



**ВЪРХУ ОРИГИНАЛНИЯТ ГРАФИЧЕН МЕТОД ЗА ПРОЕКТИРАНЕ НА ПОДЗЕМНИ ИЗКОПНИ
СЪОРЪЖЕНИЯ ПРЕДЛОЖЕН ОТ CARRANZA-TORRES-FAIRHURST**

**Николай Николаев, Велико Парушев – Антех-ТФА ООД, София, България
e-mail: antfa@mbox.contact.bg**

РЕЗЮМЕ

В настоящия труд се разглежда един оригинален графичен метод за проектиране на равновесното състояние в подземните изкопни съоръжения при скали с $GSI \geq 25$.

Авторите на разглежданото аналитично Carranza-Torres-Fairhurst, използват умело методът за течение на материалите, при използване на кривата GRC – отразяваща реакцията на скалния масив окръжаващ подземното изкопно съоръжение.

За пръв път в този анализ се използва трансформираната от Londe уравнението за разрушение на Хоек-Браун за описание на взаимовръзката между показателите за нарушеност m_b и s и показателите „натоварване – преместване“ на изкопния контур.

Предложеният в оригинала аналитичен израз за определяне функцията $\frac{R_{pl}}{R} = f\left(\frac{P_i}{p_i^{cr}}\right)$ е коригиран

от авторите на настоящия труд чрез използване на статистико-корелационни методи. Предложената корекция дава възможност за рационално използване на предложения от Carranza-Torres-Fairhurst метод.

**ON THE ORIGINAL METHOD FOR DESIGNING UNDERGROUND EXCAVATION FACILITIES PROPOSED
BY CARRANZA-TORRES-FAIRHURST**

Nikolay Nikolaev, Veliko Parushev- Antech-TFA Ltd, Sofia, Bulgaria

ABSTRACT

The present work considers an original method for the design of the steady state in underground excavation facilities in rocks with $GSI \geq 2.5$

The authors of the considered analytical solution Carranza-Torres-Fairhurst skilfully use the material flow method when deriving the GRC curve - reflecting the reaction of the rock massif surrounding the underground excavation openings.

For the first time, this analysis uses the Londe-transformed Hoek-Brown failure equation to describe the relationship between the failure indices m_b and s and the load-displacement indices of the excavation contour

The analytical expression proposed in the original to determine the function $\frac{R_{pl}}{R} = f\left(\frac{P_i}{p_i^{cr}}\right)$

was corrected by the authors of the present work by using statistical-correlation methods.. The proposed correction makes it possible to rationally use the method proposed by Carranza-Torres-Fairhurst.

Въведение

Един удобен начин за определяне на рационалната съвместна работа на системата крепейска скала в подземните изкопни съоръжения е графичният. Той се базира на определянето на три основни графични изображения и тяхното взаимно разположение.

Тази графична интерпретация има за задача да илюстрира разчленено механичните генезиси на протичащите активни и реактивни етапи на деформационните процеси окръжаващи изкопното съоръжение.

Известни са различни подходи за решаването на подобни графични решения, но в случая ще се анализира един оригинален подход за определяне на част от тези характеристични графики, предложени от авторите *Carrenza-Torrez u Fairhurst*.

1. Основни положения

Сложните процеси протичащи в скалните медиуми предизвикани от инженерната дейност при подземното строителство и експлоатация, действащи последователно и едновременно, трудно биха могли да се опишат само с един графичен елемент. Изследователската практика във всички области на науката и инженерната дейност в подобни случаи прибегва до разчленяването на протичащите процеси на няколко основни действащи фактора. Такъв подход се използва и при решаването на проблема за определяне съвместното поведение на системата крепеж-скала и осигуряване на равновесното и състояние. Основни фактори в този случай се явяват три характерни поведения на подработения скален медиум:

1. Графиката отразяваща първичният деформационен процес, протичащ след реализацията на определена дължина от изкопното съоръжение и това е надлъжният деформационен профил реализиран по оста на изкопа, т.е. така нареченият Longitudinal Deformation Profil в съкратен запис LDP.
2. Друга характерна и много важна крива е тази описваща реакцията на скалния масив окръжаващ изкопната съоръжение, предизвикана от тази инженерна дейност с названието Ground Reaction Curve – съкратен запис GRC.
3. Третата характеристична графика описваща отпорът на изградения крепеж, която обикновено се очертава като права линия, въпреки че е наречена Supporty Characteristic Curve или съкратено SCC.

Поради взаимната връзка между кривата LDP и SCC, която ще се разясни в последствие, най-напред ще се реализира предложеното от авторите в [4] решение за определяне на вида на кривата GRC. Тази крива както и трябва да се очаква се състои от еластична част/права линия/ и пластична част /описваща се с определена крива/.

