

МОДЕЛИРАНЕ НА РАЗПРОСТРАНЕНИЕТО НА ГАЗОВА СТРУЯ В ПОРЕСТА СРЕДА

Михаил Михайлов

Минно-геоложки университет “Св. Иван Рилски”

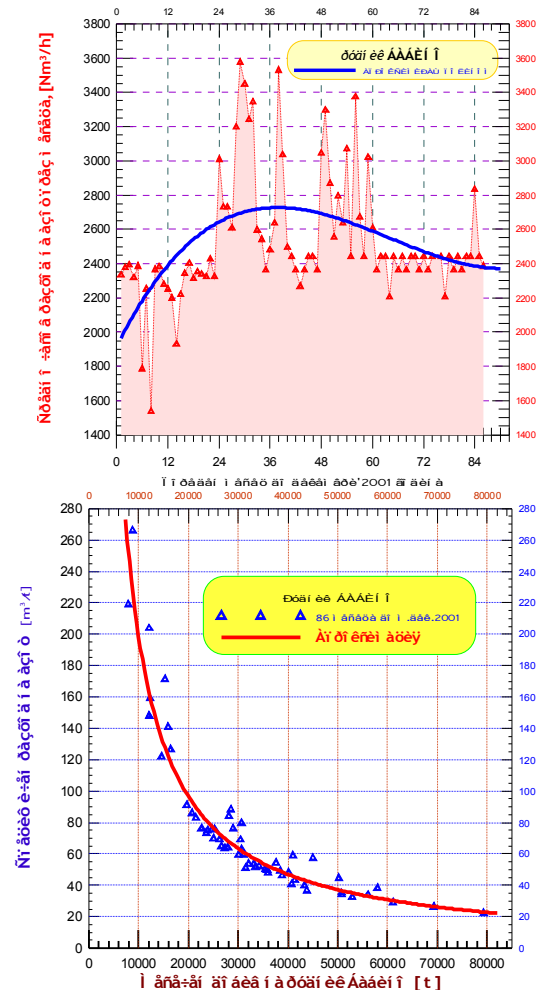
РЕЗЮМЕ

Превантивното и оперативно инжектиране на азот за борба със самозапалването на въглища в обрушеното пространство е най-скъпата технология за профилактика и гасене на ендогенни пожари, прилагана в съвременните подземни рудници за добив на въглища. В същото време този метод не винаги дава очаквания профилактичен и пожарогасителен ефект поради липса на метод за изследване и анализ на разпространението на азотна струя в порестата среда и спътното газо-въздушно течение в обрушеното пространство, което е недостъпно за наблюдение. Анализа на ефективността и оптимизацията на технологичните параметри на азотната инжекция изисква нови познания за процеса на разпространение на инертен газ в описаните условия – пореста среда в правоъгълна област с две твърди и две порести граници, спътно течение, аеродинамично завъртане на спътното и инжектираното течение.

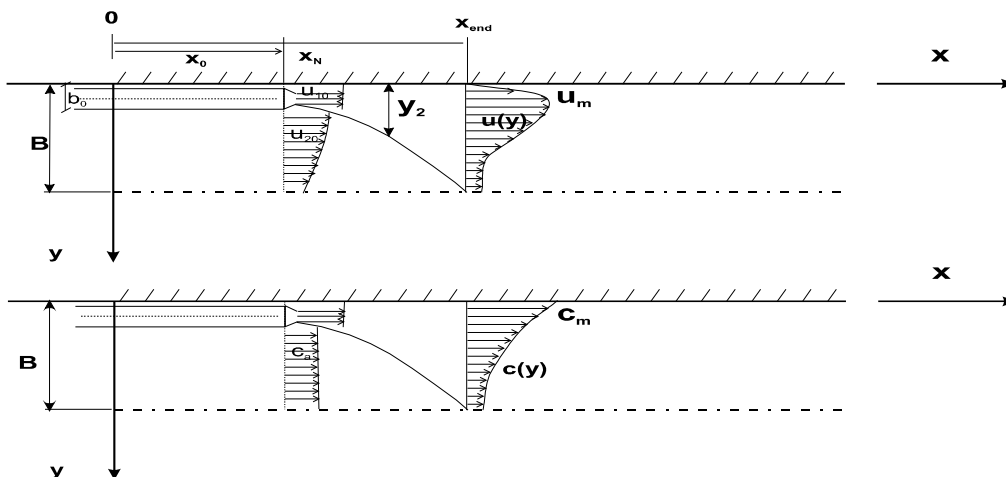
Доклада представя физико-математичен модел на полуограничена от въглищния пласт газова струя, която изтича и се разпространява съвместно със спътното течение в порестата среда на обрушеното пространство. Решението на модела позволява да се оцени взаимодействието между параметрите на порестата среда, на инжектирането и на просмукващото се течение върху характеристиките на струята и концентрацията в нея.

ВЪВЕДЕНИЕ В ПРОБЛЕМА

Инертизацията на газовата среда в обрушеното пространство за сметка на естественото метаноотделяне [1,5], има ограничено влияние върху неголеми области от него. Инжектирането на азот в порестата среда на обрушеното пространство през последните петнадесет години намира все по-широко приложение в минната практика [2,6] при изземването въглищни пластове с голяма склонност към самозапалване. Строго емпиричният подход при обосноваването на азотната инертизация се наложи в практиката на неговото прилагане по света и при възприемането му в българската минна промишленост. Този подход прави непредвидими необходимите количества азот за инертизация на обрушеното пространство, поради липсата на изследвания за влиянието на мястото на инжектиране на азота, начинът на неговото изтичане и на разпространение върху ефективността на приложение и на връзката на тези фактори с метаноотделянето в обрушеното пространство. Липсата на изследвания и инженерен инструментариум се чувства особено силно в случаите на прилагане метода за профилактика на ендогенни пожари. Една детайлна представа за динамиката на използване на азот в рудник “Бабино” може да бъде получена от данните показани на фиг.1. Прави впечатление почти функционалната зависимост на специфичния разход на азот от месечния добив на рудника. Увеличаването на месечния добива от 20000 до 45000 тона намалява разхода на азот на тон добити въглища 2.5 пъти (фиг.1б). Разходът на електроенергия е доминиращ в себестойността на 1 Nm^3 азот, която се приближава, но остава малко по-ниска, от цената на киловатчас електроенергия.



Фигура 1. Параметри на азотната инертизация в рудник Бабино



запад – пореста граница на обрушеното пространство $X = 0$, $Y \in (0 \dots B)$ Y_2 – разширение на струята X_0 – изтичане на азота
север – целик на въздухоподаващата галерия $Y = 0$, $X \in (X_0 \dots X_N)$ U_m – максимална скорост b_0 – размер на инжектора Φ

Фигура 2.. Физически модел на разпространението на азотна струя

Разпространението на инжектирания азот в порестата среда на обрушеното пространство и в спътно течение на метановъздушната смес е сложна аеродинамична задача, физическата същност на която изисква моделиране в две енергийно различаващи се области – струйна, в която азотната струя запазва своята индивидуалност и поточна – в която азотния поток от края на струйния участък се влива и разпространява като поток в основното филтрационно течение [1]. Моделните изследвания в двете области се разглеждат в тяхната естествена взаимосвързаност, като характеристиките в края на струйния участък се приемат за гранични условия на разпространението на потока [2].

МОДЕЛ НА ТЕЧЕНИЕТО

Формулирането на физико-математическия модел на течението на полуограничената плоска азотна струя (фиг. 2) се прави на основата на условията в които то се развива, възможността за връзка с решението на филтрационното въздушно течение и конкретните инженерни задачи за решението на които се създава този метод на изследване. Съществуват големи контрасти между механичната енергия на въздушното и азотното течение. Различията във вътрешната енергия на двете течения са несъществено малки. В областта на началния участък на азотната струя проникването на въздух в нея е пренебрежимо малко и се съсредоточава в тесен ореол около външната граница на струята. Това се дължи на повишеното налягане в нея спрямо околната пореста среда.

Средностатистическия характер на основното течение на въздух в порестата среда на обрушеното пространство не поставя особено високи изисквания към точността на решението на задачата за разпространение на плоска азотна пристенна струя в него.

Съотношението на мащабите на изучаваните явления позволява изследването да се концентрира върху

основния участък от струйното течение. Началният участък е допустимо да се пренебрегне, поради малката му дължина, без да се внесе съществена грешка. С отчитането на тези условия течението може да бъде описано с уравненията за запазване на масовия дебит, на количеството на движение, на кинетичната енергия на пристенната азотна струя и на масата на примесите. Видът на тези уравнение, записан за показаната на фиг.5.2.2 струя, е:

$$\int_0^{y_2} u dy + \int_{y_2}^B u_2 dy = b_0 u_{10} + (1 - k_1 X)(B - b_0) u_{20} \quad (1)$$

$$\rho \int_0^{y_2} u^2 dy + \rho \beta \int_{y_2}^B u_2^2 dy + \int_0^{y_2} (\rho - \rho_2) dy = \rho b_0 u_{10}^2 + \quad (2)$$

$$\rho (B - b_0)(1 - k_1 X) u_{20} u_{20} - \tau_0 X - \xi_m \frac{\rho}{2} \int_0^{y_2} u^2 dy$$

$$\frac{\partial}{\partial X} \left[\int_0^{y_2} \rho_g u (u - u_2)^2 dy + 2a \int_0^{y_2} (u - u_2) p dy \right] = \quad (3)$$

$$- 2 \int_0^{y_2} \rho_g v_{tg} \left[\frac{\partial u}{\partial y} \right]^2 dy - \frac{\rho}{2} \int_0^{y_2} \xi_m u^3 dy$$

$$\frac{\partial}{\partial X} \int_0^{y_2} (\rho_g u) dy = 0 \quad (4)$$

Хидравличните загуби на налягане и енергия на струята в (2) и (3) са приети съответно по зависимостите:

$$\Delta p = \xi_m \frac{\rho}{2} u^2; \quad E_1 = \Delta p u = \xi_m \frac{\rho}{2} u^3$$

Коефициентът на местно съпротивление на порестата среда се определя от системата:

$$\left\{ \begin{aligned} \frac{\partial p}{\partial x} &= \xi_m \frac{\rho u^2}{2} \\ \frac{\partial p}{\partial x} &= \alpha_x \rho v u + \beta_x \rho u^2 = \rho u (\alpha_x v + \beta_x u) \end{aligned} \right. \quad (5a)$$

След приравняване на десните страни на уравненията и деление на ρu се получава израз за коефициента на местно съпротивление на порестата среда от вида:

$$\xi_m = \left(\frac{\alpha_x v}{u} + \beta_x \right) \quad (5)$$

където: α_x и β_x са коефициенти на вискозно и инерционно съпротивление на порестата среда [1], които нарастват в дълбочина на обрушеното пространство по зависимостите, дадени в означенията.

