietruszczak metodom | 48 |
| Slika 35. Utjecaj promjene promjera sidara na faktor sigurnosti | 49 |
| Slika 36. Utjecaj razmaka sidara na faktor sigurnosti | 50 |
| Slika 37. Utjecaj debljine mlaznog betona na konvergenciju..... | 51 |
| Slika 38. Utjecaj debljine mlaznog betona na faktor sigurnosti..... | 52 |
| Slika 39. Utjecaj promjene kuta dilatacije na konvergenciju..... | 53 |
| Slika 40. Utjecaj promjene kuta dilatacije na faktor sigurnosti..... | 53 |
| Slika 41. Utjecaj Geološkog indeksa čvrstoće na faktor sigurnosti | 54 |
| Slika 42. Utjecaj Young-ovog modula na konvergenciju | 55 |
| Slika 43. Utjecaj Young-ovog modula na faktor sigurnosti | 56 |
| Slika 44. Utjecaj Poissonovog koeficijenta na konvergenciju | 57 |
| Slika 45. Utjecaj Poissonovog koeficijenta na faktor sigurnosti | 57 |
| Slika 46. Utjecaj plastične devijatorne deformacije na konvergenciju | 58 |
| Slika 47. Utjecaj plastične devijatorne deformacije na faktor sigurnosti | 59 |

POPIS TABLICA

| | |
|-------------------------------------------------------------------------|----|
| Tablica 1. Paramteri stijenske mase | 36 |
| Tablica 2. Utjecaj promjera sidara..... | 39 |
| Tablica 3. Utjecaj razmaka sidara | 39 |
| Tablica 4. Utjecaj debljine mlaznog betona..... | 40 |
| Tablica 5. Utjecaj kuta dilatacije | 42 |
| Tablica 6. Utjecaj Geološkog indeksa čvrstoće | 44 |
| Tablica 7. Utjecaj Youngovog modula..... | 45 |
| Tablica 8. Utjecaj Poissonovog koeficijenta | 46 |
| Tablica 9. Utjecaj promjera sidra | 49 |
| Tablica 10. Utjecaj razmaka sidara | 49 |
| Tablica 11. Utjecaj debljine mlaznog betona..... | 51 |
| Tablica 12. Utjecaj kuta dilatacije | 52 |
| Tablica 13. Utjecaj Geološkog indeksa čvrstoće | 54 |
| Tablica 14. Utjecaj Youngovog modula..... | 55 |
| Tablica 15. Utjecaj Poissonovog koeficijenta | 56 |
| Tablica 16. Utjecaj devijacijske plastične deformacije | 58 |
| Tablica 17. Sumarna tablica rezultata parametarske analize | 60 |