МИННО-ГЕОЛОЖКИ УНИВЕРСИТЕТ "СВ. ИВАН РИЛСКИ" МИННОТЕХНОЛОГИЧЕН ФАКУЛТЕТ КАТЕДРА "ПОДЗЕМНО РАЗРАБОТВАНЕ НА ПОЛЕЗНИ ИЗКОПАЕМИ"

Юлиян Любенов Димитров

ТЕОРЕТИЧНИ ОСНОВИ НА СТАБИЛИЗИРАНЕТО НА СКАЛНИЯ МАСИВ С ТРЪБНО - ФРИКЦИОННИЯ АНКЕР

ΑΒΤΟΡΕΦΕΡΑΤ

на дисертационен труд, представен за присъждане на образователна и научна степен "Доктор"

Научна специалност: "Подземен добив на полезни изкопаеми" Шифър: 02.08.03

Консултанти: Проф. дтн Николай Николаев

Проф. д-р инж. Георги Михайлов

София, 2012г.

Дисертацията съдържа 158 страници, 59 фигури, 19 таблици и 95 литературни източници.

Дисертационния труд е обсъден от разширен състав на катедрения съвет на катедра"Подземно разработване на полезни изкопаеми" на 19.01.2012г. и е насочен за защита към Научно жури.

Рецензенти:

Проф. дтн Кольо Лефтеров Колев Доц. д.р. Велико Парушев Великов

Материалите по защитата са на разположение на интересуващите се в канцеларията на сектор "Следдипломна квалификация" на МГУ "Св. Иван Рилски"

Адрес: 1100 София, Студентски град МГУ "Св. Иван Рилски"

въведение

Изследванията в този дисертационен труд са в областта на моделирането при проектиране на подземни съоръжения. Характерното за този вид модели е, че те са с големи относителни грешки на основни параметри, така например: за якост на натиск на скалата - до 20%, за линейните размери - 5% и повече, за натиск на горнището върху целици или крепеж от 50% до 100%. Поради тези факти много от използваните аналитични модели при проектиране на подземни съоръжения са, от една страна доста неточни спрямо реалните процеси, а от друга прилагат излишно голяма изчислителна точност на изведените параметри.

Характерът на геомеханичните процеси е такъв, че методите за изследване трябва да са свързани непосредствено с реалната среда и моделирането често започва от най-ниско понятийно ниво. Основно се разчита на аналогията с други приложни области като механика на твърдото тяло, на кластомеханичните среди, на насипните среди и др.

При разработване на минни обекти възниква въпросът за определяне на оптимален размер на целиците и минните изработки, който се постига при прилагане на крепеж, осигуряващ най-рентабилни условия на работа. В повечето случаи анкерният крепеж е найподходящ за постигане на тези цели.

Провеждането на минните работи и по-специално приложните задачи за управление на въздействието на скалния натиск са пример на приложение на системен управленчески подход - т.е. на приложение на теория на системите. Минният обект, минната техника, математическият и числен апарат са в единна система за получаване на ефективно решение на задачите в рамките на дадено минно предприятие.

СТРУКТУРА НА ДИСЕРТАЦИЯТА

В Глава I е направен литературен обзор по темата на дисертацията. Разгледани са основните проблеми, които възникват при проектиране на подземни съоръжения. Отделено е внимание на извършените до момента теоретични и експериментални изследвания в областта на теорията на анкерите, закрепени по цялата дължина.

В Глава II са представени аналитичните методи и средства за решаване на минно-технологични задачи при проектиране. Формулирана е структура на моделите, приложими при проектиране на подземни съоръжения – дефинирани са категории на приложния модел и понятието възстановимост на модела от дискретно представяне.

Глава III представя метода за оценка на зависимостите (MVD). Това е метод за числена качествена и количествена оценка на аналитичните модели на подземните съоръжения. Обсъден е метод за определяне на коефициента за презапасяване чрез доверителна вероятност.

Глава IV е посветена на проектирането на анкерен крепеж с ТФА за заздравяване на стената на подготвителна галерия. Изследва се работата на тръбно-фрикционния анкер, уточняват се параметрите на анкерната система и се въвеждат нови параметри по аналогия с ескпанзивния анкер. Моделира се полето на напреженията около ТФА. Съставен е механичен модел на заздравен с анкери целик като тримерно изотропно нехомогенно тяло и са изведени видовете анкерни усилия върху стената на изработката в зависимост от вертикалния остатъчен натиск върху стената на изработката. Предложена е схема за изразяване на вертикалния остатъчен натиск върху стената на изработката теория на реологията и е съставена комплексна характеристична диаграма – включва работни диаграми на анкерната мрежа и диаграми на видовете анкерни усилия, приложени върху стената на изработката.

В Глава V са предложени препоръки за използване на съставената от автора комплексна характеристична диаграма при оразмеряване на анкерния крепеж на стената на подготвителна изработка. Изведени са числени стойности на монтажната носимоспособност на анкера ТФА от тестове за изтегляне.

АКТУАЛНОСТ НА ТЕМАТИКАТА

При съвременните технически и икономически условия и перспективи решаващи са технологичният прогрес, повишаването на ефективността на разработване на полезните изкопаеми, подобряването на условията на труд и намаляването на вредното влияние на минните работи. За решаването на тези задачи основно значение има усъвършенствуването на моделирането на подземните съоръжения.

Изследванията, проведени в този дисертационен труд, са свързани с четири основни области на проектирането на подземни съоръжения:

1. Теория на точността на проектните решения при рудничното проектиране, при оразмеряване на конструктивни елементи;

2. Механика на непрекъснатите среди с приложение при оразмеряване на параметрите на подземни съоръжения;

3. Числени модели на наследствената теория на реологията на скалния масив;

4. Приложни модели на проектирането на подземни съоръжения.

ЦЕЛИ И ЗАДАЧИ НА ДИСЕРТАЦИОННИЯ ТРУД

Целта на този дисертационен труд е в резултат на научните изследвания да се предложат подходящи методи, приложими при проектиране на анкерния крепеж с тръбно-фрикционния анкер за преодоляване на проблеми, свързани с оразмеряването на крепежа, като:

- неточност на моделите при проектиране на подземни съоръжения и поради това необходимост от принципно решение относно грешката, която се допуска;

- необходимост от избор и обосноваване на оптималното проектно решение при проектиране на анкерен крепеж. Това включва усъвършенствуване на схемата за определяне на остатъчните напрежения върху крепежа на изработката и избор на аналитичен модел за постигане на оптимално оразмеряване на анкерната система с анкера ТФА;

- нобходимост от аналитични решения за корекции на анкерната система в периода на експлоатация на базата на усъвърщенствуване на модела на работа на анкерния крепеж с ТФА.

За постигане на поставената цел бяха определени следните задачи:

1. Формулиране на структурата на моделите, приложими при проектиране на подземни съоръжения. В тези модели трябва да се включат технологичните ограничения за параметрите и да се определи оптимално числено представяне. Съставяне на метод за числена количествена оценка на аналитичните модели на подземните съоръжения за определяне на точността на резултатите и за получаване на резултати, удовлетворяващи технологичните ограничения;

2. Изследване на работата на тръбно-фрикционния анкер за уточняване на параметрите на анкерната система. Усъвършенстване на модела, представящ работата на тръбно-фрикционния анкер, като за целта: да се формулират принципи на работа на анкера ТФА и други анкери от типа анкери, закрепени по цялата дължина, за извеждане на основни параметри на анкерната система и да се предложи метод за оптимизиране на мрежата на анкериране при системно провеждане на минните работи с анкера ТФА;

3 Съставяне на механичен модел на стената на минна изработка с приложени анкерни усилия и провеждане на числени експериментални изследвания. Това включва извеждане на оптимално теоретично решение за анкериране на целици, числено адаптиране на модела на наследствена теория на реологията и съставяне на комплексната характеристична диаграма, която да дава възможност за съпоставяне на работните диаграми на анкерната мрежа с диаграмите на видовете анкерни усилия върху стената на изработката.

ГЛАВА І. СЪСТОЯНИЕ НА ТЕОРЕТИЧНИТЕ И ЕКСПЕРИМЕНТАЛНИ ИЗСЛЕДВАНИЯ НА СТАБИЛИЗИРАНЕТО НА СКАЛНИЯ МАСИВ С ТРЪБНО -ФРИКЦИОННИЯ АНКЕР

В тази глава са разгледани основните проблеми, които възникват при проектиране на подземни съоръжения и по-специално съоръжения, заздравени с анкерен крепеж. Представени са практиките и методите за оценка на точността на проектните решения и някои структурни модели, използвани при проектиране на подземни съоръжения.

Специално внимание е отделено на извършените теоретични и експериментални изследвания до момента в областта на теорията на анкерите, закрепени по цялата дължина, и теорията на взаимодействие между масива и крепежа.

ГЛАВА II. НЯКОИ АСПЕКТИ НА ТЕОРЕТИЧНИТЕ ОСНОВИ НА РУДНИЧНОТО ПРОЕКТИРАНЕ ПРИ ОРАЗМЕРЯВАНЕ НА КОНСТРУКТИВНИ ЕЛЕМЕНТИ

2.1. Представяне на аналитичните методи и средства за решаване на минно-технологични задачи

Основна задача на проектирането на подземни съоръжения е управление на проявите на скалния натиск с цел максимално извличане на полезното изкопаемо при минимално вредно влияние върху околната среда и спазване на условията за безопасност.

Теоретичните хипотези, използвани при проектирането на подземни съоръжения, водят до прилагането на теорията на еластичността, теорията на пластичността, теорията на граничното равновесие, теорията на блочните дискретни среди и др.

Основен метод за получаване на стойности на параметрите са натурните изследвания.