За напречното разпределение на скоростните профили по дължината на струйното течение в системата се приемат две функции на подобие:

- за пристенния граничен слой - зависимост [3]:

$$f\ddot{y} = \xi^{1/N} \quad (6)$$

в която: $f\ddot{y} = u/u_{20}$, респективно $f\ddot{y} = u/u_m$ и $N = f(\text{Re})$.

В решението се приема $N=9$.

- за струйния граничен слой [4]:

$$f = f(\eta) = 1 - 3\eta^2 + 2\eta^3 \quad (7)$$

където: $\eta = \frac{y - y_m}{y_2 - y_m}$

В уравнението за кинетичната енергия на струята (3) се приема скоростно разпределение по Абрамович [7] във вида:

$$\frac{u}{u_m} = 1.48 \xi^{1/7} [1 - \text{erf}(0.68 \xi)] = f_1 \quad (7)$$

където: $\xi = \frac{y}{y_2}$

Изтичането на струята в пореста среда позволява да се приеме, че напречното разпределение на налягането се подчинява на зависимост аналогична на разпределението (6) на скоростите:

$$\frac{p_{\max} - p}{p_{\max} - p_2} = f(p) = 1 - 3\xi^2 + 2\xi^3 \quad (8)$$

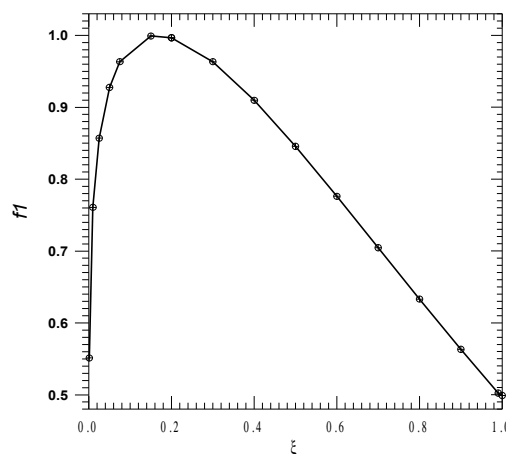
Функцията на скоростното подобие (5) в хидродинамичния граничен слой:

$$f_1 = 1.48 \xi^{1/7} [1 - \text{erf}(0.68 \xi)] \quad (7a)$$

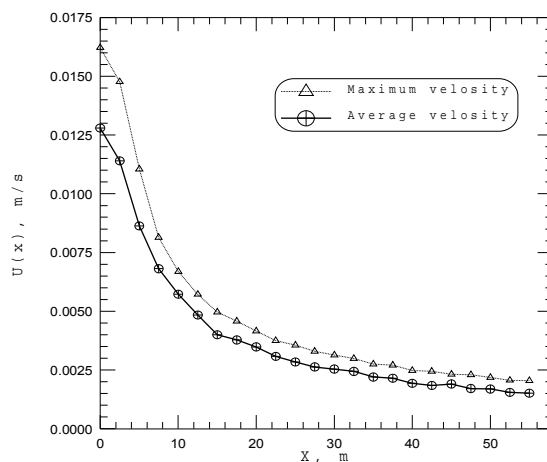
след преработка и анализ на чувствителността дава зависимост:

$$f_1 = 1.48 \xi^{1/7} - 1.136 \xi^{8/7} + 0.175 \xi^{29/7} - 0.0243 \xi^{36/7} \quad (7b)$$

която определя скоростен профил, представен на фиг.3.



Фигура 3



Фигура 4

С приетото подобие на напречното разпределение на скоростите и налягането се решават уравнения 2-5. Вторите интеграли в (1) и (3) се решават като се използва апроксимацията на решението за разпределение на скоростта на въздушните просмуквания в зоната $X \in (0, 70)$ и $Y \in (0, 15)$, получена на модела на спътното течение в [5]. Осреднените по напречни на течението профили скорости и максималните скорости в профилите са показани на фиг. 4, за които характерните коефициенти в (2) и (3) имат стойности:

- коефициента на Буссинек

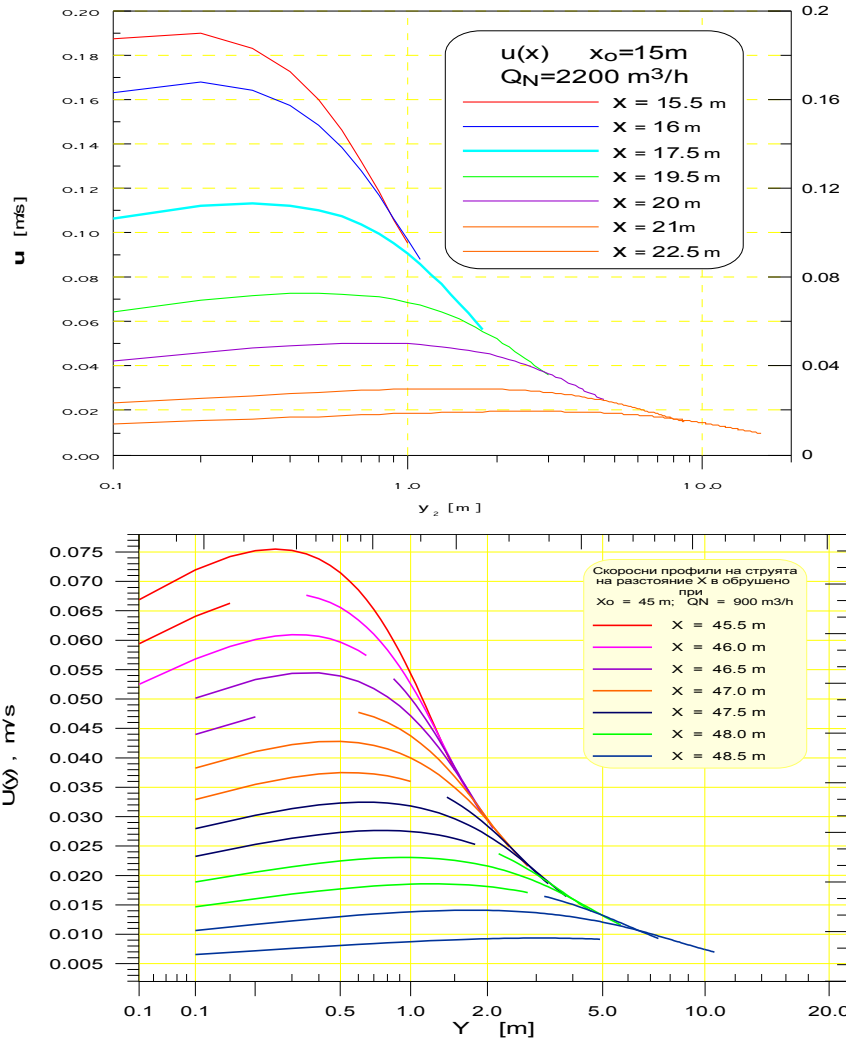
$$\beta = \bar{u}_2 / u_{2\max} = 0.64;$$

- коефициента на Кориолис.

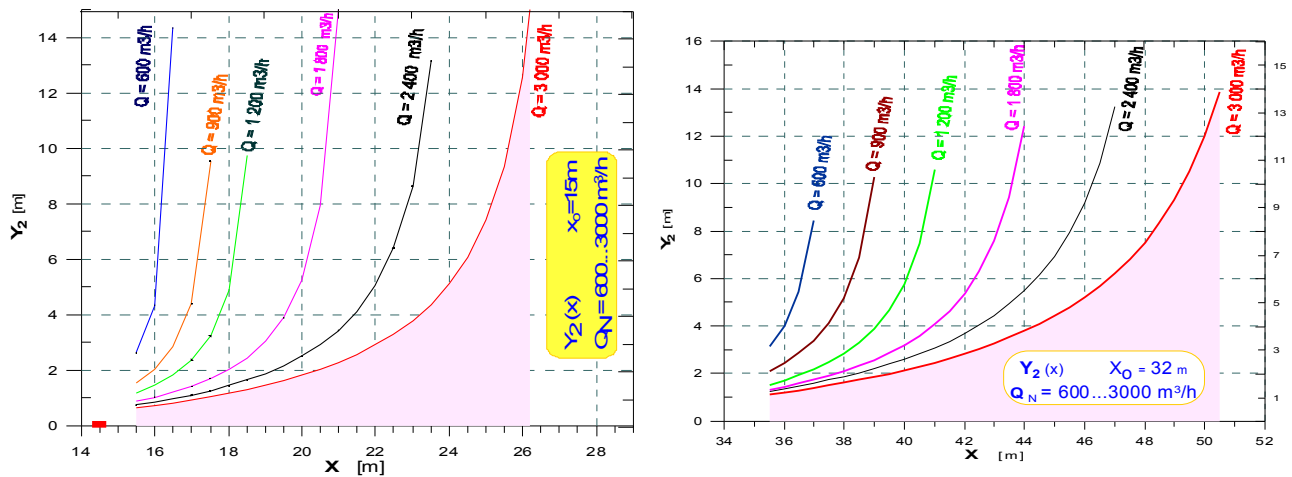
$$\beta = \bar{u}_2^2 / u_{2\max}^2 = 0.8$$

От преработените четири (2-5) интегрални уравнения се получава система:

$$\left\{ \begin{aligned} & (9) \\ & A_{21} \bar{y}_2^{-2} \bar{u}_m + A_{22} \bar{y}_2 \bar{u}_m + A_{23} \bar{y}_2 \Delta \bar{p} + A_{24} \bar{y}_2 = A_{25} \end{aligned} \right. \quad (10)$$



Фигура 5. Скоростни профили при инжектиране на дебит Q_N на дълбочина X_0



Фигура 6. Разширение Y_2 на азотната струя при инжектиране на дебит Q_N на дълбочина X_0

$$\frac{d}{dx} \left[A_{31} \bar{y}_2^{-3} \bar{u}_m + A_{32} \bar{y}_2 \bar{u}_m \Delta \bar{p} \right] + A_{33} \bar{y}_2^{-2} \bar{u}_m +$$

$$+ A_{34} \bar{y}_2 \bar{u}_m + A_{35} \bar{y}_2^{-3} \bar{u}_m = 0$$

$$\bar{y}_2 \bar{u}_m \bar{x}_m = A_{41} \quad (12)$$

в която неизвестни са безразмерните величини:

◆ максималната скорост на пристенната азотна

$$\text{струя} - \bar{u}_m = u_m / u_{10}$$

◆ ширината на струята - $\bar{y}_2 = y_2 / B$

◆ максималната разлика в наляганята -

$$\Delta \bar{p} = \frac{P_m - P_2(x)}{\rho u_{10}^2}$$

◆ максималната концентрация на азот - $\bar{x}_m(x)$

валидна за всяко напречно сечение по направление X на струйното течение. Значенията на коефициентите A_{ij} в системата и на интегралите φ_{mn} в тях са дадени списъка на означенията.