В минната практика са известни различни методи за определяне вида и местоположението и в координатната система, като обикновено се срещат трудности при фиксиране на пластичната част на кривата GRC. В тази насока може да се споменат еласто-пластичните решения публикувани от Kastner H. В [5], Буличов [1], Сажин [2] и редица други изследователи. Интерес представляват разработките на базата на критерия на разрушаване предложен от Hoek-Brown публикуван от Brown, Landay и Hoek в [3], с използване на апроксимационни методи за решаването на диференциалното уравнение. Известно е и решението на Wang [8] получено чрез прилагането на цифрови методи за определяне връзката „отпор на крепежа – радиална деформация“.

В настоящия труд ще се направи преглед и анализ на сравнително по-опростеното аналитично решение за определяне на кривата GRC предложено от C. Carranza-Torres и C. Fairhurst и публикувано в [4].

2. Същност на метода Carranza-Torres-Fairhurst за определяне на кривата GRC

Авторите на предложения метод разглеждат модел на кръгла изработка с равномерно разпределен товар по окръжност в намиращият се извън влиянието на изкопа скален масив означен със σ_0 и наличието на вътрешен отпор p_i действащ върху контурът на изкопното съоръжение.

Налични са и условията за разрушаване отговарящи на предложената от Hoek-Brown зависимост.

$$\sigma_1 = \sigma_3 + \sigma_{ci} (m_b \sigma_3 / \sigma_{ci} + s)^a \quad (1)$$

Якостта на натиск в ненарушената част на скалния масив е σ_{ci} с бездимензионните коефициенти на Хоек-Броун за относителната липса на нарушения в масива m_i и $s = 1$, а тези в нарушената са под влияние на изкопа зона с m_b и s отлично от 1 и по-голямо от нула.

Приетата стойност за $a = 0,5$ ограничава получените резултати и ги прави валидни само за скали с $GSI \geq 25$. Чрез известната трансформация, предложена от Londe [3] на зависимостта (1) той достига до сериозния извод за съществуването на едно единствено по характера си вероятностно разпределение за всички скални разновидности с $GSI \geq 25$ на получените от предлаганите от него нови показатели заместващи главните напрежения S_1 и S_3 , т.е. вероятностното разпределение σ_1 и σ_3 се превръща в действително разпределение на S_1 и S_3 определящо се от кривата, където:

$$S_1 = S_3 + \sqrt{S_3} \quad (2)$$

$$S_1 = \frac{\sigma_1}{m_b \sigma_{ci}} + \frac{s}{m_b^2}$$

$$S_3 = \frac{\sigma_3}{m_b} + \frac{s}{m_b^2} \quad (3)$$

Авторите на разглежданата публикация използват получените от Londe и доказани категорично от неговите опити релации (2) и (3) за извеждането на определени зависимости участващи при определяне на кривата GRC. За решаване на поставената задача те трансформират (3) по следният начин

$$P_i = \frac{p_i}{m_b} + \frac{s}{m_b^2}$$

$$S_0 = \frac{\sigma_0}{m_b \sigma_{ci}} + \frac{s}{m_b^2} \quad (4)$$

В (4) значенията на $m_b \sigma_{ci}$ и s са същите като предложените от Хоек-Броун.

Означението P_i е свързано с натоварванията p_i предизвикващи изменението /изчертаването/ на кривата GRC, но под влиянието на стойността на σ_{ci} и коефициентите отразяващи нарушенията в определена на област от скалния масив окръжаващ минната изработка. S_0 – за всеки конкретен случай е константна, намаляваща до определена степен равномерно разпределеното натоварване σ_0 в масива намиращ се извън влиянието на изкопното съоръжение посредством $m_b \sigma_{ci}$, както и значително по-малкото отражение на отношението $\frac{s}{m_b^2}$. Както беше споменато по рано, кривата GRC се състои от еластична и пластична част, съответно от права и продължаваща криволинейна пластична част. Граничното състояние между двете графични изображения се определя от критичното натоварване p_i^{cr} . Размерът от бездимензионното вътрешно критично налягане /т.е. на границата на еластичността /, достига стойностите определени от

$$P_i^{cr} = \frac{1}{16} [1 - \sqrt{1 + 16S_0}] = [\sqrt{0,25^2 + S_0} - 0,25]^2 \quad (5)$$

Действителното, дименционално критично налягане се получава чрез решаването на първото уравнение от (4) спрямо p_i но тогава P_i се замества с P_i^{cr} , а p_i с p_i^{cr} . Получава се

$$p_i^{cr} = \left[P_i^{cr} - \frac{s}{m_b^2} \right] m_b \sigma_{ci} \quad (6)$$

Съответстващото на критичното натоварване преместване отговаря на

$$U_i^{el} = \frac{\sigma_0 - p_i^{cr}}{2G_{rm}} - R \quad (7)$$

Където G_{rm} е модулът на срязване за скалата.