Основно средство е функционалният анализ на непрекъснатите и диференцируеми функции. Моделите се състоят от физични величини $a_1, a_2, ..., a_n$, $b_1, b_2, ..., b_m$, които участват във функционални зависимости.

В най-общ вид можем да смятаме, че изведените зависимости между физичните величини се описват чрез системата

$$|b_i = f_i(a_1, a_2, \dots, a_n) \quad i = 1, 2, \dots, m,$$
 (1)

където f_i са непрекъснати функции и когато се отнася за механиката на непрекъснатите среди, тези функции имат непрекъснати частни производни.

2.4. Категории на приложния модел

- **Физична зависимост** е връзката между физични величини, която се появява от общи параметри в размерността и може да се използва при моделиране (Димитров и Николаев ,А7).

- Предметна зависимост наричаме връзката между физичните величини, която се появява от предмета на задачата - конкретното приложение. При решаването на приложни задачи предметната зависимост осигурява допълнителни условия, които облекчават получаването на решението.

- *Числена зависимост* наричаме връзката описана с аналитични формули или правила за пресмятане.

- *Информационна зависимост* наричаме връзката между физичните величини, която се появява при системно прилагане на модела и е свързана с работата с определено количество данни (Димитров, A1).

При прилагането на моделите, данните с които се работи имат определена точност. Информационната обоснованост на моделите включва поставяне на оценка на реализацията на модела при дадена точност на данните, прилагане на критерий за оптималност на вида на представяне на данните и оценка за количеството на данните.

Ще наречем *конфигурационно пространство* съвкупността от физичните величини на модела с техните интервали на изменение и моделни (дискретни) стойности. Основната част на модела е структурата от числови данни. Включва и връзки между физичните величини, описани чрез формули на размерностите и конкретни знания за модела от предмета на задачата (Фиг.1).



Фиг. 1: Схема, представляваща категориите (зависимостите) в приложния модел

В приложенията на моделите на скалната механика могат да се определят *моделни елементи* на конфигурационното пространство – скални тела с конкретни (моделни) стойности на параметрите, в това число и моделни стойности на размерите – обикновено се работи с характерен размер. Пространството на данните D е п-мерно множество (обикновено п-мерен правоъгълник), проекцията на пространството на данните по всяка от осите е дефиниционен интервал $\Delta_i = [c_i, d_i], i = 1, 2, \dots, n$.

- Видове моделни елементи по абстрактност на представянето

Структурни моделни елементи – моделни елементи от I^{-ви} вид Определение:

Структурните моделни елементи се определят от механичната структура на модела и представляват механични елементи, които са в механично взаимодействие при протичане на механичния процес.

Структурните моделни елементи се характеризират с механични свойства – инвариантни пропорции между параметрите, определящи характерни стойности на вътрешните параметри.

Моделните елементи на системата анкер – скала са обособени структурни елементи на анкерираната скала. Тези структурни елементи са оформени преди анкерирането или се появяват при преминаване на скалата в пределно състояние.

В Николаев и Димитров (Nikolaev and Dimitrov, A2) са дадени технологичните характеристики на структурните моделни елементи на системата анкер – скала при различни геоложки структури и съответни числови модделни елементи.

Числени моделни елементи – моделни елементи от II-^{pu} вид Определение:

Елементарните моделни елементи са оптимални дискретни елементи на дефиниционното множество $D = \{[c_i, d_i]: i = 1, 2, ..., n\} \subset \mathbb{R}^n$, определени от точността на представяне в модела, от стандартните размери и от точността, с която се работи при дадена технология.

За удобство при работа с параметри със зададена точност на представяне въвеждаме следните означения:

Дефиниционното множество на всеки параметър се задава като интервал, ако параметърът се разглежда като непрекъсната величина или като крайно множество – в случая на дискретна величина. След това се записва означение за точността на представяне. Ако това означение е \pm n, където n е число, то е дадена абсолютна грешка $\delta = n$. Като пример представяме параметъра дължина на анкера $l \in [2.8, 4.2] \pm 0.1$ При дадена относителна грешка ще използваме означението \pm n%. Като пример представяме параметъра якост на натиск $\sigma_n \in [6, 25] \pm 20\%$.

2.5. Дискретно представяне на модела и възстановимост

• Нека в интервала U
⊂ R е дефинирана една физична величина v. Ще казваме, че тази величина е с допустима абсолютна грешка б, ако за всеки две стойности $v_1, v_0 \subset U$ на величината е изпълнено $|v_1 - v_0| \le \delta$, точно когато са предметно неразличими – т.е. от технологични или други приложни съображения двете стойности се възприемат като неразличими.

• Нека U не съдържа числото нула. Ще казваме, че v е с допустима относителна грешка є, ако за всеки две стойности $v_1, v_0 \subset U$ на величината е изпълнено $\left| \frac{v_1 - v_0}{v_0} \right| \le \varepsilon$, точно когато v_1 и v_0 са предметно неразличими.

Дискретното представяне

F на зависимостта F наричаме възстановимо, когато информацията за модела, която се съдържа в y = F(x) изцяло се съдържа и в $\overline{y} = \overline{F(x)}$ и F може да се възстанови.

В Приложение А е представено доказателство за възстановимост на тензорна величина чрез интегрално преобразуване.

Определение:

Нека $\varepsilon \ge 0$ и $\delta \ge 0$ са съответно допустимите относителна грешка за X и абсолютна грешка за Y = [c,d]. Означаваме $||AA_0||_s = \sqrt{\sum_i \left(\frac{x_i - x_i^0}{s_i}\right)^2}$. Ще казваме, че дискретното представяне \bar{f}_{δ} на f може да се възстанови, при даденото є, ако за всеки две предметно различими у', у" ∈ [c,d], ($|y'-y'| > \delta$), съществуват съответни предметно различими $A, A_0 \in X$ (т.е. съществува и $S \in \overline{AA_0}$), такива че $\|AA_0\|_{S} > \varepsilon$ и е изпълнено f(A) = y', и $f(A_0) = y''$.

Критерий за възстановимост (Димитров, А5): Нека означим $\|BB_0\| = |f(A) - f(A_0)|$, където $A = (x_1, x_2, ..., x_n)$, $A_0 = (x_1^0, x_2^0, ..., x_n^0)$. Нека отсечката $\overline{AA_0}$ не пресича координатните равнини и $S \in \overline{AA_0}$, $S = (s_1, s_2, ..., s_n)$. Нека $\varepsilon \ge 0$ и $\delta \ge 0$ са съответно допустимите относителна грешка за Х и абсолютна грешка за У. Ако е изпълнено $\frac{\|\mathbf{BB}_0\|}{\|\mathbf{AA}_0\|_{\mathbf{s}}} \leq \frac{\delta}{\varepsilon}$, то дискретното представяне \overline{f} на f може да се

възстанови. Доказателство: Нека $|y'-y''| > \delta$ и y' = f(A), $y'' = f(A_0)$. От $\frac{|y'-y''|}{\|AA_0\|} \le \frac{\delta}{\epsilon}$ следва $\|AA_0\|_{S} \ge \frac{\varepsilon}{\delta} |y' - y''| > \varepsilon$.

ГЛАВА III. МЕТОД ЗА ОЦЕНКА НА ЗАВИСИМОСТИТЕ МЕЖДУ МИННИ ПАРАМЕТРИ

3.1. Оценка на зависимостите между минни параметри

Определение:

Нека $\varepsilon > 0$ е избрана максимална стойност на локалните разстояния в X и са дадени две точки A_0 и A, като $||AA_0|| \le \varepsilon$ и $B_0 = F(A_0)$, B = F(A) $(B_0, B \in Y)$. Нека отсечката $\overline{AA_0}$ не пресича координатна равнина и $S \in \overline{AA_0}$. Нека $||AA_0||_s = \sqrt{\sum_i \left(\frac{X_i - X_i^0}{S_i}\right)^2}$ е относителното разстояние

между точките А₀ и А.

 $\|BB_0\|$ - е абсолютно разстояние между B_0 и B.

Тогава отношението $\lambda_{\varepsilon} = \frac{\|\mathbf{BB}_0\|}{\|\mathbf{AA}_0\|_{S}}$ се нарича локално деформиране в

точките А₀ и А.

Полулогаритмичната производна на f(x) се дефинира с $\frac{\partial f(x)}{\partial \ln x} = x \frac{\partial f(x)}{\partial x}$. Този функционал има свойствата на обичайната производна. Изпълнени са и теоремите за екстремум на функция. Същевременно частните производни на степенните функции са пропорционални на тези функции и в оптимизационни задачи се получават линейни зависимости.

В Приложение Б са дадени свойствата и възможностите за приложение на полулогаритмичната производна. В Димитров (А6) са изведени следните *свойства на градиента*:

Свойство 1. За всяко $\varepsilon > 0$ съществува $E \in \overline{A_0A}$, такова че

$$\frac{\|BB_0\|}{\|AA_0\|_E} \leq \sqrt{\sum_j \left(\frac{\partial f(E)}{\partial \ln x_j}\right)^2} = grad_{ln}(f(E))$$
(2)

Свойство 2. Изпълнено е $\frac{\|BB_0\|}{\|AA_0\|_{\mathcal{S}}} = \sqrt{\sum_{j} \left(\frac{\partial f(A_0)}{\partial \ln x_j}\right)^2} + O(\|AA_0\|), \quad (3)$

за всяко $S \in \overline{A_0A}$, ако $\overline{A_0A}$ не пресича координатна равнина.

Условието за възстановимост, изведено в II.5, се записва във вида

$$\|\operatorname{grad}_{ln} f\| < \frac{\delta}{\varepsilon}$$
 (4)

Едно приложение на метода

Съгласно теорията за свода на Протодъяконов се приема хипотезата за параболична форма на свода за обрушаване. Теорията е приложима за слаби скали с конкретни геомеханични свойства. Височината на свода на обрушаване за слоисти скали се определя също така в Николаев [13] и Николаев и Иванчев [9, 11]. Тук ще използваме формулата за височина на свода, получена с метода на анализа на размерностите.