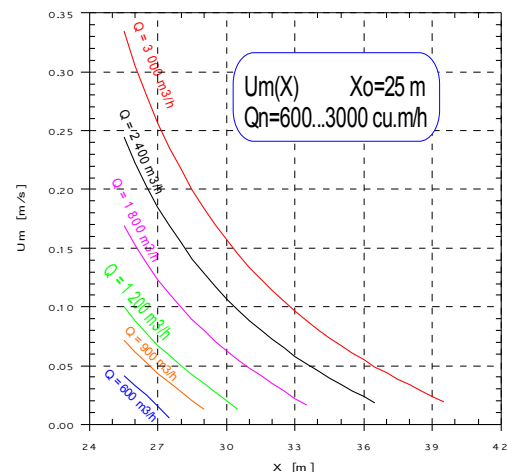
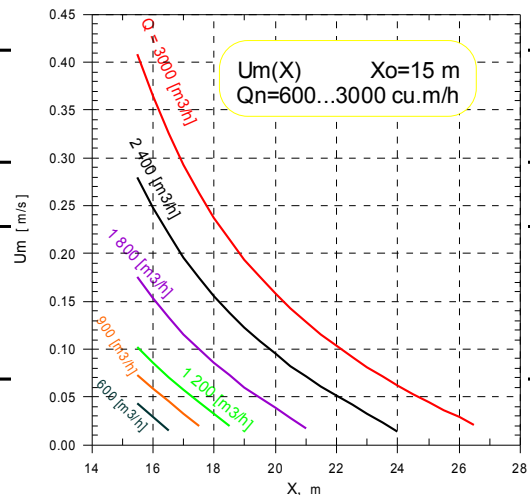
Уравнения 9-12 са от различен тип и директно решаване на системата не е възможно. Още повече, че третото уравнение е диференциално спрямо Δp . Системата уравнения (9-12) се решава чрез последователни итерации относно неизвестните параметри и алтернативна смяна на неизвестни с приближени величини. Най-напред се изразява \bar{y}_2 от (9) и получения израз, в който участва \bar{u}_m , се замества в (10). То се решава като квадратно уравнение спрямо \bar{u}_m и така се получава първото му приближение. Приближената стойност на \bar{u}_m и израза за \bar{y}_2 се заместват в третото уравнение, което се решава числено спрямо Δp . Така получените стойности се заместват обратно в изходните уравнения и процедурата се повтаря докато две последователно получени стойности за \bar{u}_m съвпадат с предварително зададена точност. Решението на системата 9-12 се извършва по направление на течението със стъпка $\Delta x = 1$ до достигане на зададената област на разширение $y_2=B$ с програма NitroJet [6].

ЕКСПЕРИМЕНТАЛНИ РЕЗУЛТАТИ

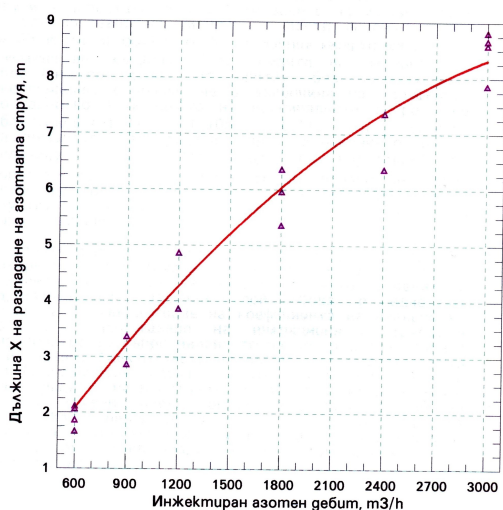
Числените експерименти са проведени за дълъг фронт с обратен ред на изземване на стълба. Дължината на фронта е $L_f = 100 \text{ m}$, а изземваната мощност на пласта $m = 3 \text{ m}$. По извозната галерия във фронта постъпва проветряващ дебит $Q_f = 8 \text{ m}^3/\text{s}$ с концентрация на метан $C_m = 0.2\%$. От този дебит в обрушеното пространство, през порестата граница на фронта, се просмукват $Q_i = 0.892 \text{ m}^3/\text{s}$ въздушни утечки. В обрушеното пространство се отделя метан, който се изнася от него с

утечките (Q_i+Q_m) във втората половина на фронта. Съпротивлението на обрушеното пространство се изменя по площ в съответствие със уточненията, направени при моделиране на разпространение на метан по метода, описан в [1].

При тези начални за моделирането условия се изследва изменението на параметрите на азотна струя с дебит Q_N от $600 \text{ m}^3/\text{h}$ до $3000 \text{ m}^3/\text{h}$, с вариране на шест нива (0.17, 0.25, 0.33, 0.5, 0.61 и $0.83 \text{ m}^3/\text{s}$), инжектирана по контура на



Фигура 7. Изменение на максималната скорост на струята



Фигура 8. Дължина на азотната струя

извозната галерия на дълбочини x_N (фиг.1) 15m, 25m, 35m и 45 m в обрушеното пространство.

С планиране на числените експерименти е търсена възможност за намиране на достатъчно общи изводи за тенденциите в разпространението на азотната струя и получаване на гранично разпределение за изследване на разпространението на азотния поток [2,6]. В рамките на изследването [6], резултатите от което се представят в този доклад бяха решени са 24 варианта в описаните граници на вариране на x_N и Q_N . Избрани резултати от моделирането, който представят резултатите от числените експерименти са показани на фиг.5-фиг.8.

ОБСЪЖДАНЕ НА РЕЗУЛТАТИТЕ

От изследването на разпространението на азотна струя в порестата среда на обрушеното пространство се очаква отговор на следните актуални въпроси:

⇒ как се изменят основните хидродинамични параметри - скорост и разширение, на струйното течение и какво е влиянието променливите характеристики на порестата среда, на спътното въздушно течение, както и на началната скорост на основното течение върху развитие на резултантното струйно течение;

⇒ какво е разпределението на скоростите и концентрациите на азот в края на струйния участък? Тези разпределения са гранични условия за изследване на влиянието на азотната струя върху останалата значително по-голяма част от обрушеното пространство, решение за която се търси във втора част на този доклад;

⇒ възприетият начин на инжектиране удовлетворява ли изискванията по отношение на ефективност на инертизация? Отрицателния отговор на този въпрос предполага търсенето на вариантни решения за оптимизиране на параметрите на технологията, включително и на такива, които позволяват съвместяване с другите методи за профилактика и гасене на ендогенни пожари в обрушено пространство.

Изменение на основните хидродинамични параметри на струйното течение. В изследваните варианти инжектирания азотен дебит представлява от 18.4% до 93.5% от дебита на въздушните просмуквания в обрушеното пространство. При това началната скорост на изтичане на азотната струя на среза на инжекционната тръба се изменя от 21 m/s до 106 m/s. Веднага след напускане на тръбата струята се удря в порестата среда на височина до 1m от пода на обрушеното пространство при което скоростта рязко (ударно) започва да намалява за сметка на разширението на струята във височина и ширина. Числените експерименти показват скокообразно разширение до първите 5 диаметра на инжектора ($5b_0$) по направление на течението.

Разширението на струята по височината (z) на обрушеното пространство става много по-бързо от това по площ, поради характера на съпротивлението на средата в околността на целика на извозната галерия ($y=0$ на фиг.1). В края на разширението по височина максималната скорост намалява до 7...35 m/s, за инжектирани дебити Q_N . Този пад на скоростите е съпроводен със значително и бързо увеличаване на статичното налягане, което създава една от опасности при инжектиране на големи азотни дебити в близост зад фронта. Намалява се времето за пребиваване на инертизиращия агент в обрушеното пространство, поради преждевременното му изтичане преди достигане на средата на фронта. Такова изтичане ("на късо") най-често се наблюдава в практиката в първата една трета от дължината на фронта. Инжектирания азот не може да достигне дори опасната зона [2,6] в околността на балансовата линия.

Втората съществена опасност, по отношение на ефективността и разходите, при инжектиране на големи дебити е свързана с ежекционното действие при изтичане на високоскоростната струя.

Площното разширение на полуограничената от целика ($y=0$ на фиг.1) на извозната галерия азотната струя (фиг.6) за изследваните варианти завършва на 15 до 80 диаметра на инжекционната тръба по направление на течението. Като имаме предвид филтрационния характер на течението и връзката на пористостта ϵ на средата с изземваната мощност ние считаме, че по-характерен за нуждите на технологията е размера на изземвана мощност на възглищния пласт. Отнесено към него разпадането на струята става на 0,55.m 2,93.m, където "m" е изземваната мощност на пласта.

Полуограничената азотна струя в порестата среда на обрушеното пространство (фиг.8) се разпада много по-бързо от аналогична, разпространяващата се в свободно пространство и в спътно течение [6]. От друга страна,

нашите предварителни опити показват, че в среда с характерната нееднородност, струята затихва малко, но значимо по-бавно отколкото в еднородна ($d_e = \text{const}$ и $\varepsilon = \text{const}$) среда. Това се обяснява с естествено променливите характеристики на порестата среда, отчетени в модела на течението чрез α_{xy} и β_{xy} .

