

Marian Branny*

NUMERYCZNA SYMULACJA PROCESU WENTYLACJI W WYROBISKACH ŚLEPYCH**

1. Wstęp

W kopalniach LGOM do wybierania złoża miedzi stosowany jest system komorowo-filarowy. Eksploatacja polega na rozcinianiu złoża pasami i komorami na filary technologiczne. Komory drażone są prostopadle do linii frontu, a ich długości zwykle wynoszą 25÷30 m. Przdki przewietrzane są wentylatorami wolnostrumieniowymi instalowanymi na wlotach do komór. Obowiązujące wytyczne stosowania wentylatorów wolnostrumieniowych [19] określają warunki ich zabudowy oraz wymagane parametry. Przepisy te są wynikiem wieloletnich doświadczeń zdobytych w trakcie użytkowania tych wentylatorów, jak również efektem prowadzonych prac badawczych nad mechanizmem rozprzestrzeniania się strug powietrza [1, 11, 13–15].

Do wyznaczania parametrów charakteryzujących przepływ powietrza w komorze można wykorzystać technikę bazującą na metodach CFD (*Computational Fluid Dynamics*). W modelach CFD rozwiązuje się metodami numerycznymi układ równań różniczkowych ciągłości, zachowania pędu i energii, uzyskując w efekcie rozkłady prędkości, ciśnienia, temperatury i stężeń domieszek gazowych w przewietrzanym obiekcie. Trójwymiarowy i turbulentny charakter przepływu narzuca odpowiednie wymagania dla wykorzystywanego modelu matematycznego.

2. Modelowanie numeryczne pola prędkości przepływu i stężenia gazów w obszarze ograniczonym

Podstawowym narzędziem stosowanym do opisu ruchu płynów jest układ równań bazujący na zasadach zachowania masy i pędu. Dla przepływów turbulentnych stosuje się układ złożony z równań ciągłości i Reynoldsa.

* Wydział Górnictwa i Geoinżynierii, Akademia Górniczo-Hutnicza, Kraków

** Opracowanie wykonano w ramach pracy statutowej nr 11.11.100.850

Gdy rozważany jest płyn nieściśliwy, wówczas równania uśrednionego przepływu turbulentnego przyjmują postać [4, 5, 7]:

$$\frac{\partial \bar{v}_i}{\partial x_i} = 0 \quad (1)$$

$$\frac{d\bar{v}_i}{dt} = -\frac{\partial(p/\rho + 2/3k)}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[(\mathbf{v} + \mathbf{v}_t) \left(\frac{\partial \bar{v}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{v}_j}{\partial x_i} \right) \right] \quad (2)$$

gdzie:

$$\frac{d}{dt} = \frac{\partial}{\partial t} + \bar{v}_j \frac{\partial}{\partial x_j} \quad \text{— operator pochodnej substancjonalnej,}$$

- \bar{v}_i — składowa uśredniona wektora prędkości liniowej ośrodka [m/s],
- t — czas [s],
- p — lokalne ciśnienie [Pa],
- k — energia kinetyczna turbulencji [m^2/s^2],
- \mathbf{v}, \mathbf{v}_t — kinematyczny współczynnik lepkości, odpowiednio, molekularnej i turbulentnej [m^2/s],
- x — współrzędna układu kartezjańskiego [m],
- $i = 1, 2, 3$ — wartości indeksu przyporządkowane poszczególnym zmiennym przestrzennym.

W dwurównaniowym modelu k - ε turbulentny współczynnik lepkości wyznaczany jest z relacji

$$\mathbf{v}_t = C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon} \quad (3)$$

gdzie:

- C_μ — bezwymiarowa stała modelu turbulencji (= 0,09),
- ε — szybkość dysypacji kinetycznej energii turbulencji [m^2/s^3].