След преминаването на GRC в пластичната зона, около кръглата изработка се образува пластична зона

$$R_{pl} = R \exp[2(\sqrt{P_i^{el}} - \sqrt{P_i})] \quad (8)$$

Относно валидността на формула (8) ще се проведат анализи и оценки по-късно.

Авторите Carranza-Torres-Fairhurst предлагат един подходящ метод за определяне пластичната част на кривата GRC, като използват правилото за течение на материала. Както е известно по този метод се определя, както от връзката между деформациите предизвикващи изменението на формата, така и на тези увеличаващи обема на материала.

При проектирането на подземните изкопни съоръжения, течението на материала обикновено се приема като линейно, което води и до предположението, че обемното изменение на материала в този случай се определя от ъгълът на дилатансията $\mu = \Psi$. Очевиден е фактът, че при $\Psi = 0$ не са налице обемни изменения, по време на пластичните деформации на материала. Но при $\Psi > 0$ стойността на този ъгъл попределя процентното нарастване на обема.

Влиянието на ъгъла Ψ участва непосредствено в аналитичните зависимости посредством коефициента на дилатансия K_Ψ , който се оценява с помощта на отношението:

$$K_\Psi = \frac{1 + \sin\Psi}{1 - \sin\Psi}$$

Което определя $K_\Psi = 1$ при $\Psi = 0$, а за $\Psi = 30^\circ$ съответно $K_\Psi = 3$.

С помощта на „Теория за течение на материалите“ авторите в (4) предлагат следната релация, определяща характера на пластичната част на кривата GRC, а именно

$$\frac{U_r^{pl}}{R} \cdot \frac{2G_{rm}}{\sigma_0 - p_i^{cr}} = \frac{K_\Psi - 1}{K_\Psi + 1} + \frac{2}{K_\Psi + 1} \left(\frac{R_{pl}}{R} \right) + \frac{1 - 2\nu}{4(S_0 - P_i^{cr})} \cdot (\ln \frac{R_{pl}}{p_i})^2 - \left(\frac{1 - 2\nu}{K_\Psi + 1} \cdot \frac{\sqrt{P_i^{cr}}}{S_0 - P_i^{cr}} + \frac{1 - \nu}{2} \cdot \frac{K_\Psi - 1}{(K_\Psi + 1)^2} \cdot \frac{1}{S_0 - P_i^{cr}} \right) \cdot [(K_\Psi + 1) \ln \frac{R_{pl}}{R} - \left(\frac{R_{pl}}{R} \right)^{K_\Psi + 1} + 1] \quad (9)$$

Където ν е коефициентът на Поасон за скалите.

Анализите от проведените изследвания на Hoek-Brown през 1997 г. водят до заключението, че в значителна част от случаите проведени при скали с $GSI > 25$, липсва обемно изменение при преминаването на деформациите на скалите в пластичната област, или по-точно то е пренебрежително малко. В такива случаи формула (9) приема видът

$$\frac{U_r^{pl}}{R} \cdot \frac{2G_{rm}}{\sigma_0 - p_i^{cr}} = \left[\frac{(1 - 2\nu) \sqrt{P_i^{cr}}}{2(S_0 - P_i^{cr})} + 1 \right] \left(\frac{R_{pl}}{R} \right)^2 + \frac{1 - 2\nu}{4(S_0 - P_i^{cr})} (\ln \frac{R_{pl}}{R})^2 - \frac{1 - 2\nu}{2} \frac{\sqrt{P_i^{cr}}}{S_0 - P_i^{cr}} (2 \ln \frac{R_{pl}}{R}) \quad (10)$$

Видът на предложената функция за R_{pl}/R в (8) буди известни съмнения, относно получаването на реални крайни резултати.

Вземайки в предвид значителното участие на R_{pl}/R в крайните резултати (9) или (10), това би

поставило под въпрос решението на поставената задача. Решението в този случай е да се направи анализ на зависимостта (8).

Анализът ще се проведе съгласно приетите от авторите начални условия. Радиус на кръглата изработка $R = 1$ m при начално напрежение в незасегнатият от влиянието на изкопното съоръжение скален масив $\sigma_0 = 7,5$ MPa. Якостните характеристики в ненарушеният масив са: якост на натиск $\sigma_{ci} = 20$ MPa при $m_i = 15$ MPa, $\nu = 0,25$ и $\Psi = 30^\circ$. Разглеждат се подработените масиви с $GSI = 50, 40$ и 30 , т.е. всички над $GSI = 25$.