В зоната на разширение филтрационното съпротивление на средата нараства много по-бързо напречно на струята отколкото по направление на течението, поради което разширението (фиг.6) става значимо по-бавно отколкото в еднородна пореста среда. Това е причината струята да губи по-бавно своята индивидуалност при естествената нееднородност.

Скоростните профили на фиг.5 показват изместване на максималната скорост от 0.1m до 2m от ограничаващия струята целик на извозната галерия. В края на струйното течение скоростта е от порядъка на 1 cm/s, т.е. значимо по-висока от тази на несмутеното спътно течение в този профил.

С увеличаване на началната скорост на изтичане на азота нараства и темпа на затихване на максималната скорост (фиг.7). На двете графики ясно се вижда влиянието на вискозните и инерционни загуби в порестата среда. Затихването на максималната скорост показано на фигурите е почти линейно - при малки дебити $Q_N=600 \text{ m}^3/\text{h}$ и $Q_N=900 \text{ m}^3/\text{h}$ и достига квадратичен закон на намаляване при $Q_N=3000 \text{ m}^3/\text{h}$. Кривите на фигурите са начертани по данни от опита, без допълнителна апроксимация. С навлизане в дълбочина ($x_0 \uparrow$) на обрушеното пространство затихването на максималната скорост $U_m(x)$ се забавя (фиг.7). Уплътняването на средата, чрез изменението на ε увеличава α_{xy} и β_{xy} . Това води до нарастване на скоростта на изтичане, но и до значително по-големи загуби на налягане по направление на течението. Като резултат скоростта на затихване $\frac{dU_m}{dx}$ на максималната скорост намалява (фиг.7).

С увеличаване на инжектирания дебит ъгъла на разширение на струята (фиг.6) намалява. Нараства обаче градиента на скоростта между струйното и спътното течение в хидродинамичния граничен слой. Това е една от предпоставките за увеличаване на коефициента на ежекция на струята. С изоставане на инжекционната тръба в дълбочина ($x_0 \uparrow$), при напредване на фронта, расте съпротивлението на средата ($\alpha_{xy} \uparrow, \beta_{xy} \uparrow$) зад точката на изтичане ($x > x_0$). Допълнителното ежектирането на въздух от азотната струя, поради увеличение на скоростта на изтичане, е неблагоприятен ефект, който освен, че намалява концентрацията на инертизатора забавя и филтрационното въздушно течение извън зоната на разпространение ($x \in [0, B]$) на азота. Като резултат в съседната западна зона ($B < x < 0.5L_i$), условията за самонагриване по фактор топлообмен стават значително по-благоприятни [6].

Предимства и недостатъци на прилагания начин и режим на инжектиране. Възприетия начин на инжектиране на азота - през една тръба изоставена в обрушеното пространство, инжекцията от която става на височина до 1m над пода има следните предимства:

⇒ в зоната на действие на струята се запазват достатъчно ниски концентрации на кислород за предотвратяване и подтискане на окислението на въглицата;

⇒ струята охлажда конвективно въглицата в зоната на действието си поради температурния градиент и високите скорости на изтичане;

⇒ високата скорост на изтичане гарантира по-дълбоко проникване на азота по контура на обрушеното пространство, което за случаите когато загубите на въглища са концентрирани в областта на целиците и до първото скъсване на основното горнище е твърде важно;

⇒ простота на прилаганите съоръжения за инжектиране.

Като съществени недостатъци на конвенционалния начин на инжектиране, пренесен от опита на Шарбонаж дьо Франт, могат да се посочат:

⇒ ежекцията на въздух от струята, което има неблагоприятно влияние при инжектиране на азота както в близост до фронта, така и в дълбочина на обрушеното пространство;

⇒ обратно изтичане на азот при инжектиране в близост до фронта (малко x_0) на големи азотни дебити (голями Q_N);

⇒ изтичането на азота с голяма скорост (w_{10}) води до силно изсушаване на въглицата в зоната на действие на струята. Може да се предполага, че освен появата на микропукнатини във въглищните късове, поради бързото изсушаване, нитрификацията на газовата среда предизвиква и допълнителни нарушения в структурата на въглицата;

⇒ зоната на струйното течение покрива твърде малка част (2-6%) от площта на обрушеното пространство, което прави опитите за струйно подтискане на ендегенни пожари с увеличаване на инжектирания дебит Q_N икономически необосновими. Особено парадоксални са тези опити при оставяне на въглища по цялата площ на обрушеното пространство и особено в първата третина ($y < 1/3L_i$) на фронта;

⇒ генетична невъзможност да се прекрати подаването на азот без прилагане на други противопожарни мерки. Всяко спиране на инжектирането се отразява най-силно върху зоната на действие на азотната струя в която:

- *температурата нараства най-много спрямо момента преди спирането*

- конвективния топлопренос се влошава драстично поради многократното намаляване на скоростта и градиента на температурата;

- възлицата са най-изсушени и така един значително дълъг период от процеса на самонагриване - стадият на изпарение на влагата от възлицата [8] е прескочен;

Липсата на теоретични и руднични изследвания за разпространението на азота е причина през последните години инертизацията да се възприема като панацея за подтискане на окислителните процеси. Въпреки, че практиката неведнаж е опровергавала това виждане то съществува не само в рудник "Бабино". Неведнаж увеличаването на инжектирания азот, дори до дебита при които работата във фронта става опасна по недостиг на кислород, не е позволило задържане на самозапалването, а е водело до пожарна изолация на добивни участъци.

Ефективна промяна на режима на инжектирането на азотната струя. Не всички установени недостатъци могат да бъдат изцяло избегнати. Някои от тях са в природата на метода за азотна инертизация на обрушеното пространство. За други обаче представеното тук изследване [6] и резултатите от числените експерименти за разпространението на струята дават основание да се счита, че могат да бъдат минимизирани и дори избегнати.

Най-напред е необходимо да се намали началната скорост w_{10} на изтичане на азота. Това може да стане чрез:

⇒ дислоциране на няколко инжектиращи отвора (увеличаване на броя на струите). Въпросът за ефекта от тяхното завъртане също е анализиран като вариант;

⇒ линейно разпределено изтичане;

⇒ площно разпределено изтичане.

Технологично възможните решения са подредени по нашето виждане за ефективността от прилагането им в [6]. Изборът на вариант беше направен на базата на сравнителен анализ, по теоретичен и експериментален път. При това беше взета предвид и възможностите за съвместно прилагане с другите методи за профилактика и гасене на ендегенни пожари. На основата на такъв анализ в [[6] е предложена конфигурацията на инжекторите по извозната галерия. Предлаганата конструкция освен намаляване на скоростта на изтичане w_{10} , чрез разделяне на дебита на азот Q_N в три струи, дислоцира тяхното изтичане по височина (z) и дължина (x_0). Така се осигурява тристъпково увеличаване на градиента ($u_{10}-u_{20}$) между струйното и спътното течение с достатъчно хоризонтално и вертикално разстояние между изпускателните отвори на инжекционните тръби за получаване на по спокоен скоростен профил. Тристъпалното инжектиране е важно условие за намаляване на пътя на размесване на струйното и основното течение. Разположението на отворите спомага и за тристепенно нарастване на статичното налягане, което е най-голямо в най-отделечения от линията на обрушаване инжектор. Той изпитва зад себе си подпора на предишните две стъпала на налягането и така се намалява ежектирането на въздух

от съединението на фронта ($x=0, y=0$) с въздухо-подаващата галерия.

След това е необходимо да се възприеме като задължителна обработката на зоната на инжектиране преди и след завършване на инертизацията по всяка инжекционна тръба. Преди инжектирането това може да става с пенопулп, а след него – чрез инжектиране на разпенени структури или затлачване с пулп, в зависимост от наклона на обрушеното пространство в околността на целика на изпознатата галерия и дълбочината на инжектиране. Важно предимство на конструктивното решение за разсредоточено изтичане в три точки е възможността за по ефективно инжектиране на пенопулп и пулп.

Необходимо е да се извършат промени в режима на инжектиране на азот по отношение на началото на инжектирането и инжектирания дебит. Нашите изследвания показват, че инжектирането преди $x_0 < 15m$ е недопустимо, а преди $x_0 = 20 m$ – нежелателно, с дебита по-големи от $Q_N > 1200 m^3 / h$.

Разработения модел позволява оптимизиране на параметрите на инжектиране на азот в струйния участък от течението. Решението на модела се използва успешно, като вход по скорост, концентрация и налягане, в модела за разпространение на азотен поток в спътното течение на утечките [2], с който картината на азотната инертизация се допълва за цялата площ на обрушеното пространство.

ОЗНАЧЕНИЯ

$$A_{11} = \varphi_{10}$$

$$A_{12} = -\bar{u}_2$$

$$A_{13} = \bar{b}_0 + (1 - k_1 x_0)(1 - b_0)m - \bar{u}_2$$

$$A_{21}(1 + \beta_x)\varphi_{11} \quad A_{22} = \frac{\alpha_x \varphi_{10} v}{u_{10}}$$

$$A_{25} = \bar{b}_0 + (1 - k_1 x_0)(1 - b_0)m^2 - 0.64\bar{u}_2^2 - \tau_0 \bar{x}$$

$$A_{23} = -\varphi_{p_1}$$

$$A_{24} = -0.64\bar{u}_2^2$$

$$A_{31} = \varphi_{12} \quad A_{32} = 2\varphi_{21}\alpha \quad A_{33} = 2\frac{v}{u_{10}}\varphi_{22}$$

$$A_{34} = \varphi_{11}\frac{v\alpha_x}{u_{10}} \quad A_{35} = \varphi_{12}\beta_x$$

$$A_{41} = \frac{1}{\varphi_x} \bar{b}_0 \frac{\rho_a}{\rho_g}$$

$$\varphi_{10} = \int_0^1 f_1 d\xi = 0.795 \quad \varphi_{11} = \int_0^1 f_1^2 d\xi = 0.560 \quad \varphi_{12}$$

$$= \int_0^1 f_1^3 d\xi = 0.565 \quad \varphi_{21} = \int_0^1 f_1 f_p d\xi = 0.450$$

$$\varphi_{22} = \int_0^1 \left[\frac{\partial}{\partial \xi} (f_1) \right]^2 d\xi = -0.738 \quad \varphi_p = \int_0^1 f_p d\xi = 0.500$$

$$\varphi_x = \int_0^1 f_1 \sqrt{f} d\xi = 0.524 \quad f = \left(1 - \xi^{\frac{3}{2}} \right)^2$$

$$\alpha_x = \begin{cases} \text{за } 0 \leq x_0 \leq 10 \Rightarrow \alpha_x = 2615938 \\ \text{за } x > 10 \Rightarrow \alpha_x = 1,57 \otimes 10^6 + 161132 \otimes x_0 - \\ - 3372,76 \otimes x_0^2 + 34,069 \otimes x_0^3 - 0,128 \otimes x_0^4 \end{cases}$$

$$\beta_x = \begin{cases} \text{за } 0 \leq x_0 \leq 10 \Rightarrow \beta_x = 895,4167 \\ \text{за } x_0 > 10 \Rightarrow \beta_x = 78,876 + 126,329 \otimes x_0 - \\ - 1,35163 \otimes x_0^2 + 0,0596 \otimes x_0^3 \end{cases}$$

$$\text{erf}(0.68\xi) = 0.7675\xi - 0.1183\xi^3 + 0.0164\xi^5$$

ЛИТЕРАТУРА

Michaylov M., E. Vlasseva. Modeling of Methane Distribution in a Gob Area of Coal Face. Proceeding of 1st International Symposium of Mine Environmental Engineering, Turkey, July 1996.