Фиг. 2: Схема на свод на обрушаване в слоисти скали

Данните при конкретните геомеханични условия за един участък включват следните механични величини :

C - ширина на изработката при дименсия (дефиниционен интервал) 2.8 m ÷ 4.2m.

h - височина на свода след обрушаване с дименсия 2m ÷ 4m

 γ - обемно тегло на скалата, $\gamma \in \{21, 22, 23, 24\}$ kN/m³

 σ_R - якостна константа на скалата с дименсия 6÷ 25 kN/m²

Височината на свода се определя с формулата

$$h = 0.15 \frac{\gamma l^2}{\sigma_R} \,. \tag{5}$$

Допустимата точност за параметрите е зададена с : $l \in [2.8, 4.2] \pm 0.1$, h $\in [2,4] \pm 0.25$, $\gamma \in \{21, 22, 23, 24\} \pm 0.5$, $\sigma_R \in [6, 25] \pm 20\%$.

При зададените допустими грешки за параметрите трябва да се провери дали грешката на изчислената по формулата стойност на h не надминава числото 0.25.

Съответните допустими относителни грешки са

$$\varepsilon_l = \frac{0.1}{l}, \ \delta_h = \frac{0.25}{h}, \ \varepsilon_\gamma = \frac{0.5}{\gamma}$$

Пресмята се градиента

$$\left|\operatorname{grad}_{\ln} f\right| = \sqrt{\left(\frac{\partial \mathbf{h}}{\partial \ln \ell}\right)^2 + \left(\frac{\partial \mathbf{h}}{\partial \ln \gamma}\right)^2 + \left(\frac{\partial \mathbf{h}}{\partial \ln \sigma_{\mathrm{R}}}\right)^2} = \mathbf{h}\sqrt{2^2 + 1^2 + \left(-1\right)^2} = \mathbf{h}\sqrt{6}.$$

Допустимата средна относителна грешка за данните се представя с $\varepsilon = \|AA_0\|_{S} = = \sqrt{\left(\frac{0.1}{1}\right)^2 + \left(\frac{0.5}{\gamma}\right)^2 + (0.2)^2} \ge 0.2$. За грешката на получените

стойности за h имаме $\Delta h \ge \ge h \cdot \sqrt{6 \cdot \varepsilon} \approx h \cdot 0.49 > 2.0 \cdot 0.49 > 0.25$

Получава се, че ползвайки формулата в цялото дефиниционно множество $X = \{(l, h, \gamma, \sigma_R)\}$, се допуска грешка значително по-голяма от допустимата за параметъра h.

3.2. Класификация на видовете параметри при проектирането на подземни съоръжения относно точността

Практиките и методите за оценка на точността на проектните решения и приложения са представени във Велев (4, 5, 6) и други автори, като Николаев и др. (15).

Различаваме най-общо три вида минни параметри:

Вид I - метрични с относителна грешка 5% и повече;

Вид II - якостни и други свойства на скалата, получени от лабораторни и натурни изследвания – 20% грешка и

Вид III - действителен натиск, стойности на компонентите на напреженията и други въздействия върху масива – 50% ÷ 100% грешка.

а) Точност на линейните размери-Вид I – 5%

Основните линейни параметри на анкерния крепеж са: l - работна дължина на анкера, h - разстояние между анкерите в една секция и b - разстояние между секциите (Фиг. 3.). Линейни параметри на минна изработка: s - линен размер на целик, q - височина на изработката и p - ширина на изработката (Фиг. 4.).

По технологични съображения приемаме точността на линейните размери – 5% относителна грешка.



Фиг. 3: Параметри на анкерен крепеж



на минна изработка

Фиг. 4: Параметри Ф



Фиг. 5:Схема на натиска върху крепежа

Причини: - точност на изпълнение на минните изработки;

- точност на изпълнение на крепежа;

- нехомогенната структура на масива.

б) <u>Точност на параметрите на масива, получени от лабораторни</u> изследвания – Вид II – 20%

Чрез лабораторни изследвания се получават стойностите на параметрите: γ - обемно тегло на скалата, σ_H - якост на натиск, σ_{OII} - якост на опън, E - модул на Юнг, G - модул на срез, v - коефициент на Поасон, λ - коефициент на страничен отпор, φ - ъгъл на вътрешно триене, C - сцепление. При лабораторно определяне на стойностите на параметрите се допуска грешка, която можем да приемем за 20% относителна грешка.

Причини: условията, при които се правят лабораторните изследвания, мащабен ефект, използването на средни стойности на параметрите и др.

в) Точност на изчисления натиск върху крепежа – Вид III - 50%-100%

Най-голяма неточност има при изчисляването на натиска върху крепежа. Приемаме 50% относителна грешка за определянето на натиска върху крепежа.

Причини: - несьответствие на изчислителната схема на миннотехническите условия;

- неточност на изчислителната схема;

- данните за крепежа се получават по косвен път – наблюдения в други минни изработки, при аналогични условия.

3.3. Оценка на информацията за оразмеряване на камери и целици и качествени изводи

Разглеждаме формулата $\sigma_p = \frac{\ell \sigma_0}{2}$, където ℓ - ширина на изработката, σ_0 - гранична якост на натиск, σ_p - гранична якост на опън. Параметърът ℓ е от Вид I, а параметрите σ_0 и σ_p са от Вид II (съгласно 3.2). В този случай ще казваме, че зависимостта е с достатъчна точност спрямо σ_p и с недостатъчна точност спрямо ℓ .

В Глава III.3 са анализирани формули при:

- Определяне на разрушаващото натоварване на целици;

- Използване на методи на механиката на еластичните среди;

- Определяне на граничната носеща способност при блокова структура на тавана на камера;

- Продължителност на съществуване на целик до пълно разрушаване;

- Определяне на ширината на камера при тришарнирна арка.

Изводи:

Основният проблем при оразмеряването на целиците и камерите е, че трябва да се получат метрични величини с точност 5% относителна грешка, докато другите параметри са много пъти по-неточни.

3.4. Количествена оценка на зависимостите

Нарастването на функцията се изразява чрез градиента и нарастването на аргументите в относителни координати:

 $\Delta f = \operatorname{grad}_{ln} f \cdot \overrightarrow{A_0} A_{ln} + O(||A_0A||)$ където $\overrightarrow{A_0} A_{ln} = \left(\frac{x_1 - x_1^0}{x_1^0}, \dots, \frac{x_n - x_n^0}{x_n^0}\right)$ и $\operatorname{grad}_{ln} f(A_0) = \left(x_1^0 \frac{\partial f(A_0)}{\partial x_1}, \dots, x_n^0 \frac{\partial f(A_0)}{\partial x_n}\right). \quad OT \quad \left|\operatorname{grad}_{ln} f \cdot \overline{A_0} \overrightarrow{A_{ln}}\right| = k \cdot \left|\operatorname{grad}_{ln} f\| \cdot \left||\overline{A_0} \overrightarrow{A_{ln}}\right||,$ където $k = |\cos \phi|$ и ϕ е ъгълът между $\operatorname{grad}_{ln} f$ и $\overline{A_0} \overrightarrow{A_{ln}}$ се получава условието за възстановимост

$$\mathbf{k} \| \operatorname{grad}_{l_n} \mathbf{f} \| \le \frac{\delta}{\varepsilon} \,. \tag{6}$$

Може да се отслаби условието за възстановимост, като се приеме неравенство (6) да е изпълнено навсякъде, освен в достатъчно малък доверителен интервал. Лявата част на неравенство (6) достига поголеми стойности в сегмента с ъгъл φ_0 (Фиг.6). Означаваме с р вероятността грешките на данните да попадат в сегмента. Тази част от кълбото на грешките наричаме *критична област*.



Фиг. 6: Приведено кълбо на грешките и критична област

Вероятността р е равна на отношението на обема на сегмента към обема на кълбото и се задава с формулата

$$p = \frac{V(\varphi_0)}{V} = \frac{\int_{0}^{\varphi_0} \sin^{m-2} \varphi \, d\varphi}{\int_{0}^{\frac{\pi}{2}} \sin^{m-2} \varphi \, d\varphi}$$
(7)

При намаляване на радиуса на кълбото $\sqrt{\varepsilon_1^2 + \dots + \varepsilon_n^2} \le \varepsilon$ на $\sqrt{\varepsilon_1^2 + \dots + \varepsilon_n^2} \le (1 - p)\varepsilon$ изображението F може да се възстанови с вероятност (1 - p). Това намаляване на размера на кълбото на грешките води и до намаляване на дела на критичната област от кълбото на грешките (Фиг.7).



Фиг. 7: Кълбо на грешките с критична област, в която функционалната зависимост не се възстановява

Окончателно условието за въстановимост се записва във вида

$$k \cdot (1-p) \cdot \|\operatorname{grad}_{\ln} f\| \leq \frac{\delta}{\varepsilon},$$
 (8)

където $\mathbf{k} = \cos \phi_0$, $\phi_0 \in \left[0, \frac{\pi}{2}\right]$.

 $1 - \overline{p} = 1 - (1 - p)p = 1 - p + p^2$ е доверителната вероятност да бъде изпълнено неравенство (8).

Числото $k_0 = k \cdot (1 - p)$ ще наричаме коефициент на количествена оценка. В Приложение В. са дадени таблици за определяне на $k \cdot (1 - p)$. В Глава III.4 е представен пример за определяне на оценката на формулата за изчисляване на дължината на анкерите на анкеровано скално тяло при средно блоков скален строеж (Николаев, 36). Разгледани са 4 групи експериментални данни при допустима грешка на резултата $\delta = 0.25m$ и $\delta = 0.30m$ и са получени съответните доверителни вероятности.