Според наблюденията на авторите, опорното влияние на забоя се анулира на разстояние $L \geq 10R$ от забоя. Данните отчитащи нарушенията предизвикани от изкопното съоръжение са дадени в Таблица 1.

Таблица 1.

GCI	m_b	s	$G_m / GP_a /$
50	2,5	$3,9 \cdot 10^{-3}$	1,8
40	1,8	$1,3 \cdot 10^{-3}$	1,0
30	1,2	$0,4 \cdot 10^{-3}$	0,6

Изчисленията за определяне на допълнителните показатели участващи в анализирани формули S_0 , P_i^{cr} и p_i^{cr} за съответните стойности на GCI са дадени в Таблица 2.

Таблица 2.

GCI	S_0	P_i^{cr}	p_i^{cr}
50	0,1506	0,0448	2,209
40	0,2087	0,0733	2,624
30	0,3128	0,1315	3,1493

Предложената от авторите формула (8) при посочените в таблицата данни не винаги дава реални резултати.

Анализът показва, че зависимостта (8)

$$\frac{R_{pl}}{R} = \exp \left[2 \left(\sqrt{P_i^{cr}} - \sqrt{P_i} \right) \right]$$

при стойности $P_i^{cr} < \sqrt{P_i}$ ще доведе до отрицателни резултати в първата подкоренна величина .

Нека се определи кога формулата ще се анулира . Това ще се получи когато: $(P_i^{cr})^2 = P_i$

Като се заместят (P_i^{cr}) и P_i с техните изчислителни изрази се получава

$$\left[\sqrt{0,25^2 + S_0^2} - 0,25 \right]^4 = \frac{p_i}{m_b 20} + \frac{S}{m_b^2}$$

Или решението спрямо p_i се получава

$$p_i^0 = \left\{ \left[\sqrt{0,25^2 + S_0^2} - 0,25 \right]^4 - \frac{S}{m_b^2} \right\} 20m_b \quad (11)$$

Като се заместят в (11) величините на показателите съответстващи на приетото GSI се получават стойностите за p_i^0 , за които формула (8) ще се анулира и те са отбелязани в Таблица 3.

Таблица 3.

GSI	p_i^0	p_i^{cr}
50	0,0691	2,209
40	0,1791	2,624
30	0,4083	3,1493

При $p_i > p_i^0$ стойностите в подкоренната величина ще бъде отрицателна. В Таблица 3 дадени и изчислените стойности за p_i^{cr} , т.е. на границата между еластичната и пластичната зона от кривата GRC, от където се вижда, че при над 90% от протежението на пластичната зона от кривата получените данни ще са нереални, т.е. формула (8) не може да се използва . Фактът, че успоредно с направените изследвания на авторите, са проведени цифрови анализи при същите стойности на GSI и другите участващи параметри, по методът на крайните разлики, дава възможност получените резултати да се използват за извеждането на подходящи зависимости с достатъчно приближение до реалните резултати, заменящи връзката R_{pl}/R с P_i^{cr} и P_i предложени във формула (8).

Получените графики за трите криви на GRC при GSI = 50, 40 и 30 отразяващи връзките на кривите с пластичните премествания при определените величини на p_i , както и отбелязаните три графики за връзките между големината на $\frac{R_{pl}}{R}$ в зависимост от пластичните премествания U_p , дават възможност за съставянето на една подходяща връзка с относително добро приближение между $\frac{R_{pl}}{R}$ и P_i и P_i^{cr} .

Подходът за решаване на така поставената задача може да се проведе в следните етапи за всяка от стойностите на GSI по отделно:

1-етап. Търсене на регресионната връзка между пластичните премествания и отношението $\frac{R_{pl}}{R}$ или $U_p = f_1(\frac{R_{pl}}{R})$

2-етап. Определяне на регресията между точките от графиките на съответната крива GRC и връзките с p_i и u_p , т.е. $U_p = f_2(p_i)$

3-етап. Заместване на получените функционални /регресионни/ зависимости за u_p от първи и втори етапи и решаване на полученото зависимост спрямо $\frac{R_{pl}}{R}$ т.е. получаване на функционалната

зависимост от вида $\frac{R_{pl}}{2} = f_3(p_i)$

Получените данни от крайните резултати за трите стойности на GSI показват, че окончателната връзка е от вида $\frac{R_{pl}}{R} = a \cdot p_i^b$ (12)

С надеждност на корелационните коефициенти от $r = 0,99$ до $r = 0,999$. Стойностите на a и b се получават от изразите:

$$a = (52,53 - 9,41 \cdot \frac{GSI}{10})^{0,0883} \quad cr = 0,999 \quad (13)$$

$$b = -0,01514(\frac{GSI}{10})^2 + 0,18761(\frac{GSI}{10}) - 0,658 \quad \text{при } r = 0,995$$

Заместването на p_i с изрази с участието на P_i и P_i^{cr} дава възможност зависимостта за $\frac{R_{pl}}{R}$ да получи едно по-добро обобщение, тъй като в тези параметри участват всички основни показатели характерни за отразяване изменението $\frac{R_{pl}}{R}$ по дължината на кривата GRC.