Michaylov M., E. Vlasseva. Modelling of Gob Inertization with Nitrogen, 8th US Mine Ventilation Symposium, June 11-17 1999, Rolla Missouri.

Луицянский Л.Г. Механика жидкости и газа. М.Наука. 1987.

Маджирски В. Гидродинамика. София. Техника, 1995.

Michaylov M., E. Vlasseva. Моделиране на разпределението на метан в обрушеното пространство. Доклад 3.2 по дог.123-3 "Теоретични изследвания върху ендогенната пожароопасност на обрушеното пространство". Архив НИС на МГУ, декември 1997.

Michaylov M., E. Vlasseva. Моделиране на разпространението на азот в обрушеното пространство-експерименти за определяне на благоприятното място и режим на инжектиране. Доклад 3.3 по дог.123-3 "Теоретични изследвания върху ендогенната пожароопасност на обрушеното пространство". Архив НИС на МГУ, септември 1998.

Теория турбулентных струй. Под.ред. Абрамовича Г.Н. М.Наука, 1984.

Markov Chr., M. Michaylov, (1989), Study of Self-heating Liability of Coal Seams of Bobov Dol Coal Field. *NITI "Minproject" RI, v. XXVII.*

*Препоръчана за публикуване от катедра
"Руднична вентилация и техническа безопасност", МЕМФ*

MODELING OF GAS JET DISTRIBUTION IN POROUS ENVIRONMENT

Michael Michaylov

University of Mining and Geology St. Ivan Rilski
Sofia, 1700 Bulgaria

ABSTRACT

Preventive and operative nitrogen injection against spontaneous combustion of coal in gob areas is the most expensive technology of prevention and extinguishing sponcom fires employed in modern underground coalmines. However, this method does not always produce the desired preventive and quenching effect due to insufficient data on nitrogen jet distribution in porous environment and on the basic gas-air flow in inaccessible gob areas. Efficiency and optimization analysis of nitrogen injection parameters requires new knowledge about the process of inert gas distribution in above described conditions – porous environment in a rectangular area with two solid and two porous boundaries; basic flow, aerodynamic reversal of basic and injected flows. The paper presents a physico-mathematical model of gas jet semi-restricted by the coal seam that flows out and disseminates together with the basic flow. Model solution provides assessment of interaction among porous environment parameters, injection and basic flows all of which in turn allow evaluation of jet parameters.

INTRODUCTION TO PROBLEM

Gas environment inertization in gob areas for the purpose of reducing natural methane release [1,5], has restricted impact on small sections therein. Nitrogen injection in the porous gob environment has been widely employed during the last fifteen years [2,6] in mining of coal seams highly prone to spontaneous combustion. The strictly empirical approach to justification of nitrogen inertization prevails both in world and Bulgarian mining practice. Such approach does not allow prediction of necessary nitrogen quantities for gob inertization because no surveys are available on injection sites, on the way nitrogen flows and disseminates, on the efficiency of application or on the relationship of all those factors with methane release in gob areas. Lack of research results and engineering tools is particularly strongly felt whilst employing the method for sponcom fire prevention. A comprehensive picture of nitrogen utilization dynamics in Babino Mine could be obtained from the data shown on fig.1. There is a nearly functional relationship between nitrogen consumption and monthly coal production. Increase of monthly production from 20000 to 45000 t results in reduction of nitrogen consumption per t coal produced by 2.5 times. (fig.1b). Power cost is the dominating element in the production cost of 1 Nm^3 nitrogen, the latter being slightly lower than the cost of 1 kWh electricity.

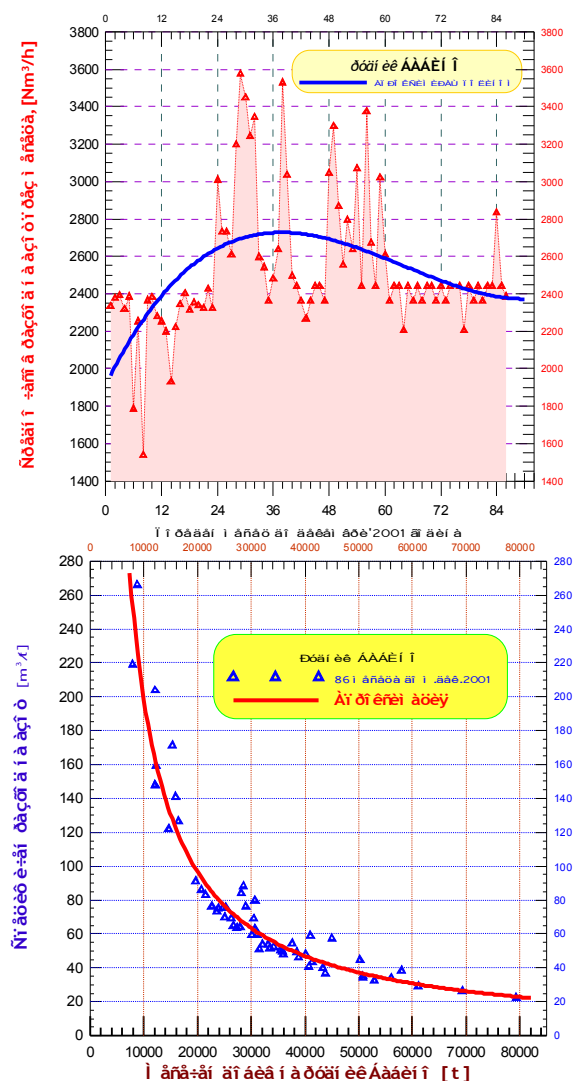
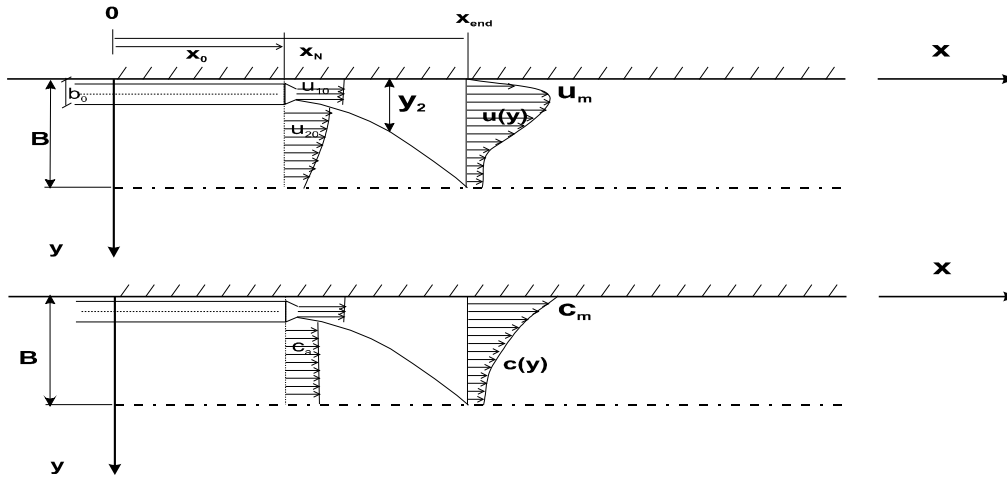


Figure 1. Nitrogen inertization parameters in Babino Mine



West - gob porous boundary $X=0, Y \in (0...B)$ Y_2 - jet expansion X_0 - nitrogen flow
 North-pillar of intane gallery $Y=0, X \in (X_0...X_N)$ U_m - maximal velocity b_0 - injector size

Figure 2. Physic al model of nitrogen jet distribution

Nitrogen distribution in porous gob environment and in the main methane-air flow is a complex aerodynamic problem. Its physical nature requires modeling in two zones with different energy characteristics – a jet zone wherein the nitrogen jet preserves its identity and a flow zone wherein the nitrogen mixes with the main flow and continues to disseminate as a flow and not as a jet. [1]. Jet zone end is the initial boundary of the flow zone representing the natural interaction between the two. [2].

FLOW MODEL

Physico-mathematical model formulation is based on the interaction of semi-restricted flat nitrogen jet (fig.2) and the main filtration air flow, and used for solving specific engineering tasks in specific conditions.. There are big contrasts between mechanical energies of air and nitrogen flows. The differences in internal energies of the two flows are insignificant. In the initial section of the nitrogen jet, air infusion is very small and concentrated in a narrow area around external jet boundary. This is due to the higher pressure inside the jet as compared to external porous enviroment.