3.5. Определяне на коефициента за презапасяване

Означаваме с $\delta_{npe} = \|grad_{\ln}m\|\varepsilon$ изчислената точност на определения параметър при презапасяване. Тогава $k_{\Pi} = \frac{1}{k(1-p)} = \frac{\delta_{npe}}{\delta}$, където δ е

допустимата точност на определяния параметър, наричаме *коефи*циент на презапасяване.

В Глава III.5 е направено сравнение с коефициента на сигурност, като са изразени абсолютната и относителна грешка на параметър с даден коефициент на сигурност. Разгледан е пример с определяне на разстоянието между анкерните редове при черупков анкер.

Полученият резултат показва, че с доверителна вероятност 90% се определя разстоянието между анкерните редове с грешка не по-голяма от $20 \, cm$. При този резултат коефициентът на презапасяване е $k_{\pi} = 1.15$.

ГЛАВА IV. ОРАЗМЕРЯВАНЕ ПРИ ЗАЗДРАВЯВАНЕ НА ЦЕЛИЦИ МЕЖДУ ДВЕ ПОДГОТВИТЕЛНИ ИЗРАБОТКИ 4.1. Основни функции и технически характеристики на системата анкер – скала

Функционални характеристики на системата анкер - скала

А. Връзка между точки с различни деформационни потенциали

В. Възпрепяства и забавя механичните премествания в направление на анкера.

С. Преразпределение на напреженията в масива

D. Увеличава съпротивителните сили между елементите на механични системи, формираци се около минните изработки

Е. *Технологични функции – при свързване на тавана или при свързване на пода.*

Технологични характеристики на системата анкер - скала

Моделните елементи на системата анкер – скала са обособени структурни елементи на анкерираната скала (Николаев и Димитров, A2). Тези структурни елементи са оформени преди анкерирането или се появяват при преминаване на скалата в пределно състояние.

Технологията на реализиране на анкерния крепеж е обвързана с вида на структурния модел на скалата. В Глава IV.4 са определени характерните размери на моделните елементи при различните структурни видове – модели за оразмеряване на натиска върху крепежа:

Вид 1: Анкероване при средноблоков скален строеж с рационална форма на тавана – свод

Определени са като моделни елементи от три до шест броя скални блокове и е определен техният характерен размер.

Вид 2: Анкероване при плочеста структура

Моделните елементи са плочи, поддържани от сили на разпъване, предизвикващи и сили на триене в местата на контакт. Опрелена е характерна дебелина на плочата.

Вид 3: Анкероване при средномощни и тънки слоеве

Приема се, че таванът се състои от отделни слоеве с малка разлика между техните дебелини. Моделните елементи са скални тела, които се оразмеряват като запънати или свободни греди.

4.2. Моделиране на полето на напреженията около ТФА

Контактни задачи и ефекта микроприплъзване

Приема се, че контактният елемент е закрепен кинематично. Разглежда се динамична система, при която основен е фрикционния контакт. Съгласно Секстро (Sextro, 33) динамичният модел на фрикционния контакт се представя чрез еластична основа, наречена "тънък еластичен контакт" (Фиг. 8).

Моделът се представя дискретно, чрез моделни елементи (тела) с форма на паралелепипед с параметри: ширина Δh_0 , дълбочина Δb_0 и височина l_0 равна на ширината на еластичната основа. Елементарната (моделна) контактна площ е с лице $\Delta A_0 = \Delta b_0 \cdot \Delta h_0$. Приема се постоянен нормален контактен натиск p_N . Компонентите на напрежението при приплъзване в направления *у* и *z*, съответно са τ_y и τ_z .

Представени са три механични модела на теория на тънките контакти: едноосов натиск (i = 1), хидростатичен натиск (i = 2) и осево деформирано състояние (i = 3).

Общо формулите за нормално и тангенциално контактни съпротивления могат да бъдат написани

ſ

$$\Delta C_N = \widetilde{E} \cdot \frac{\Delta A_0}{l_0} \quad \text{is } \Delta C_R = \widetilde{G} \cdot \frac{\Delta A_0}{l_0}, \text{ където } \widetilde{E} = \begin{cases} E_1 = E & i = 1\\ E_2 = \frac{E}{1 - 2\nu} & i = 2\\ E_3 = \frac{E(1 - \nu)}{(1 + \nu)} & i = 3 \end{cases}$$
(9)



Фиг. 8: Недеформирана и деформирана контактна повърхност

При така въведеното означение контактните напрежения се изразяват чрез преместванията $(p_N, \tau_y, \tau_z) = \left(\frac{\Delta C_N}{\Delta A_0}u_P, \frac{\Delta C_R}{\Delta A_0}v_P, \frac{\Delta C_R}{\Delta A_0}w_P\right).$

Съгласно модела, представен с фиг. IV.1, различаваме три състояния на контактната повърхнина:

Отделяне	$\sigma_{xx}=0, \ \sigma_{xz}=0$
Пълзене (фрикционен процес)	$\sigma_{xx} = -p_N,$ $\sigma_{xz} = \mu p_N$
Слепване (кохезионен процес)	$\sigma_{xx} = -p_N,$ $\sigma_{xz} = \tau_z$

където

- μ коефициент на триене;
- τ_{z} тангенциално сцепление.

При изтегляне на тръбен фрикционен анкер поради свиването на тръбата от страна на планката се образуват в последователен ред и трите зони (отделяне, пълзене и слепване)(Фиг. 9).



Фиг.9: Контактен модел с три зони : I – отделяне; II- пълзене и III - слепване

Принципи на работа на анкери закрепени по цялата дължина

Принцип П1: Ефект на триене на анкера

На фиг. 10 а) е представен елемент на анкера с действащо върху него напрежение при приплъзване τ_b и осево опъново напрежение σ_b .



Фиг. 10: а) Елемент на анкера

Фиг. 10: б) Представяне на анкерния елемент като цилиндрично тяло.

На фиг. 10.б) елементът на анкера е представен с цилиндрично тяло, при което върху околната повърхнина действа напрежението при приплъзване τ_b (*фрикционно напрежение*). Площта, върху която действа е $L = \pi \cdot d_b$, където d_b е диаметъра на анкера. Осевото опъново напрежение σ_b действа върху сечението на цилиндъра върху площ

 $A = \pi \left(\frac{d_b}{2}\right)^2$. От приравняването на усилията се получава *основното*

уравнение на принципа $\tau_b L dx = -A d\sigma_b$. Извежда се $\tau_b = -\frac{A}{\pi d_b} \cdot \frac{d\sigma_b}{dx}$.

Принцип П2: Ефект на изтегляне

При фрикционно закрепените анкери, както и при другите анкери, закрепени по цялата дължина, ефектът на изтегляне се проявява при големи деформации. Разглежданият тук процес е характерен за тестовете на изтегляне (фиг 11). Основно уравнение на процеса $\sigma_b = k\tau_b$ където $k = \frac{2}{\alpha}$ е коефициент на триене и α е параметър, определен от скалата, анкера и интерфейса.

Съгласно Ли и Стилборг (Li and Stillborg, 30) $\alpha^2 = \frac{2G_r}{E_b} \ln \left(\frac{d_0}{d_b} \right)$, където E_b е модул на Юнг на стоманата на анкера, G_r модул на срязване на скалата, d_b - диаметър на анкера и d_0 - приведен диаметър на областта на влияние на анкера.

Извод: Като заместим с основното уравнение на П2 в П1 се получава $\tau_b = -\frac{A}{\pi d_b} \cdot \frac{2}{\alpha} \frac{d\sigma_b}{dx}$. Решаваме диференциалното уравнение спрямо τ_b и получаваме $\tau_b = Ce^{-\alpha \frac{2}{d_0}x}$ и от началните условия при x = 0да бъде изпълнено $\tau_b = \tau_{b0} = \frac{\alpha}{2} \sigma_{b0} \Rightarrow \tau_b = \frac{\alpha}{2} \sigma_{b0} e^{-2\alpha \frac{x}{db}}$. След заместване с уравнението на П2 се получава и равенство за σ_b .

 \Rightarrow

$$\tau_{b} = \frac{\alpha}{2} \sigma_{b0} e^{-2\alpha \frac{x}{db}}$$

$$\sigma_{b} = \sigma_{b0} e^{-2\alpha \frac{x}{db}}$$
(10)

Нека $P_0 = A\sigma_{b0}$ - приложен товар при изтегляне. От (10) следва видът на представената на фиг. 10 графика на осевото напрежение по дължина на анкера.



Фиг. 11: Схематично представяне и графика на теста на изтегляне на фрикционен анкер

Принцип П3: Ефект на суперпозиция на напреженията при приплъзване

Приема се, че масивът е с контактни деформации в посока на оста на анкера. Разглеждаме изотропен скален масив. На фиг.12 са представени две точки A и Б от анкера. Деформирането на масива поражда напрежения на плъзгане в разгледаните две точки, които ще означим съответно τ_A^d и τ_B^d . Поражда се и едно общо осево приложено напрежение σ_{b0} за точките A и B в посока от B към A (Фиг. 12).



Фиг. 12: Схематично представяне на суперпонирането на напреженията на приплъзване в две точки

Следователно $\tau_{A}^{d} > \tau_{B}^{d}$. Напрежението τ_{A}^{d} въздейства върху точка *B* с допълнително напрежение τ_{B}^{A} . Резултатното действащо напрежение в точка *B* е $\tau_{bB} = \tau_{B}^{A} - \tau_{B}^{d}$.