Съобразявайки се с използваните по-рано релации може да се изведе една подходяща форма на участието на параметрите P_i и P_i^{cr} , което да отразява изменението на p_i по цялата GRC крива. Такъв пълномощабен заместител на p_i има видът

$$p_i = \frac{p_i^{cr}(m_b^2 P_i - s)}{m_b^2 P_i^{cr} - s} \quad (14)$$

Използвайки формули (12) и (14) се получава крайната зависимост определяща изменението на $\frac{R_{pl}}{R}$ по цялата GRC, а именно

$$\frac{R_{pl}}{R} = a \left[\frac{p_i^{cr}(m_b^2 P_i - s)}{m_b^2 P_i^{cr} - s} \right] \quad (15)$$

Заменяйки предложената от авторите формула (8) с (15) се осигурява възможността за използването на добре обоснованите формули (9) и (10) при определяне на кривите GRC, съответстващи на наличните GSI оценки.

3. Проверка точността на предложените зависимости

Поради ограничения на обема на доклада ,проверката ще се изпълни само за GSI = 30, а останалите получени данни за GSI = 40 и 50 ще се покажат в съкратен вид. Основните показатели за GSI = 30 са: $\sigma_0 = 7,5$ МПа; $\sigma_{ci} = 20$ МПа; $m_b = 1,2$; $s = 0,4 \cdot 10^{-3}$.

Изчислените съгласно формулите (4), (5), (6) и (7) допълнителни параметри са $S_0 = 0,15$; $P_1^{cr} = 0,135$; $p_i^{cr} = 3,15$; $p_i^{min} = 0,52$, а $(\frac{R_{pl}}{R})^{max}$ е равно на 1,52.

Съгласно (13) при $\frac{GSI}{10} = 3$ се получава $a = 1,304$ и $b = -0,231$

В края на еластичната част на GRC ,т.е. при p_i^{cr} и $P_i = P_i^{cr}$ така, че формулата се трансформира в: $\frac{R_{pl}}{R} = 1,304 \cdot 3,15^{-0,231} = 1,0004$.е. достатъчно добре отговаря на изискванията $\frac{R_{pl}}{R} = 1,00$. В края на

графиката за отношението $\frac{R_{pl}}{R}$ трябва да се получи $U_r^m = 18$.

Съгласно спомагателната регресия от 2-ри етап $u_r = 10p_i^{-0,899} = 18,002$ mm, т.е. съвпада достатъчно точно с реализираното преместване u_r^m . Стойността на P_i съгласно формула (4) в тази точка е:

$$P_i = \frac{0,52}{1,2 \cdot 20} + \frac{0,4 \cdot 10^{-3}}{1,2^2} = 0,022$$

И при тези известни данни крайната формула се комплектова така:

$$\frac{R_{pl}}{R} = 1,304 \left[\frac{3,15(0,022 \cdot 1,44 - 0,4 \cdot 10^{-3})}{0,1315 \cdot 1,44 - 0,4 \cdot 10^{-3}} \right]^{-0,231} = 1,516$$

Което с достатъчна за практиката точност р отговаря и на това изискване,т.е. 1,520.

По подобен начин са изследвани и данните за аналогичните характерни точки и при GSI = 40 и 50, като сравнението между изчислените им стойности и реалните данни за тях, са сравнени в следващия текст:

За GSI = 40.

При $p_i = p_i^{cr} = 2,62$ МПа от регресията $\frac{R_{pl}}{R} = 1,26 \cdot 2,62^{-0,15} = 1,08$ при реална стойност $\frac{R_{pl}}{R} = 1,08$

В крайната част на графиката т.е. при U_r^m и $p_i = 0,149$ МПа от рецесията $u_r^m = 5,12 \cdot 0,149^{-0,66} = 17,987$ mm при реална стойност на $u_r^m = 18,00$ mm.