Scale ratio of N- jet and its mixing with main flow allows investigation to concentrate on the main section of jet flow. The initial section can be ignored because of its small length. The flow can be described by the main conservation laws: of mass flow, of momentum, of kinetic energy, and of admixture mass. These equations are, as follows (for N-jet on fig.2):

$$\int_0^{y_2} u dy + \int_{y_2}^B u_2 dy = b_0 u_{10} + (1 - k_1 X)(B - b_0) u_{20} \quad (1)$$

$$\rho \int_0^{y_2} u^2 dy + \rho \beta \int_{y_2}^B u_2^2 dy + \int_0^{y_2} (p - p_2) dy = \rho b_0 u_{10}^2 + \quad (2)$$

$$\rho (B - b_0)(1 - k_1 X) u_{20} u_{20} - \tau_0 X - \xi_m \frac{\rho}{2} \int_0^{y_2} u^2 dy + \left[\frac{\partial}{\partial x} \left[\int_0^{y_2} \rho_g u (u - u_2)^2 dy + 2a \int_0^{y_2} (u - u_2) p dy \right] = \right. \quad (3)$$

$$\left. - 2 \int_0^{y_2} \rho_g v_{tg} \left[\frac{\partial u}{\partial y} \right]^2 dy - \frac{\rho}{2} \int_0^{y_2} \xi_m u^3 dy \right.$$

$$\left. \frac{\partial}{\partial x} \int_0^{y_2} (\rho_g u) dy = 0 \quad (4)$$

Hydraulic jet pressure and energy losses in (2) and (3) are described by the following expressions:

$$\Delta p = \xi_m \frac{\rho}{2} u^2; \quad E_1 = \Delta p u = \xi_m \frac{\rho}{2} u^3$$

Local resistance factor of the porous environment is calculated, as follows:

$$\left[\begin{aligned} \frac{\partial p}{\partial x} &= \xi_m \frac{\rho u^2}{2} \\ \frac{\partial p}{\partial x} &= a_x \rho v u + \beta_x \rho u^2 = \rho u (a_x v + \beta_x u) \end{aligned} \right. \quad (5a)$$

On equalization of the right sides and subsequent division by ρu , the following expression is obtained for the local resistance factor of the porous environment:

$$\xi_m = \left(\frac{a_x v}{u} + \beta_x \right) \quad (5)$$

where: α_x and β_x are the coefficients respectively of viscous and inertial resistance of porous environment [1], increasing with gob depth.

For crosswise distribution of velocity profiles along jet flow, two similarity functions are taken in the equation system:

- For wall-adjacent boundary layer [3]:

$$f\ddot{y} = \xi^{1/N} \quad (6)$$

where $f' = u/u_{20}$, respectively $f' = u/u_m$, $N = f(\text{Re})$

The model accepts $N=9$.

- For jet boundary layer [4]:

$$f = f(\eta) = 1 - 3\eta^2 + 2\eta^3 \quad (7)$$

where: $\eta = \frac{y - y_m}{y_2 - y_m}$

Jet kinetic energy equation (3) velocity distribution follows Abramovich [7]:

$$\frac{u}{u_m} = 1.48\xi^{1/7} [1 - \text{erf}(0.68\xi)] = f_1 \quad (7)$$

where: $\xi = \frac{y}{y_2}$

Jet outflow into porous environment allows the assumption that crosswise pressure distribution follows a model similar to velocity distribution one (6):

$$\frac{p_{\max} - p}{p_{\max} - p_2} = f(p) = 1 - 3\xi^2 + 2\xi^3 \quad (8)$$

Velocity similarity function in hydro-dynamic boundary layer:

$$f_1 = 1.48\xi^{1/7} [1 - \text{erf}(0.68\xi)] \quad (7a)$$

after transformation and sensitivity analysis gives the expression:

$$f_1 = 1.48 \xi^{1/7} - 1.136 \xi^{8/7} + 0.175 \xi^{29/7} - 0.0243 \xi^{36/7} \quad (7b)$$

which defines the velocity profile shown on fig.3.

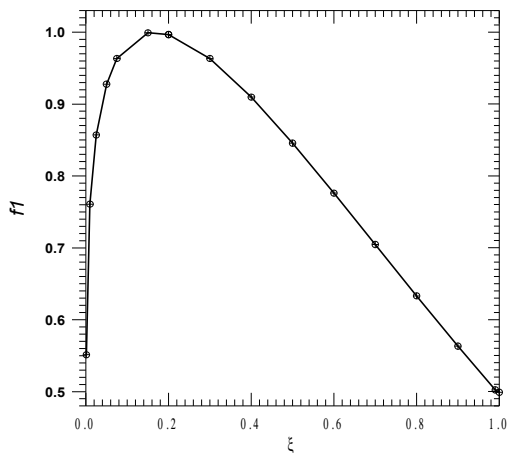


Figure 3

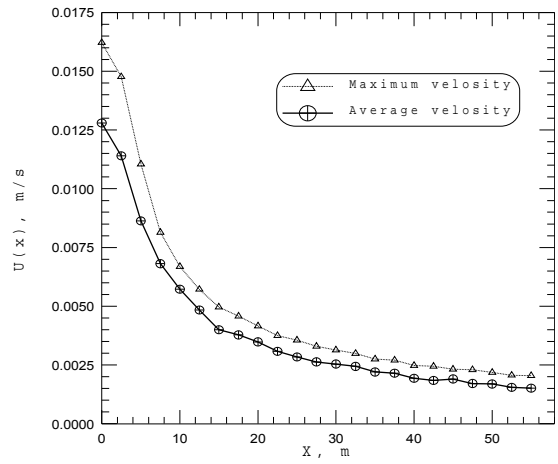


Figure 4

With accepted similarity of crosswise velocity and pressure distribution, the equations 2-5 are solved. Second integrals in (1) and (3) are solved using approximation of the solution for air leak velocity distribution in the zone $X \in (0,70) \cup Y \in (0,15)$, obtained on the main flow model [5]. Average and maximum velocity profiles are shown on fig.4, whereof characteristic factors in (2) and (3) have values, as follows:

- Boussineq factor $\beta = \bar{u}_2 / u_{2\max} = 0.64$;
- Coriolis factor $\beta = \bar{u}_2^2 / u_{2\max}^2 = 0.8$.

After transformation of the four (2-5) integral equations, the following system results:

$$\begin{cases} (9) \\ A_{21}\bar{y}_2\bar{u}_m^2 + A_{22}\bar{y}_2\bar{u}_m + A_{23}\bar{y}_2\Delta\bar{p} + A_{24}\bar{y}_2 = A_{25} \\ (10) \end{cases}$$

$$\frac{d}{dx} [A_{31}\bar{y}_2\bar{u}_m^3 + A_{32}\bar{y}_2\bar{u}_m\Delta\bar{p}] + A_{33}\bar{y}_2\bar{u}_m^2 + A_{34}\bar{y}_2\bar{u}_m + A_{35}\bar{y}_2\bar{u}_m^3 = 0 \quad (11)$$

$$\bar{y}_2\bar{u}_m\bar{\kappa}_m = A_{41} \quad (12)$$

where dimensionless values are unknown:

- ◆ Maximal velocity of main N-jet - $\bar{u}_m = u_m / u_{10}$
- ◆ Jet width - $\bar{y}_2 = y_2 / B$

- ◆ Maximal pressure difference - $\Delta\bar{p} = \frac{P_m - P_2(x)}{\rho u_{10}^2}$

- ◆ Maximal nitrogen concentration - $\bar{\kappa}_m(x)$,

Valid for any cross section of the jet flow along X. Coefficients A_{ij} and integrals θ_{mn} therein are given in the denotation list.

Equations 9-12 are of different types and direct solution of the system is not possible. Moreover, the third equation is a differential one in respect of $\Delta\bar{p}$. The equation system (9-12) is solved by consecutive iterations in respect of unknown parameters and alternating exchange of unknown values with approximate values resulting from previous iterations/equations. First, we express \bar{y}_2 from (9) and substitute the resulting expression including \bar{u}_m in (10). The latter is solved as a square power equation in respect to \bar{u}_m and thus its first approximation is obtained. The approximate