Анкерираща способност в точка от тялото на ТФА

В Димитров и Николаев (Dimitrov and Nikolaev, A4) основните параметри на ТФА като носимоспособност на анкера и анкерно усилие се определят като гранични стойности, локално за елементарни части (моделни елементи) от тялото на анкера. Поради технологичната грешка на параметрите при приложения модел можем да приемем, че тези елементарни части имат краен размер. Допълнително размерът на моделните елементи се определя от размера на моделните елементи на скалното тяло (Фиг. 13).



Фиг. 13: ТФА с двойките анкериращи усилия



Фиг. 14: Параметър σ_a за ТФА без монтирана планка

В Глава IV.2 авторът формулира параметъра $\sigma_a = \frac{\Delta P_a}{\Delta l_a}$ анкери-

раща способност в точка от тялото на ТФА (Фиг. 14).

4.3. Основни параметри на анкерната мрежа

В Глава IV.3 са определени основните параметри на анкерната мрежа:

1 ♦ Дължина *l_a* на анкера

2 Коефициент *E* на еластичност на анкера

3 Носимоспособност на анкера

Това е гранично анкерно усилие, което може да се реализира при един анкер. Зависи от вида на анкера и неговите технически характеристики.

4♦ Анкерна сила Р_а

По аналогия при ТФА анкерната сила се представя с лицето на трапеца, заграден от графиката на анкериращата способност $\sigma_a = \frac{\Delta P_a}{\Delta l_a}$ в точка от тялото на анкера (Димитров и Николаев, А4).

5♦ Дължина, височина, дълбочина, лицева повърхнина и вътрешна повърхност на крепежа (Фиг. 15)



Фиг. 15: Анкерен крепеж с равномерно разпределени анкери и слоеве на скалното тяло

6 • Анкерно усилие *T* в точка от анкерната мрежа

За анкерното усилие в точка от анкерния крепеж се получава

$$T = \frac{\sum \left(l_a t g \theta - \overline{\sigma_a^i} \right) \overline{\sigma_a^i}}{b h t g \theta}.$$
 (11)

където:

- τ_a радиус на тръбата;
- *а* ъгъл, ограничаващ площта на контакт на тръбата;
- μ_{θ} коефициент на триене;

 σ_{τ} – нормално напрежение на еластичните сили на тръбата;

7 Направление на анкера спрямо стената на изработката

8 Гъстота на анкерите

Изчислява се като брой анкери на квадратен метър при ситемно анкериране на определена площ – стена или таван в изработката.

9 Определяне на плътността на анкерната мрежа в точка

Нека T_0 е произволен възел от W. Тогава **плътност на** анкерните точки $A_1, A_2, ..., A_n$ около точка T_0 , наричаме числото

$$L = \frac{\left(\sum_{i=l}^{n} \frac{1}{D_i}\right)^2}{\left(\sum_{i=l}^{n} q_i\right)^2},$$
(12)

където $D_i = |T_0 A_i|$ е разстоянието между точката T_0 и A_i и $q_i = 2\frac{2}{3} \cdot \frac{4}{5} \cdot \dots \cdot \frac{2i-2}{2i-1}$

Тогава съгласно Димитров (А8) за плътността на анкерите отчетена по графиката на интензивността на напрежението σ се получава:

$$p = \frac{\sigma_{cp} \cdot S_0 \left(\frac{\sum_{i=1}^{m} \frac{1}{D_i}}{\sum_{i=1}^{m} q_i}\right)^2}{\sqrt{\sigma_{cp}^2 + S_0 {\sigma_x}'^2 + S_0 {\sigma_y}'^2}}$$
(13)

4.5. Механичен модел на заздравяването на целици като тримерни тела

На фиг.16 е изобразен целикът с двете му части. На свободното сечение на тялото е приложено усилие Р и момент М. По околната повърхнина са монтирани анкери, които осигуряват вертикално на повърхнината усилие равно на Т.



Фиг. 16: Модел на заздравен целик

В Димитров (А3) са определени напреженията и преместванията на изотропно нехомогенно скално тяло. Задачата е решена посредством изразяване на тензора на напреженията чрез шестте функции на Белтрами

$$\sigma_{lp} = \varepsilon_{ijl} \varepsilon_{pmn} \frac{d^2 a_{im}}{dx_j dx_n}.$$
 (14)

където ε_{iil} е символ на Леви – Чивита.

Целикът е представен като два структурни моделни елемента – вътрешна част S⁰ и външна S¹ с променящ се модул на Кирхов.

Приема се, че еластичните константи са функции на времето съгласно наследствената теория на реологията (Амусин – Линьков, 1).

Анкерните усилия *T* действат върху външната част S¹. Приемаме приложени равномерни анкерни усилия.

Компонентите на напреженията са:

$$\sigma_{x} = \sigma_{y} = T$$

$$\sigma_{z} = P_{z} = P_{i} + 2\nu T$$

$$\tau_{xy} = \tau_{xz} = \tau_{yz} = 0,$$
където $p_{i} = \begin{cases} (\nu + 1)\delta_{3} & 3a \ i = 0 \\ \frac{\nu + 1}{g^{1}}\delta_{3} & 3a \ i = 1 \end{cases}$

За вътрешната част S⁰ абсолютните хоризонтални премествания и вертикалното преместване са

$$|\mathbf{u}| = \frac{|\mathbf{S}_{1}|}{E} |\mathbf{x}|$$

$$|\mathbf{v}| = \frac{|\mathbf{S}_{1}|}{E} |\mathbf{y}|$$

$$w = \frac{p_{0}}{E} z, \quad (\mathbf{x}, \mathbf{y}) \in \mathbf{S}^{0},$$
Където $s_{1} = (1 - v)T - vP_{z} = (1 - v - v^{2})T - vP_{0}.$
(15)

За външната част S¹ имаме

$$|\mathbf{u}| = \frac{|\mathbf{s}_{1t}|}{\mathbf{E}_{t}} \left| \frac{\mathbf{a}}{2} - \mathbf{h} - \mathbf{x} \right| + \frac{|\mathbf{s}_{1}|}{\mathbf{E}} \left(\frac{\mathbf{a}}{2} - \mathbf{h} \right) \qquad |\mathbf{x}| \in \left[\frac{\mathbf{a}}{2} - \mathbf{h}, \frac{\mathbf{a}}{2} \right]$$

$$|\mathbf{v}| = \frac{|\mathbf{s}_{1t}|}{\mathbf{E}_{t}} \left| \frac{\mathbf{b}}{2} - \mathbf{h} - \mathbf{y} \right| + \frac{|\mathbf{s}_{1}|}{\mathbf{E}} \left(\frac{\mathbf{b}}{2} - \mathbf{h} \right) \qquad |\mathbf{y}| \in \left[\frac{\mathbf{b}}{2} - \mathbf{h}, \frac{\mathbf{b}}{2} \right]$$

$$w = \frac{p_{1}}{E_{t}} z,$$
(16)

където $s_{1t} = (1 - v_t)T - v_t P_z = (1 - v_t - v_t^2)T - v_t P_1$ v_t и E_t - променящи се във времето еластични константи. <u>Определяне на видове анкерни усилия</u>

А) В израза за хоризонталните премествания $\frac{s_{1t}}{E_t} = \frac{(1 - v_t - v_t^2)T - v_t P_1}{E_t}$ е коефициент на пропорционалност. Целта на анкерирането е да се

получи $s_{1t} = 0$ в подходящ момент t или да се ограничи $|s_{1t}|$. Ако изберем $s_{1t} = 0$, то $T_s = \lambda P_z = \frac{V_t}{1 - V_t} P_z$ е хоризонтално анкерно усилие, което спира хоризонталните премествания (Фиг. 17.).

Б) Отношението $\frac{p_1}{E_t}$ - е коефициент на пропорционалност на вертикалните премествания.



17: Схема на спиране на хоризонталните премествания







19: Схема на спиране на вертикалните премествания

Тук
$$p_1 = P_z - 2v_t T = \frac{1 - v_t - 2v_t^2}{1 - v_t} P_z = \frac{1 - v_t - 2v_t^2}{v_t} T_s = T_0$$
 представлява оста-

тъчно вертикално напрежение, което може да приемем като необходимото анкерно усилие, което трябва да се приложи в тавана, в близост до стената, за спиране на вертикалните премествания, когато хоризонталните премествания се спират с анкерно усилие T_s (Фиг. 18.).

В) Ако искаме да приложим анкериране на стените, така че да се спрат вертикалните премествания, то $p_1 = 0$ и $T_w = \frac{1}{2v_t} P_z$ (Фиг. 19.).

4.6. Оразмеряване на заздравяването на стената на подготвителна галерия

Минно - технически условия

Мина "Перник" е била пластово находище за добив на въглища с дълги добивни забои и обрушаване на горнището (Парушев и др., 32). При прокарване на подготвителните галерии първоначалното напрегнато състояние на масива се нарушава и се предизвиква преразпределение на естественото природно поле на напреженията около изземвания пласт.

Мощността на въглищния пласт е 0.9 m. Якостта на едноосов натиск 9-12 MPa. Пластовете са почти хоризонтални. Дълбочината на залягане е H = 150 m и $\gamma = 22 \text{ kN}/\text{m}^3$. Сечението на подготвителната

галерия е правоъгълно с ширина 3.5 m и височина 3 m. За заздравяването на тавана и стените на галерията с анкери тип ТФА до сега са използвани анкери с дължини съответно 2.40 m и 1.20 m. Разстоянието между анкерите от една линия е 0.5 m.

Задачата, която си поставяме е да изследваме системата анкерскала с цел да определим условията за създаване на най-рационален крепеж. Ще се използва разгледания механичен модел на целик в IV.5. Основната цел е да се ограничи преместването на стените, като се запази в границите до 100-150 mm през цялото време на експлоатация.