За $\frac{R_{pl}}{R}$ при u_r^m , съгласно , съгласно формула (15) се получава

$$\frac{R_{pl}}{R} = 1,26 \left[\frac{2,62(0,00454 \cdot 3,24 - 1,3 \cdot 10^{-3})}{0,0733 \cdot 3,24 - 1,3 \cdot 10^{-3}} \right]^{-0,15} = 1,677$$
 при реална стойност $\frac{R_{pl}}{R} = 1,670$

За GSI = 50:

При $p_i = p_i^{cr} = 2,21$ МПа, се получава с помощта на регресията $\frac{R_{pl}}{R} = 1,15 \cdot 2,21^{-0,1} = 1,06$ при реална стойност $\frac{R_{pl}}{R} = 1,00$. За U_r^{el} и $P_i^{cr} = 2,21$ МПа и съответната регресия, $U_r^{el} = 2,2 \cdot 2,21^{-0,443} = 0,154$ mm, при реална $U_r^{el} = 0,154$ mm, а за U_r^{max} и $P_i^{min} = 0,108$ от същата регресия се получава $U_r^{max} = 2,2 \cdot 0,104^{-0,443} = 5,996$ mm при реална стойност за $U_r^{max} = 6,00$ mm.

За $\frac{R_{pl}}{R}$ при U_r^{max} , съгласно формула (15) може да се запише

$$\frac{R_{pl}}{R} = 1,15 \left[\frac{2,21(0,0027 \cdot 6,25 - 3,9 \cdot 10^{-3})}{0,0448 \cdot 6,25 - 3,9 \cdot 10^{-3}} \right]^{-0,1} = 1,442$$
 при реална стойност $\frac{R_{pl}}{R} = 1,440$

От направените сравнения се вижда, че получените изчислителни данни са с достатъчна за практиката точност, което потвърждава достоверността на приложения метод. Трябва да се вземе

предвид и факта, че предложеното решение отразява само конкретният случай отговарящ на сравнително малко данни, това обаче не означава, че методът не може да бъде приложен и при необходимите брой данни и изследвания. Конкретните стойности за константите „а“ и „b“ може да се променят, но методът остава валиден. В случая бяха изследвани около 12 различни видове регресии, но за отбелязване е, че използваната регресия с показателната функция се оказа с най-високи корелационни коефициенти, от 0,995 до 0,9999. Тя се явява една и съща във всичките етапи споменати в текста. Освен това този вид регресия е много удобна за налагащите се математически операции в метода.

4. Определяне на надлъжния деформационен профил /кривата LDP/

Тази крива, която отразява очакваните деформационни премествания по надлъжната ос на изкопното съоръжение е от голямо значение за определяне началото на натоварването на изградения крепез.

Авторите в [4] отбелязват за съществуващите числени модели при определяне на LDP кривата. Те само се споменават като се отбелязва, че са изведени при условията на равномерно разпределени натоварвания в ненарушения масив.

Отбелязани са както предложеното решение на Панег на базата на еластичен модел, а именно:

$$\frac{U_r}{U_m^r} = 0,25 + 0,75 \left[1 - \left(\frac{0,75}{0,75 + \frac{x}{R}} \right)^2 \right] \quad (16)$$

Където U_r – радиално преместване на разстояние x от забоя;

U_m^r – преместване на около 8 радиуса от забоя.

Предложената от Ноек емпирична зависимост, изведена в резултат на множество наблюдения в различни видове скали с $GSI \geq 25$

$$\frac{U_r}{U_r^m} = \left[1 + \exp \left(\frac{x/R}{1,1} \right)^{-1,7} \right] \quad (17)$$

За разлика от предложената зависимост на Панек, тази на Ноек обхваща и отрицателната част на x , т.е. и зад забоя, в опорната част на скалния масив.

Анализът на двете LPD криви показва, че максималното радиално преместване се появява на разстояние от забоя L , в диапазона $8R \leq L \leq 10R$. На забоя радиалното преместване е приблизително 30% от максималната му стойност.

5. Построяване на характеристичната работна графика на крепеза /SCC/

Графиката SCC отразява връзката между отпора на крепеза и съответстващото му изменение при реализираната конвергенция U_r за закрепен единичен участък. Известни са и опити от Н. Никонаев и В. Парушев за съвместно решение на GRC с характеристиките на крепеза [6].

Ако се въведе понятието „коравина“ на крепеза и се означи с K_s –което представлява налягането върху дадена дължина MPa/m, тогава еластичната част на графика SCC състоящ се от права линия, означаваща се обикновено с $K \rightarrow R$ участък се изразява с равенството

$$p_i = K_s \cdot U_r \quad (18)$$

Максималното налягане, което може да понесе крепезът се означава с p_i^{max} и се фиксира от споменатата вече точка R, от която започва и пластичния хоризонтален участък, отразяващ излизането му от строя.