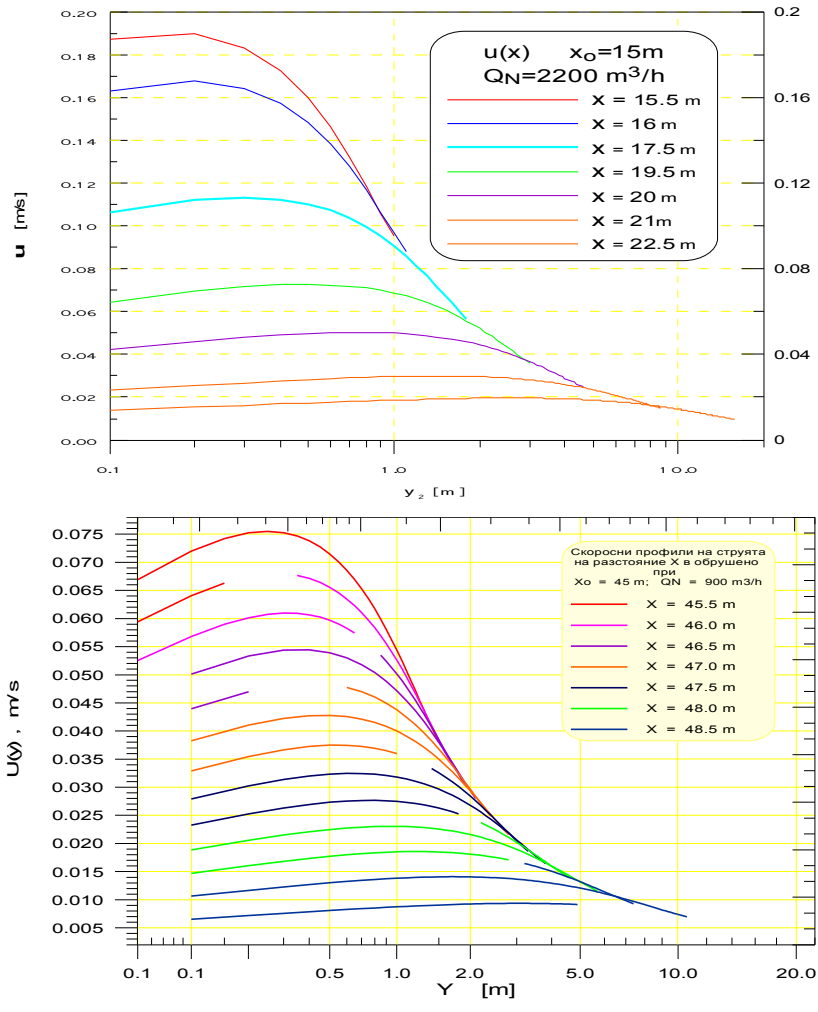


Figure 5. Velocity profiles during N-injection of Q_N at depth X_0

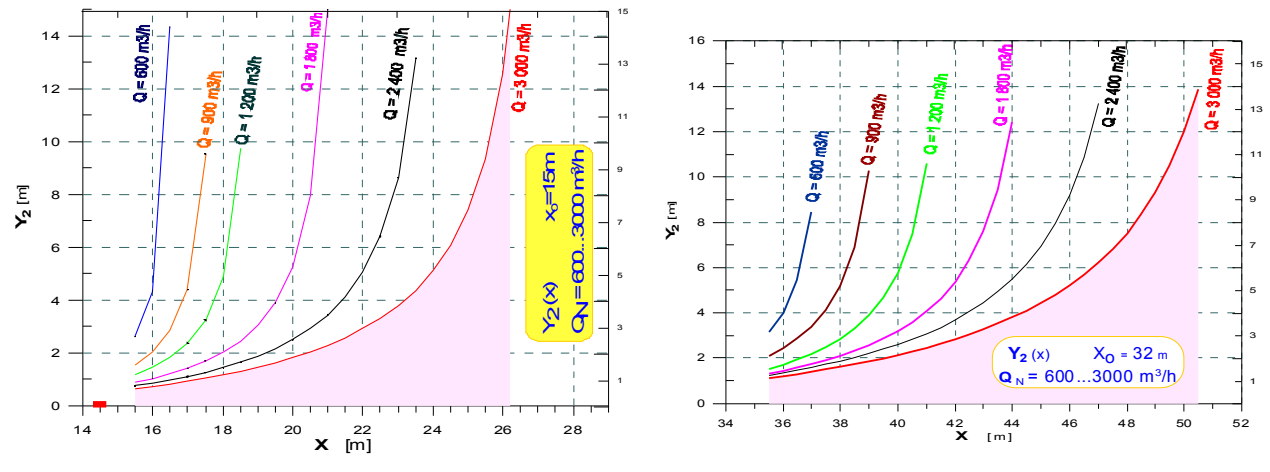


Figure 6. N-jet expansion Y_2 during injection of Q_N at depth X_0

values of \bar{u}_m and \bar{y}_2 are substituted in (11) and this is numerically solved for $\Delta \bar{p}$. Resulting values are substituted back in source equations and the procedure is repeated until the required accuracy for \bar{u}_m is achieved. The solution of (9-

12) follows flow direction in steps of $\Delta \bar{x} = 1$ until the set expansion zone $y_2 = B$ is achieved by means of NitroJet software [6].

EXPERIMENTAL RESULTS

Numerical experiments were carried out for retreat longwall face. Face length is $L_f = 100\text{ m}$, extracted seam thickness is $m = 3\text{ m}$. Ventilation air flow is $Q_t = 8\text{ m}^3/\text{s}$ with methane concentration $C_{in} = 0.2\%$. Of this flow, $Q_l = 0.892\text{ m}^3/\text{s}$ leak into the gob. Methane of l is released in the gob and carried out by air leakages ($Q_l + Q_m$) in the tailgate section of the face. Gob resistance varies as described in [1].

At these initial modeling conditions, variation of N-jet parameters is studied with injection rates Q_N from $600\text{ m}^3/\text{h}$ to $3000\text{ m}^3/\text{h}$, at six-level variation (0.17, 0.25, 0.33, 0.5, 0.61 и $0.83\text{ m}^3/\text{s}$); and injection into the gob along intake road at depths of x_N (fig.1) 15m, 25m, 35m и 45 m .

The wide variation range of injection parameters was chosen to obtain general conclusions and trends for N-jet distribution [2,6]. Within the framework of research [6], some results whereof are presented herein, 24 variants were solved in the above-shown variation range for x_N and Q_N . Some modeling results are shown on fig. 5 – fig.8.

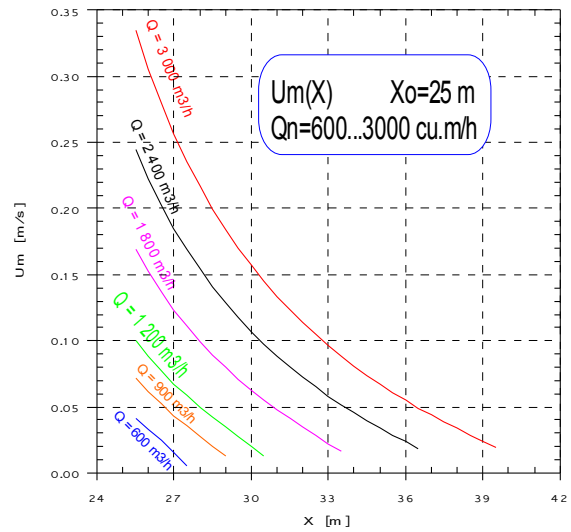
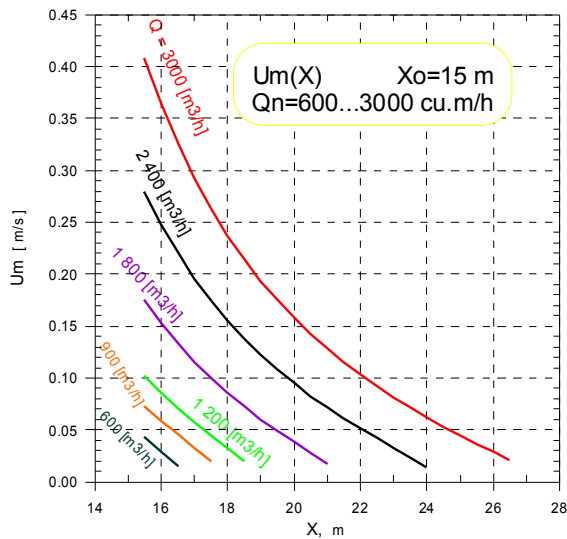


Figure 7. Maximal jet velocity variation

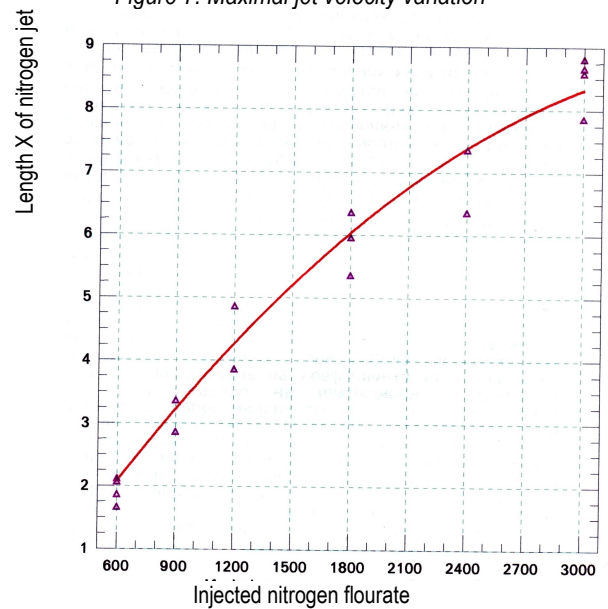


Figure 8. Nitrogen jet length

DISCUSSION

Research of nitrogen jet distribution in porous environment should provide answers to the following important issues:

- ⇒ Variation of main hydrodynamic parameters – velocity and expansion of jet flow; impact of variable porous characteristics, of main airflow and its initial velocity, on the resultant jet flow;
- ⇒ Distributions of nitrogen jet velocity and concentration at jet section end. These distributions are boundary conditions for investigation of N-jet impact in the remaining larger gob portion;
- ⇒ Efficiency of inertization with the method presently employed. The negative answer to this issue would require looking for alternative decisions in order to

optimize technology including decisions that allow combined use of other methods for prevention and extinguishing of sponcom gob fires.

Variation of main hydrodynamic jet flow parameters. In the above-resolved variants, nitrogen flow is 18.4% to 93.5% of air leakage flow into gob area. Initial N-jet outflow velocity at injection tube end varies from 21 m/s to 106 m/s. Immediately after leaving the pipe, the jet hits the porous environment at a height of 1 m from gob floor and the velocity is sharply reduced whilst expanding in width and height. Numerical experiments show leap-wise expansion until the first 5 injector diameters ($5b_0$) in flow direction

Jet expansion along gob height (z) takes place a lot faster that along gob area because of the resistance around the intake gate pillar ($y=0$ on fig.1). On completion of expansion in height, maximal velocity is reduced to 7...35 m/s, for injected quantities of Q_{N_2} . This reduction is accompanied by significant and fast increase of static pressure thus making injection of large nitrogen quantities near the face inefficient. This inefficiency involves premature outflow of injected nitrogen from the gob before the atmosphere has been neutralized. Such outflow ("shortcut") practically takes place in the first third of face length. Injected nitrogen can not reach even the danger zone [2,6] in the vicinity of gob balance line. Another inefficiency of large volume injecting is related to the ejection phenomenon involved in outflow of high-velocity jet. Area expansion of the nitrogen jet (fig.6), semi-restricted by the intake gate pillar ($y=0$ on fig.1) ends at 15 to 80 injector diameters in flow direction. Considering flow filtration nature and the relationship between environment porosity ε and extracted seam thickness, we believe that seam thickness is the more important factor. In relation to seam thickness, jet decomposition takes place at 0,55.m 2,93.m, where "m" is extracted seam thickness.

Semi-restricted nitrogen jet in the porous gob environment (fig.8) disintegrates a lot faster than a similar jet in free air and in main flow [6]. On the other hand, the jet disintegrates less but slower in non-uniform environment than in uniform one ($d_e = \text{const}$ and $\varepsilon = \text{const}$). This can be explained by naturally varying characteristics of porous environment presented in the flow model by α_{xy} and β_{xy} . In the expansion zone, filtration resistance is increasing faster crosswise than longitudinally that is why the expansion (fig.6) takes place significantly slower that in uniform porous environment. This is the reason why the jet disintegrates more slowly in natural non-uniformity. Velocity profiles on fig. 5 show displacement of maximal velocity from 0.1m to 2m from restricting pillar. At jet flow end, velocity is approximately 1 cm/s, i.e. significantly higher than undisturbed main flow velocity in the same profile.