Размерите на целика между две подготвителни галерии са 60 на 30 метра. Височината приемаме за три метра. Механичните характеристики на целика са:

коефициент на Поасон v = 0.25;

модул на еластичност — приемаме E = 2000 MPa. Както е посочено в Приложение Е., в лабораторни условия са определени $E_{\perp}=3.5\,GPa\,$ и $E_{\parallel}\,=2.5\,GPa$. Поради влагата реално модулът на Юнг е с по-малки стойност.

- модул на срез G = 800 MPa.
- Ъгъл на вътрешно триене $\rho = 30^{\circ}$ -

Постановка на задачата

За оразмеряване на стената на подготвителна галерия авторът прилага метод, при който стената се приема като част от целик между две подготвителни галерии. Приема се, че целикът в резултат на натиска се деформира, като едно еластично в основната си част S⁰ призматично тяло и за една не голяма външна част S¹, за която е в сила наследствената теория за пластично деформиране на скалата. Ако не се осъществи заздравяване на целиците, процесът продължава до разрушаване на външната част и преместване на разрушението навътре в целика. Процесът на пълзене на стените се моделира с проследяването на хоризонталните премествания и определянето на функцията на пълзене $\psi(t)$. След това се използва описанието на механичния модел на целика с променящи се във времето еластични константи.

Непосредствено след прокарване на изработките, в резултат на мигновените еластични прояви, се получава преместване в стената на изработката:

$$|u| = \frac{v+1}{E} a_1 \lambda \gamma H$$
, където
 $a_1 = 2$ - приведен радиус на подготвителната галерия; $v = 0.25$;

 $\lambda = \frac{v}{1-v} = \frac{1}{3}$ - коефициент на страничен отпор.

Изпълнено е $|u| = \frac{1.25 \cdot 2}{2000} \cdot \frac{1}{3} \cdot 0.022 \cdot 150 = 0.00138 \ m = 1.38 \ mm$



Фиг. 20: Схематично представяне на целика

След първоначалните моментни премествания на стените не можем да очакваме вътрешната част S⁰ на скалното тяло да продължава да се деформира в значителни размери. Приемаме, че преместванията на стените на целика се дължат изцяло на външната част S¹ на скалното тяло.

Височината на свода определяме по Протодяконов (Николаев и Парушев, 14), (Фиг. 21.):

$$b_1 = \frac{s_0 + 2s_1}{2 \operatorname{f} \eta} = \frac{s_0 + h_1 tg \frac{90^0 - \rho}{2}}{2 \cdot 1.73 \cdot 0.55} = \frac{3.5 + 3 \cdot \frac{1}{\sqrt{3}}}{1.9} = 2.75 \, m \, ,.$$

където $f = tg\beta = \frac{1 + \sin \rho}{\cos \rho} = 1.73$ е коефициент на твърдост и $\beta = 60^{\circ}$ -

ъгъл на вътрешно съпротивление; *η* = 0.55 - коефициент за структурно отслабване при слабо напукана слоиста структура.



Фиг. 21: Схема на натоварването на стената на изработката

Хоризонталният натиск на квадратен метър от горната част на стената е $P_z = G = \frac{\gamma Q}{2h} = \frac{0.022 \cdot 9.61}{0.87} = 0.121 MN / m^2$.

Ако целикът не е заздравен, деформирането на стените води до състояние, илюстрирано на фиг.22, при което горнището на външната част S¹ на целика се отделя от тавана и върху тази част действа единствено собственото тегло

$$P_z = G = \frac{1}{2} h_1 h\gamma / h = \frac{3 \cdot 0.022}{2} = 0.033 \text{ MN} / \text{m}^2.$$



Фиг. 22: Схема на състоянието, при което стените са отделени от тавана и върху тях действа само собственото тегло G

Приемаме, че това състояние е настъпило на 50 ден. Ще приемем, че действащият натиск върху стената на изработката на втория ден е сума на теглото на свода и собственото тегло на стената на единица площ от горнището на стената

 $P_z = 0.121 + 0.033 = 0.154 MN / m^2$.

Определяне на големината на остатъчното вертикално напрежение върху стената на изработката

Като използваме получените дотук свойства за натиска върху крепежа приемаме, че той се изразява като функция на времето $P_z = P_z(t)$, където t [дни], която е с непрекъснати производни и е възможно най-проста за описание функция. Тази функция има свойствата:

 $P_{z}(0) = \gamma H = 0.022 \cdot 150 = 3.3 \, MN \, / \, m^{2}$ $P_{z}(2) = 0.154 \, MN \, / \, m^{2}$ $P_{z}(50) = 0.033 \, MN \, / \, m^{2}$ $\lim_{t \to \infty} P_{z}(t) = 0$ $P_{z}^{'}(t) < 0$

От горните свойства авторът обосновава представянето на остатъчното вертикално напрежение във вида



$$P_{z}(t) = \frac{a}{(t+\varepsilon)^{\alpha}}.$$
(17)

Фиг. 23: Характеристична диаграма на натиска върху стените на изработката

Като се удовлетворят горните условия за функцията се получава $a = 0.215 MN \cdot (days)^{\alpha} / m^2$, $\varepsilon = 3.3 \cdot 10^{-3} (days)$ и $\alpha = 0.48$. На фиг. 23 е изобразена характеристичната диаграма на натиска върху крепежа.

Определяне на реологичните свойства на масива

 E_{t}

В дисертационния труд са представени основните формули по наследствената теория съгласно Амусин и Линьков [1]:

$$E_{t} = \frac{E}{1 + \psi(t)} e \phi opmyла за промяна на модула на еластичност.$$

$$\varepsilon_{x}(t) + \varepsilon_{y}(t) + \varepsilon_{z}(t) = \frac{1 - 2v_{t}}{E_{t}} (\sigma_{x} + \sigma_{y} + \sigma_{z}) - 3акон на Хук.$$
Приема се, че $\varepsilon_{x}(t) + \varepsilon_{y}(t) + \varepsilon_{z}(t) = \text{const}$ и $\sigma_{x} + \sigma_{y} + \sigma_{z} = \text{const}$ и се получава $K = \frac{1 - 2v_{t}}{E_{t}} = \frac{1 - 2v}{E} = \text{const}$.

След преобразуване се получава равенство за промяна на коефициента на Поасон във вида $v_t = \frac{v + 0.5\psi(t)}{1 + \psi(t)}$.

Използват се данни за преместванията на стената на незакрепена подготвителна изработка. Изведени са аналитични зависимости с голяма корелация за преместванията на тавана и стените във времето. хоризонталните премествания 3a на стените e получено $u = 20.9 \ln t - 12.5$ (Фиг. 24).



Фиг. 24: Графика на зависимостта на хоризонталните премествания от времето в първите дни след прокарване на изработката

Приема се, че вътрешната част на целика след първоначалните моментни, еластични премествания, няма други хоризонтални деформации. Въпреки, че деформиращата се външна част на целика се разширява навътре в масива, във времето, то ние условно приемаме, че тази област е с постоянна ширина h през цялото време на

реологичния процес. Разглеждаме външната част като отделно призматично тяло, върху което въздейства натиск P_z . Поради опора във вътрешната част на целика преместванията на външната част на стената се удвояват. Следователно хоризонталните премествания се представят с формулата $|u| = \frac{2v_t h}{E_t} P_z$.

В дисертационния труд се прави сравнение с реологичния модел изследван от Ержанов в лабораторни условия. При този реологичен модел се използват реологични параметри $\alpha = 0.71$ и $\delta = 0.008$ [sec^{1- α}]. В лабораторни условия скалното тяло е подложено на постоянен натиск Р₂ със стойност 70% - 90% от моментната якост на натиск.

В резултат на направените числени експерименти се прави изводът, че е обосновано да се приеме неколкократна стъпаловидна проява на реологичния процес. Въведено е понятие **число на въздействие** и са определени стойности на този параметър. Това дава основание на автора да направи извода, че **определянето по този начин на променящите се във времето еластични константи е равносилно на определянето на функцията на пълзене** $\psi(t)$ **въз основа на останалите данни – премесвания, натиск и други. Получава се формулата** $\psi(t) = \frac{|u|E}{hP_{e}(t)} - 2v$.

Моделиране на реологичното поведение на масива чрез уравнение на състоянието

Процесите на деформация на скалния масив имат своята специфична особеност, която включва освен свойствата на непрекъсната среда и свойства – резултат на контактни взаимодействия между частиците на скалата (Рупенейт, 20).

Свойствата, на които трябва да отговаря процесът на преместване на стените, са:

1) Мигновеното натоварване трябва да съответства на мигновена деформация и в този случай да има линейна връзка между напреженията и деформациите;

2) След време деформацията трябва да се увеличава, когато натискът остава непроменен;

3) При постоянно напрежение големината на деформацията трябва да клони към определена граница, зависеща от стойноста на напрежението;

4) Границата, към която се стреми деформацията, след продължително време зависи нелинейно от действащото напрежение;

5) Когато времето расте неограничено, скалният масив преминава в гранично състояние, при което зависимостта на деформациите от

напреженията се изразява приблизително с парабола от вида $\varepsilon = \alpha \sigma + \beta \sigma^2$.

Началните свойства 1. – 3., посочени по-горе, се удовлетворяват от модела на Келвин (Пойтинг - Томпсън). Този модел се изразява с линейно обикновено диференциално уравнение с постоянни коефициенти:

$$\sigma + T_{rel}\dot{\sigma} = 2G_H \left(\varepsilon + T_{ret}\dot{\varepsilon}\right) \tag{18}$$

Схемата на натоварването на стените на изработката е дадена на фиг.25.



Фиг. 25: Изчислителна схема на натоварването на стените на изработката

По този начин имаме хоризонтална изработка, насочена по оста *y*, с променящ се във времето и с отдалечаване от изработката хидростатичен натиск $p = P_z = \frac{c_0}{(t+t_0)^{\alpha_0}}$ за област около стените на изработката и $p = \gamma H$ за далечни разстояния.