Максималното налягане при тези крепези се определя чрез

$$p_s^{max} = \frac{\sigma_{ci}}{2} \left[1 - \frac{(R-t_c)^2}{R^2} \right] \quad (19)$$

С еластична кривина

$$K_s = \frac{E_c}{(1-\nu_c)} \left[\frac{R^2 - (R-t_c)^2}{(1-2\nu_c)R^2 + (R+t_c)^2} \right] \quad (20)$$

Където σ_{cc} – лабораторна якост на крепежния материал /MPa/

E_c - модул на Юнг на крепежния материал /MPa/

ν_c – коефициент на Поасон

t_c – дебелина на крепежа /m/

R – външен радиус на крепежа /m/

Коефициентът на Поасон обикновено се приема $\nu_c = 0,25$. Ако торкретът се използва като временен крепеж t_c варира между 50 и 100 mm. За бетоновия крепеж параметрите σ_{cc} и E_c зависят от марката на бетона. Стойностите за σ_{cc} и E_c за влажен /мокър/ и сух торкрет съгласно Singh и Vort публикувани в [7] и [4] са дадени в Таблица 4.

Таблица 4.

Вид на сместа	σ_{cc} /MPa/	E_c /MPa/
Сухи		
На 1-ви ден	20,3	$13,6 \times 10^3 - 23,4 \times 10^3$
На 2-ри ден	29,6	$17,8 \times 10^3 - 23,1 \times 10^3$
Влажна		
На 1-ви ден	18,9 – 20,3	$12,3 \times 10^3 - 28,0 \times 10^3$
На 2-ри ден	33,3 – 39,4	$23,8 \times 10^3 - 35,9 \times 10^3$

Характерни показатели за сместа: Максимален размер на едрия добавъчен материал до 13mm.

Състав на сместа като % от общият обем:

1- Суха смес – 17,9% цимент; 29,9% едър инертен материал; 52,2% - пясък.

2- Мокра смес – 16,7% цимент; 27,9% едър инертен материал; 48,7% пясък.

Данните за σ_{cc} и E_c за бетона са предложени от Leonardі и са публикувани в [4] Таблица 5

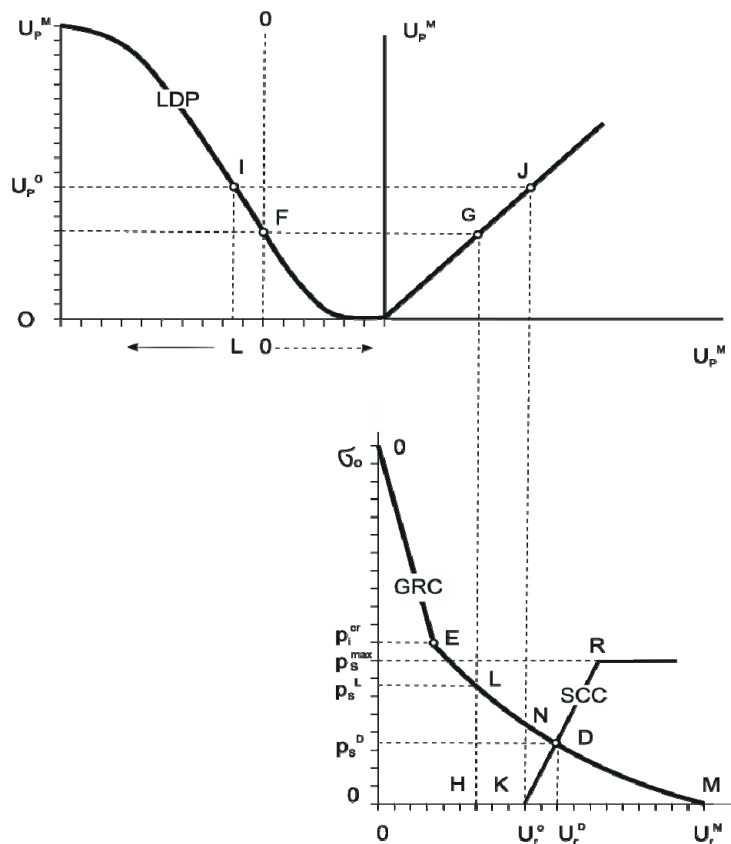
Таблица 5

Марка на бетона	σ_{cc} /MPa/	E_c /MPa/
M - 150	14,7	$25,5 \times 10^3$
M - 250	24,5	$29,4 \times 10^3$
M - 350	34,3	$33,3 \times 10^3$
M - 450	44,1	$36,31 \times 10^3$
M - 500	53,9	$38,2 \times 10^3$

Якостните показатели на 7-я ден трябва да отговарят на 80% от крайната якост.

6. Последователност за изграждане на предвиденото от авторите в [4] графично решение

Изграждането на пълното графично решение се базира на представената по-долу схематична графика, отразяваща връзките между характеристикните криви LDP, GRC и графиката отразяваща действието на крепежните конструкции SCC, фиг.1.



Фиг.1. Схематична графика за построяване на кривите LDP и GRC и взаимодействието с крепежния отпор.

Предложеното графично решение заема три координатни квадранта. В първия квадрант, разположен в лявата горна част на графичното решение фиг.1 се изгражда по споменатите методи, кривата LDP. Най-удобна и с достатъчна за практиката точност /според авторите/ е формулата на Ноек.