With increase of initial nitrogen outflow velocity, the rate of maximal velocity reduction also increases (fig.7). The graph clearly show the impact of viscous and inertia losses in porous environment on these changes. Maximum velocity reduction shown on the figures, is almost linear for small quantities

$Q_N=600 \text{ m}^3/\text{h}$ and $Q_N=900 \text{ m}^3/\text{h}$ and parabolic at $Q_N=3000 \text{ m}^3/\text{h}$. The curves on the figures follow from numerical modeling without additional approximation. Deeper into the gob ($x_0 \uparrow$) maximal velocity $U_m(x)$ reduction rate slows down (fig.7). Gob compaction, through change of ε , increases α_{xy} and β_{xy} . This leads to increase in outflow velocity but also to significantly greater pressure losses in flow direction. As a result, maximal velocity reduction rate $\frac{dU_m}{dx}$ slows down (fig.7).

With injected quantity increased, jet expansion angle decreases (fig.6). However, velocity gradient increases, between jet and main flow in the hydrodynamic boundary layer. This is one precondition for jet ejection factor increase. With injector lagging behind face retreat ($x_0 \uparrow$), gob resistance increases ($\alpha_{xy} \uparrow, \beta_{xy} \uparrow$) behind outflow point ($x > x_0$). Additional ejection of air from nitrogen jet, due to increase of outflow velocity, is an adverse effect, which, in addition to causing inert substance concentration decrease, also slows down main filtration flow outside jet distribution zone ($x_0 \dots B$). As a result, in the adjacent zone ($B < x < 0.5L_f$), heat exchange conditions favoring sponcom become significantly better.[6].

CONCLUSIONS AND RECOMMENDATIONS

Advantages and weak points of employed injection method.

Injection method – through a single pipe left in the gob at a height of 1 m above floor, has the following advantages:

- ⇒ In jet influence zone, oxygen concentration remains low thus preventing and suppressing coal oxidation;
 - ⇒ The jet provides convective cooling to coal due to temperature gradient and high outflow velocity;
 - ⇒ high outflow velocity ensures deeper penetration of nitrogen along gob contour, which is very important because of the coal left in pillars until first roof break;
 - ⇒ simple injecting equipment.
- The major weak points of conventional injection method, borrowed from Charbonnage de France, are as follows:
- ⇒ air ejection from the N-jet has adverse effect on injection both near the face and in gob depth;
 - ⇒ nitrogen backflow during injection near the face (small x_0) in large quantities (Q_N);
 - ⇒ high-velocity nitrogen outflow (w_{10}) leads to excessive coal drying in the jet influence zone. It could be assumed that such drying causes micro-fissures and additional structural damage of coal;

⇒ jet zone covers a too small portion (2-6%) of gob area, making jet suppression of sponcom fires with increased nitrogen quantities Q_N non- cost effective. Attempts for nitrogen quantity increase become ridiculous where coal is left throughout the entire gob area and particularly where $y < 1/3L_f$ - i.e. 1/3 of face length adjacent to intake gate;

⇒ it becomes inherently impossible to discontinue nitrogen injection without undertaking any other fire prevention measures. Any termination of nitrogen injection impacts negatively jet influence zone wherein:

- the temperature rises most
- convective heat transfer radically worsens because of manifold reduction of velocity and temperature gradient;
- coal is most dried up thus shortening the sponcom time- the stage of moisture evaporation[8] is missed.

Lack of theoretical and field research on nitrogen distribution is the reason why in recent year inertization has been thought a panacea for oxidation process suppression. Though such thinking has been refuted many times, it still exists in Babino Mine. Increase of nitrogen injection, even to hazardous quantities leading to oxygen deficiency in the face, has caused more than once isolation of mining areas rather that prevention of sponcom.

Efficient change of nitrogen injection mode.

Not all weak point can be avoided. Some of those are inherent to nitrogen injection method. Others, however, can be minimized and even avoided as shown in [6] and evidenced by the results from numerical experiments of jet distribution. First, it is necessary to reduce initial nitrogen outflow velocity w_{10} . This can be accomplished by:

⇒ injection through several pipes (increase of jet number).
The issues of pipe rotation has also been analyzed as alternative;

⇒ linear distribution of outflow;

⇒ area distribution of outflow;

Possible technology solutions are merit listed in [6]. A variant was selected based on comparative analysis, theoretical and practical considerations. Possibilities were also taken into account of combined application of other methods for sponcom prevention and suppression. On the basis of such analysis, in [6] an injector configuration is proposed along intake road. The proposed configuration ensures outflow velocity w_{10} decrease via splitting nitrogen quantity Q_N into three jets and locating outflows along height (z) and length (x_0). This in turn ensures three-phase increase of gradient ($u_{10}-u_{20}$) between jet and main flows with sufficient horizontal and vertical spacing of injector holes for more uniform velocity. Three-phase injection is an important precondition for reducing jet and main flow mixing distance. Hole location promotes three-phase static pressure increase, this pressure being the highest at the most remote injector from caving line. This injector is subjected to load from previous two pressure phases thus preventing air injection from face junction ($x=0,y=0$) with air intake gate.

Moreover, injection zone processing should be mandatory prior to and after injection. Prior to injection, foam pulp may be applied, and after injection - foaming substances' injection or flooding with pulp depending on gob incline in the pillar area and injection depth. The opportunity for more efficient foam pulp and pulp injection is an important advantage of three-point nitrogen injection.

Changes in nitrogen injection mode are necessary in terms of injection start point and quantity. Our research shows that injection at $x_0 < 15m$ is inadmissible, and at $x_0 = 20 m$ - undesirable of quantities $Q_N > 1200 m^3 / h$.

The model allows optimization of nitrogen injection parameters in the jet flow zone. Model solution is applied successfully for specifying boundary and initial conditions in the nitrogen flow distribution model in the main air leakage flow [2], the latter model supplementing the nitrogen inertization picture for the entire gob area.

DENOTATIONS

$$A_{11} = \varphi_{10}$$

$$A_{12} = -\bar{u}_2$$

$$A_{13} = \bar{b}_0 + (1 - k_1 x_0)(1 - b_0)m - \bar{u}_2$$

$$A_{21}(1 + \beta_x)\varphi_{11} \quad A_{22} = \frac{\alpha_x \varphi_{10} v}{u_{10}}$$

$$A_{25} = \bar{b}_0 + (1 - k_1 x_0)(1 - b_0)m^2 - 0.64 \bar{u}_2^2 - \tau_o \bar{x}$$

$$A_{23} = -\varphi_{p1}$$

$$A_{24} = -0.64 \bar{u}_2^2$$

$$A_{31} = \varphi_{12}$$

$$A_{32} = 2\varphi_{21}\alpha \quad A_{33} = 2\frac{v}{u_{10}}\varphi_{22}$$

$$A_{34} = \varphi_{11} \frac{v \alpha_x}{u_{10}}$$

$$A_{35} = \varphi_{12} \beta_x$$

$$A_{41} = \frac{1}{\varphi_x} \bar{b}_0 \frac{\rho_a}{\rho_g}$$

$$\varphi_{10} = \int_0^1 f_1 d\xi = 0.795 \quad \varphi_{11} = \int_0^1 f_1^2 d\xi = 0.560 \quad \varphi_{12}$$

$$= \int_0^1 f_1^3 d\xi = 0.565 \quad \varphi_{21} = \int_0^1 f_1 f_p d\xi = 0.450$$

$$\varphi_{22} = \int_0^1 \left[\frac{\partial}{\partial \xi} (f_1) \right]^2 d\xi = -0.738 \quad \varphi_p = \int_0^1 f_p d\xi = 0.500$$

$$\varphi_x = \int_0^1 f_1 \sqrt{f} d\xi = 0.524 \quad f = \left(1 - \xi^{\frac{3}{2}} \right)^2$$

$$\alpha_x = \begin{cases} \text{за } 0 \leq x_0 \leq 10 \Rightarrow \alpha_x = 2615938 \\ \text{за } x > 10 \Rightarrow \alpha_x = 1,57 \otimes 10^6 + 161132 \otimes x_0 - \\ - 3372,76 \otimes x_0^2 + 34,069 \otimes x_0^3 - 0,128 \otimes x_0^4 \end{cases}$$

$$\beta_x = \begin{cases} \text{за } 0 \leq x_0 \leq 10 \Rightarrow \beta_x = 895,4167 \\ \text{за } x_0 > 10 \Rightarrow \beta_x = 78,876 + 126,329 \otimes x_0 - \\ - 1,35163 \otimes x_0^2 + 0,0596 \otimes x_0^3 \end{cases}$$

$$\text{erf}(0.68\xi) = 0.7675\xi - 0.1183\xi^3 + 0.0164\xi^5$$

REFERENCES

Michaylov M., E. Vlasseva. Modeling of Methane Distribution in a Gob Area of Coal Face. Proceeding of 1st International Symposium of Mine Environmental Engineering, Turkey, July 1996.

Michaylov M., E. Vlasseva. Modelling of Gob Inertization with Nitrogen, 8th US Mine Ventilation Symposium, June 11-17 1999, Rolla Missouri.

Луицянский Л.Г. Механика жидкости и газа. М.Наука. 1987.
Маджирски В. Гидродинамика. София. Техника, 1995.

Michaylov M., E. Vlasseva. Моделиране на разпределението на метан в обрушеното пространство. Доклад 3.2 по дог.123-3 "Теоретични изследвания върху ендегенната пожароопасност на обрушеното пространство". Архив НИС на МГУ, декември 1997.

Michaylov M., E. Vlasseva. Моделиране на разпространението на азот в обрушеното пространство-експерименти за определяне на благоприятното място и режим на инжектиране. Доклад 3.3 по дог.123-3 "Теоретични изследвания върху ендегенната пожароопасност на обрушеното пространство". Архив НИС на МГУ, септември 1998.

Теория турбулентных струй. Под.ред. Абрамовича Г.Н. М.Наука, 1984.

Markov Chr., M. Michaylov, (1989), Study of Self-heating Liability of Coal Seams of Bobov Dol Coal Field. *NITI "Minproject" RI, v. XXVII.*

*Recommended for publication by Department of
Mine Ventilation and Occupational Safety, Faculty of Mining Technology*