В дисертационния труд е предложено числено решение на задачата: За радиалното преместване на контура на изработката се получава

$$u = \frac{C}{a_1} e^{-\frac{t}{T_{ret}}} + B \cdot \Lambda, \quad \text{където} \quad \Lambda = \left[p(t) - p(0) e^{-\frac{t}{T_{ret}}} \right] T_{rel} + (T_{ret} - T_{rel}) \Omega \quad \text{M}$$

$$B = \frac{a_1}{2G_H T_{ret}}.$$

Интегралът $\int_{0}^{t} (p + \dot{p}T_{ret}) e^{\frac{u-t}{T_{ret}}} du = T_{ret} \Omega$ се решава с числен метод за

всяка избрана стойносг на T_{ret}.

Получава се: $T_{ret} = 36.5 \, days$, $T_{rel} = 0.17 \, days$, B = 18.3 и съответно $G_H = 54 \, MN/m^2$. Средно квадратичната относителна грешка на модела е F = 5%. Това показва доста добро съвпадение на модела с реално протичащия реологичен процес.

Характеристична диаграма на стената и анкерния крепеж

В дисертационния труд е приложен метода на Дайемен и Фейхърст (Daemen and Fairhurst, 25) за характеристичната повърхнина, като се видоизменя: По вертикалната ос се отчита остатъчното вертикално напрежение върху стената на изработката P_z (Фиг. 26). Разширява се характеристичната повърхнина, като се премества началото на координатната система O от момента на закрепването на изработката до момента на прокарване на изработката.



Фиг. 26: Характеристична диаграма на остатъчния вертикален натиск върху крепежа, изобразена върху характеристичната повърхнина

Върху характеристичната графика на остатъчното напрежение, действащо върху стената на изработката, можем да фиксираме три момента:

- Момент A – момент на първоначални, моментни, еластични деформации. Тогава скалният натиск се определя като P = γH;

- Момент В – образуван е свод над галерията и скалният натиск е значително по-малък, като се определя от теглото на скалите от свода;

- Момент С – първоначално деформиращата се зона от стената на целика е напълно разрушена. Сводът над галерията вече не въздейства върху тази област, а върху съседна, също така деформираща се област. Натискът Р е много малък и може да се представи с част от собственото тегло на разрушаващата се зона.

Характеристичната диаграма на взаимодействието на крепежа и масива се определя чрез секущата повърхнина ОССВА на фиг. IV.40. Така двете скали на преместванията u[mm] и на времето t[days] се нанасят по абцисата на фиг. 27.

На фиг. 27 са изобразени:

1. Диаграма на натиска P_z , действащ върху външната част S¹ на целика;

2. Диаграма на анкерните усилия T_s, спиращи хоризонталните премествания в областта S¹;

3. Диаграма на анкерните усилия T₀ в тавана, спиращи вертикалните премествания при приложени анкерни усилия T_s;

4. Диаграма на анкерните усилия T_w на анкерите в стената, спиращи вертикалните премествания.

5. Диаграма на анкерната мрежа от тип ТФА при различна гъстота на разполагане на анкерите.

В разсъжденията са пренебрегнати деформационните процеси на ядрото на целика, които също се осъществяват по реологичен закон. Тези деформации са малки и затихват при условие на обемно напрегнато състояние, което се създава и в резултат от анкерирането. Така че |u| са преместванията, съответни на въздействащия върху крепежа натиск.



Фиг. 27: Характеристична диаграма на стената на целика и анкерния крепеж

ГЛАВА V. ЕКСПЕРИМЕНТАЛНИ ИЗСЛЕДВАНИЯ И ОБОБЩЕНИ РЕЗУЛТАТИ

5.4. Оразмеряване на анкерния крепеж

В Глава V.4 са предложени препоръки за използване на съставената от автора характеристична диаграма при оразмеряване на анкерния крепеж на стената на подготвителна изработка в следната последователност:

А) Определяне на натиска върху крепежа

Б) Определяне на функцията на пълзене ψ

В) Построявяне на характеристична диаграма

Г) Реализиране на анкерния крепеж

След монтиране на анкерния крепеж е необходимо да се следят преместванията на контура на изработката. При необходимост анкерната мрежа може да се сгъсти. При по-специални случаи може да се избере и най-подходяща точка за приложение на допълнителния анкер. За целта може да се използва формула (13) за определяне на плътността на анкерите в избрана точка от стената или тавана.

5.5. Обработка на данните от тестове за изтегляне на ТФА

След като се оразмери анкерният крепеж е необходимо проектираните параметри да се сравнят с тестове за изтегляне. Ако такива не са правени за конкретните минно – техонологични условия, то преди и по време на изпълнение на анкерния крепеж се провеждат тестове на изтегляне.

Значението на теста на изтегляне е решаващо за сигурността на крайния резултат от прилагането на анкерия крепеж и за оптимизиране на крепежа. Едно от предимствата на анкерия крепеж е възможността да се добавят, при необходимост, допълнителни анкери. В това отношение ТФА има допълнително предимство, да не се разрушава при надвишаване на носимоспособността. Същевременно е от значение правилната обработка на данните от изтегляне.

В момента на монтиране на анкера, той упражнява нормално усилие $\frac{N_0}{\pi d_0}$ върху контура на анкерната дупка, което представлява отпор на геостатичния натиск. Разглежда се случая на монтираните анкери ТФА в мина "Челопеч Майнинг", съгласно Приложение Ж.: диаметърът на анкерната дупка е $d_0 = 42 \, mm$ и дължината на анкера е $l = 2.2 \, m$.

В Николаев и Парушев [10] е изведена зависимостта

$$N(d) = (13.6 - 303.4d) \cdot 10^2 \, kN \,/\,m \,, \tag{19}$$

където N - нормално усилие на анкера върху 1m от стената на дупката, взето равномерно по контура и d - диаметър на анкерната дупка [m].

 $\Rightarrow N_0 = N(d_0) = (13.6 - 303.4 \cdot 42 \cdot 10^{-3}) \cdot 10^2 = 1360 - 1274.28 = 85.72 \, kN \, / m \, .$

 $N_{\infty} = \delta p_0 \pi d_0 = \delta N_0$, и $N_0 = 85.72 \, kN / m$ е нормалното усилие върху контура на дупката при монтиране на анкера.

Параметърът δ се определя от теста за изтегляне на анкера $\delta = \frac{Q_{\text{max}}}{Q_1}$, където Q_1 - начален товар при теста за изтегляне,

 Q_{\max} - крайния най-голям товар, който е постигнат при изтегляне на анкера.

Определянето на носимоспособността на анкера става по формулата $P_a = l_a \mu N_{\infty} = l_a \mu \cdot \delta \cdot N_0 = l_a \mu \cdot \frac{Q_{\text{max}}}{Q_1} \cdot N_0$. (20)

Определянето на стойностите на параметъра δ за анкерите ТФА е по данни дадени в Приложение Ж.

Съгласно метода за оценка на зависимостите в Глава III пресмятаме $\|grad_{\ln}N\| = 303.4 \cdot d_0 \cdot 10^2 = 1274.28 kN / m$. За допустима грешка на диаметъра на анкерната дупка приемаме 0.5 mm. Тогава допустимата относителна грешка е $\varepsilon = \frac{0.5}{42} = 11.9 \cdot 10^{-3}$ и $\|grad_{\ln}N\| \cdot \varepsilon = 1.27 \cdot 11.9 = 15.11 kN / m$.

Получихме минималната допустима грешка за формула (V.1). При изчисляване на N_0 би трябвало да използваме най-неблагоприятната стойност в рамките на пресметнатата допустима грешка. Приемаме $N_0 = 70 \, kN \, / m$.

Също така коефициентът на триене между тръбата и скалата е $\mu = 0.3 \div 0.4$, но поради влажност $\mu = 0.2 \div 0.35$. Приемаме с презапасяване $\mu = 0.2$, от където допълнително се налага да се коригират пресметнатите стойности по формула (V.2). Допустимата абсолютна грешка на формула (V.2) е $\|grad_{\ln}N\| \cdot \varepsilon = 90.4 \cdot 0.214 = 20kN$. С тази стойност трябва да намаляваме резултата, за да получим данните с необходимото презапасяване.

№ на анкера	$l_a[m]$	μ	$N_0[kN]$	$\delta = \frac{Q_{\max}}{Q_1}$	$P_a = l_a \mu \cdot \delta \cdot N_0 \ [kN]$
4	2.2	0.35	70	2	51
5	2.2	0.35	70	4.67	124
6	2.2	0.35	70	3.67	93
7	2.2	0.35	70	4.33	113

Таблица: Резултати за носимоспособността на анкерите

Разгледаните анкери са с дебелина 3*mm* на трабата и с максимална носимоспособност 160*kN*.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Моделите при проектиране на подземни съоръжения се характеризират с големи неточности на използваните параметри. Съществен е проблемът за определяне на границите на приложимост на аналитичните модели. Необходимостта от съобразяване на моделите с технологичните условия, изразени в технологично определени точности на параметрите, води до допълване на тези модели с информационни свойства.

В литературата има отделни предложения за оценка на приложимостта на конкретни аналитични модели. Но до момента няма формулирано общо принципно решение.

В дисертационния труд се доказва, че предложеният Метод за оценка на зависимостите (MVD) може да се използва за точно определяне на доверителна вероятност за реализация на аналитичния модел. Формулираният метод за оразмеряване на анкерния крепеж, чрез отчитане на видовете анкерни усилия върху стената, е пример за усъвършенстване на аналитичния модел, в случая, когато е невъзможно да се получи решение на технологичната задача с желаната точност.