Както се вижда от фиг.1 тя се развива в координатната система: L – разстояние от забоя в посоки пред забоя $+x$ и зад забоя $-x$ и ординатата отчитаща радиалното слягане за точките от тази крива с крайна стойност U_r^m за точката от кривата отстояща на $+10R$ от забоя. В минусовата част на x остават разстояние $-6R$. В нулевата точка, отчетена с вертикалата $0 - 0$ се нанася мястото на забоя. Тази вертикала пресича кривата LDP в точка F . От точката $p = 1,5 R$ се издига вертикала пресичаща LDP в точка I , която е с преместване $U_r^o = 0$; т.е. отчетено е тоталното опорно действие на забоя.

Във втори /спомогателен/ квадрант, координатната система се състои от два еднакви показателя $U_r - U_r$ с краища на координатите U_r^m . Върху прокараната права с точки с еднаква стойност абциса и ордината равни на U_r / т.е. правата е с еднакъв наклон и към двете координатни точки/ т.е. под 45° спрямо тях. Върху тази крива се проектират точките F и I , като проекциите им се означават съответно с G и J .

Третият квадрант разположен под втория се очертава с ордината лежаща на права получена от мисленото продължение на ординатата от втори квадрант. Координатната система на трети квадрант е U_r и p_i , като в края на тези координатни оси са отчетени съответно U_r^m и σ_0 . В този квадрант се начертава получената съгласно формули (9) и (7) права от еластичната част на кривата GRC с начало отчетената стойност за σ_0 и край в точката E с координати p_i^{cr} и u_r^{cr} . От тази точка започва и пластичната част на кривата, очертана съгласно формулите (9) и (10), както и тези означени с (13) и (14).

От втори квадрант се проектират вертикално точките G и J върху кривата GRC отбелязващи съответно точките L и N , а продълженията на вертикалите до пресичането им с абсисната ос в точките



Н и К. Точките L и H отразяват влиянието на забоя върху натоварването p_s^l и преместването U_r^l . Получената върху абсцисата проекция K определя местото за полагане началото на крепежната характеристична права SCC. Краят и наклонът спрямо координатните оси на SCC се определя от точката $R(U_s^{max}, p_s^{max})$.

Точката на пресичане на SCC с GRC, точката D определя равновесното състояние на системата крепеж-скала, а проекцията на D върху абсцисата U_r^D – реализираното преместване.

7. Заключение

Докладът разглежда един удобен за използване графичен метод при проектиране на кръгли подземни изработки, разработен от авторите Carranza-Torrez и Fairhurst. Въпреки че той се отнася за скали попадащи само в обсега $GSI \geq 25$, дава възможност за един съкратен подход при проектирането подземни минни съоръжения с кръгъл профил.

Реализираната допълнителна корекция на една част от приложените аналитични решени, дава възможност за по-пълноценното ползване на изведените от авторите на [4] рационални формули, базиращи се на теорията на течението на материалите, при определяне на GRC кривите.

Предложените корекции от авторите на настоящия доклад, очертават възможности за използването на разработения метод при извеждането на една обобщаваща формула (15) за R_{pl}/R ,

което може да облекчи проектирането на минни изработки в скалите с $GSI \geq 25$

В доклада са публикувани и данните необходими при проектиране на торкретни и бетонови изкопни съоръжения.

ЛИТЕРАТУРА

1. Бульчов Н. С. Механика подземных сооружений. М. Недра 1982.
2. Сажин В. С. Упруго –пластическое напряжений вокруг горных выработок различного очертание. Наука, Москва, 1968
3. Brown E. T., J.W. Bray, B. Landayi and E. Hoek. Ground response curves for rock tunnels. A.S.C.E. J. Geotech. Eng. Div. 109(1) 15 – 39.
4. Carranza-Torres C., and C. Fairhurst. Method of tunnel design to rock masses that satisfy the Hoek-Brown Failure Criterion. Tunneling and underground space technology. Div. N 2, 2000
5. Kastner H. Tunnel und stollenbaus. Springer-Verlag, Berlin/Goetingen/Heidelberg, 1962.
6. Nikolaev N., V. Parushev. Grundlagen zur Bemessung eines kombinierten Streckenausbausystems aus Metallringen und Reibungs-Rohrarkern. Proc. Of the 8th Inter. Strata control conf. Duesseldorf, 1989.
7. Singh M.M. and S.A. Bortz. Use of special cement in shotcrete – In use of shotcrete for underground Structural support. New York, American Society of civil Engineers, 1975.
8. Wang Y. Ground response of a circular tunnel. A.S.C.E. J. Geotech. Eng., 9, 1996