Икономическото значение на резултатите от дисертационния труд е определено от възможността да се изчисли оптимална доверителна вероятност на приложението и да се организира оптимално провеждане на минните работи като време и начин на разработка. Възможно е реализиране на своевременно и съобразено с динамиката на процесите на минното производство вземане на решения, свързани с оразмеряване и заздравяване на целици с тръбно – фрикционния анкер.

7. ПРИНОСИ

Научни приноси

- Формулирани са четири категори (зависимости) на моделите при проектиране на подземни съоръжения: физична зависимост; предметна зависимост; числена зависимост и информационна зависимост. Въведено е понятие възстановимост на аналитичния модел от дадено дискретно представяне. (Глава II.4)
- Приложена е теорията на тънките контактни повърхности за определяне на принципите на работата на анкера ТФА и други анкери от типа анкери, закрепени по цялата дължина. (Глава IV.2)
- Съставен е модел за изследване на напрегнатото и диформирано състояние на целици с приложени анкерни усилия, представени като тримерни тела. (Глава IV.5)

Научно - приложни приноси

- Създаден е метод за числена количествена оценка на аналитичните модели при заздравяване на подземни съоръжения, наречен Метод за оценка на зависимостите (MVD). Той е приложен за качествени и количествени оценки на изходящи резултати при дадена точност на параметрите. (Глава III.1, III.2)
- Предложен е метод за определяне на един от главните фактори, участващи при определяне на коефициента на сигурност, необходим при проектиране на подземни съоръжения, наречен от автора коефициент на презапасяване. (Глава III.3)
- Предложен е един метод за стабилизиране на мрежата от анкери при системно анкериране въз основа на съотношението на плътността на анкерната мрежа и интензивността на напреженията в масива. (Глава IV.3)
- Приложена е числена адаптация на два теоретични метода на реологията – наследствена теория и феноменологична теория с модел на Пойтинг – Томпсън. Определени са основните реологични параметри на феноменологичния модел на Пойтинг – Томпсън въз основа на резултатите от анкерираните минни изработки в пласт "Шистозен" в р. Бяла вода – мина Перник, с което се доказва успешната адаптация на използваните модели. (Глава IV.6)

Приложни приноси

- Предложени са препоръки за използване на съставената от автора характеристична диаграма при оразмеряване на анкерния крепеж на стената на подготвителна изработка. (Глава V.4)
- Изведени са числени стойности на монтажната носимоспособност на анкерите ТФА за условията на наклонена шахта в мина "Челопеч майнинг". (Глава V.5)
- Съставени са оригинални компютърни програми със съответни числени методи за: извеждане на аналитични зависимости за преместванията; определяне на остатъчното вертикално напрежение върху стената на изработката; построяване на характеристичната диаграма на видовете анкерни усилия върху стената на изработката и програма за числено определяне на реологичните параметри на заздравен с анкери скален масив. Приложени са методите за: числено пресмятане на интеграл, метод на най-малките квадрати и методът Монте Карло. (Глава IV.6, Глава V.3)
- Методът за оценка на зависимостите е приложен за реализиране на качествени изводи относно оразмеряването на целиците в рудник "Кошава" (Ангелова, 2)

ПУБЛИКАЦИИ НА АВТОРА ПО ТЕМАТА НА ДИСЕРТАЦИОННИЯ ТРУД

A1. Dimitrov, J., Applied programming of the technological restrictions and estimation of the numerical model in some mining technologies, Second Int. Sc. Conf. "Computer Sciences", (30 Sep. -2 Oct., 2005), Chalkidiki, Greece, 37 - 42.

A2. Nikolaev N., J. Dimitrov, Basic functional and technological characteristics of the rock bolting system, I^{-st} Balkan Mining Congress, (September 13-17, 2005), Varna, Bulgaria, 132 – 140.

АЗ. Димитров Ю., Оптимален числен модел на укрепено квазиеластично тяло, Науч. конф. ВСУ' 2005, I-175 – 180.

A4. Dimitrov J., N. Nikolaev, Modeling in the stress field around frictional pipe anchor bolt, SGEM'2005, Bulgaria, 61 - 69.

А5. Димитров Ю, Оценка на зависимостите, използвани за оразмеряване на целици и камери, Сб.доклади "Съвременни геомех. методи в минната промишленост и подземното гражданско и тунелно строителство, Несебър, 2003, 161 – 167.

А6. Димитров Ю, Оптимизиране на информативността на данните и оценка на числените модели в геомеханиката, Сб.доклади "Съвременни геомех. методи в минната промишленост и подземното гражданско и тунелно строителство, Несебър, 2003, 131 – 138.

А7. Димитров Ю., Н. Николаев, Физически обосновано моделиране като съвременен метод на проектирането и необходимостта от включването му в учебната програма, 7-ми международен симпозиум по приложение на математически методи и компютри в минното дело, геологията и металургията, София, 1998, 168 – 177.

А8. Димитров Ю., Определяне на нови замерни станции при прогнозиране на геомеханичните показатели на базата на геометрична достоверност, Год. ВМГИ 1988, 304 – 315.

ЛИТЕРАТУРНИ ИЗТОЧНИЦИ

1. Амусин Б., А. М. Линьков, Об использовании переменных моделей для решения одного класа задач линейного наследственной ползучести, Сб. ВНИМИ, №88, 1973.

2. Ангелова Р., Изследване на параметрите на камерно – целикова система на разработване (за условията на рудник "Кошава"), Дис. Д-р, Архив МГУ, 2005

3. Булычев Н., Теория и аналитические методы расчета подземных сооружении, Сб.доклади "Съвременни геомех. методи в минната промиш-леност и подземното гражданско и тунелно строителство, Несебър, 2003.

4. Велев М., Проектиране на подземни рудници, Техника, 1980.

5. Велев М., Методичен практикум за минно-технологични решения, София, 1997.

6. Велев М., Подземен въгледобив, Техника, 1986

7. Ержанов Ж. С., Ю. Н. Серегин, В. Ф. Смирнов, Расчет нагруженности опорных и поддерживающих целиков, Алма-Ата, 1983.

8. Ержанов Ж. С., Теория ползучести горных пород и ее

9. Николаев Н., З. Иванчев, Определяне свода на естествено равновесие при слаби напластени скали, Сб.доклади "Съвременни геомех. методи в минната промишленост и подземното гражданско и тунелно строителство, Несебър, 2003.

10. Николаев Н., В. Парушев, Теоретичен анализ на ефекта от приложението на фрикционни анкери ТФА в скали с реологично поведение, Сб.доклади "Съвременни геомех. методи в минната промишленост и подземното гражданско и тунелно строителство, Несебър, 2003.

11. Николаев Н., З. Иванчев, Комбиниран метод за определяне свода на разрушение при седиментни скали, Геомеханично осигуряване на минното производство, Несебър, 1997.

12. Николаев Н., В. Парушев, Обощени характеристики и област на приложение на различни типове анкери, използвани в България, Год. на МГУ, 1993.

13. Николаев Н., Развитие на теорията и практиката на анкерния крепеж за подземни съоръжения, Дисертация за д.т.н. – Архив ВМГИ, 1989.

14. Николаев Н., В. Парушев, Анкери и анкерен крепеж за подземни съоръжения, Техника, София, 1985.

15. Николаев Н., Д. Обрешков, Й. Вучев, Теоретикоекспериментални изследвания при проектиране на анкерни конструкции, Год. ВМГИ, 1981.

16. Николаев Н., Закрепване на хоризонтални минни изработки прокарани в неустойчиви скали с анкерен крепеж на р-к "Еньовче" и р-к "Димов дол" – ДМП "Горупсо", Арх. МГУ, 1970.

17. Парашкевов Р., Механика на скалите, "Техника", 1969.

18. Парушев В., Н. Николаев, Изследване поведението на слабо споени пясъчници в подземни съоръжения с малко покритие, Несебър, 2007.

19. Парушев В., Геомеханичен ефект от приложението на тръбни фрикционни анкери в подземните рудници на България, Несебър, 1997.

20. Рупенейт К. В., Деформируемость массивов трещиноватых горных пород, Москва, 1975

21. Рупенейт К. В., Ю. М., Либерман, Введение в механику горных пород, Москва, 1960.

22. Рупенейт К. В., Некоторые вопросы механики горных пород, Москва, 1954.

23. Цимбаревич П. М., Механика горных пород, Углетехиздат, Москва, 1948.

24. Цимбаревич Н. М., Работа горного давления как термодинамический процес, Известия АН СССР, ОТН, 1946, №7

25. Daemen J.J.K. and Fairhurst C., Rock failure and tunnel support loading, Proc. Int. Symp. Underground Openings, Lucerne, Swiss Society for Soil Mechanics and Foundation Engineering, Zurich, 1972, pp.359-69.

26. Farmer I.W. Coal mine structures, London, Chapman and hall, 1985

27. Farmer I.W. Stress distribution along a resin grouted rock anchor. Int J Rock Mech Min Sci and Geomech Abstr 1975.

28. Freeman T. The behaviour of fully-bonded rock bolts in the Kielder experimental tunnel. Tunnels and Tunnelling June 1978.

29. Jäger J. 1999. Equal Layers in Contact with Friction. In: Gaul and Brebbia: Computational Methods in Contact Mechanics. IV, WIT Press, Southampton, Boston.

30. Li C., B. Stillborg, Analytical models for rock bolts. In: International Journal of Rock Mechanic and Mining Sciences, Pergamon, 1999

31. F. Pacher, Deformationsmessungen im Versuchsstollen als Mittel zur Erforschung des Gebirgsverhaltens und zur Bemessung des Ausbaues, Felsmechanik und Ing. Geologie, 1964

32. Paruishev V., N. Nikolaev, G. Stoyanchev, Investigation and analysis of frictional pipe anchor application in soft bedded rocks, World mining congress, Sofia,

33. Sextro W. 2007. Dynamical Contact Problems with Models, Friction, Methods, Experiments and Applications, Springer. 1994.