Kinetyczna energia turbulencji k i dysypacja kinetycznej energii turbulencji ε wyznaczana jest z odpowiednich równań transportu [4, 6, 7]:

$$\frac{dk}{dt} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mathbf{v} + \frac{\mathbf{v}_t}{\delta_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + \mathbf{v}_t \left(\frac{\partial \bar{v}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{v}_j}{\partial x_i} \right) \frac{\partial \bar{v}_i}{\partial x_j} - \varepsilon \quad (4)$$

$$\frac{d\varepsilon}{dt} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mathbf{v} + \frac{\mathbf{v}_t}{\delta_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right] - C_{\varepsilon 1} \frac{\varepsilon}{k} \mathbf{v}_t \left(\frac{\partial \bar{v}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{v}_j}{\partial x_i} \right) \frac{\partial \bar{v}_i}{\partial x_j} - C_{\varepsilon 2} \frac{\varepsilon^2}{k} \quad (5)$$

gdzie: $\delta_k, \delta_\varepsilon, C_{\varepsilon 1}, C_{\varepsilon 2}$ — bezwymiarowe stałe modelu.

Dla przepływu turbulentnego równanie nieustalonego transportu składników chemicznych ma postać

$$\frac{d\bar{c}}{dt} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[(D + D_t) \frac{\partial \bar{c}}{\partial x_j} \right] + S_c \quad (6)$$

gdzie:

- \bar{c} — czasowo uśrednione stężenie składnika mieszaniny gazowej [m^3/m^3],
- D, D_t — odpowiednio molekularny i turbulentny kinematyczny współczynnik dyfuzji składników zanieczyszczających w mieszaninie gazowej [m^2/s],
- S_c — szybkość wydzielania składnika zanieczyszczającego (człon źródłowy) [m^3/s].

Współczynnik dyfuzji turbulentnej D_t [m^2/s] wyraża się za pomocą korelacji prędkościowo-stężeniowych $v'_j c'$. Wielkość ta, podobnie jak ma to miejsce w przypadku kinematycznego współczynnika lepkości turbulentnej, może przekraczać o kilka rzędów wielkości swój odpowiednik molekularny D . Najprostsza ze znanych hipotez zamykających umożliwia obliczenie wartości D_t w oparciu o analogię. Zgodnie z wymienioną analogią wartość tzw. **turbulentnej liczby Schmidta** definiowanej jako $Sc_t = \nu_t / D_t$ wynosi 0,9 [12].

Warunki brzegowe

Zarówno prędkość, jak i kinetyczna energia turbulencji na nieruchomych powierzchniach stałych jest równa zero, wobec czego

$$\bar{v} = 0, \quad k = 0 \quad (7)$$

Na powierzchniach wlotowych osrodka zapisuje się warunki brzegowe pierwszego rodzaju zarówno dla pola prędkości, jak i dla kinetycznej energii turbulencji, jej dysypacji oraz koncentracji składnika mieszaniny gazowej, które można przedstawić w następującej uogólnionej postaci

$$\varphi = \varphi_{in} \quad \text{na powierzchni wlotowej} \quad (8)$$

gdzie $\varphi \equiv \bar{v}_i, k, \varepsilon, \bar{c}$.

W przekroju wylotowym wprowadza się warunki pełnej stabilizacji hydrodynamicznej, a mianowicie

$$\frac{\partial \varphi}{\partial x_1} = 0 \quad (9)$$

gdzie:

- $\varphi \equiv \bar{v}_i, k, \varepsilon, \bar{c}$,
- x_1 — współrzędna przestrzenna poprowadzona równolegle do osi korytarza [m].

Odrębny problem stanowią warunki brzegowe dla ciśnienia p oraz dla dysypacji energii kinetycznej turbulencji ε . W przypadku przepływu w pełni rozwiniętego wewnątrz korytarza prostoosiowego pole prędkości czasowo uśrednionej jest jednowymiarowe $\bar{v}_1 = \bar{v}_1(x_2, x_3)$, $\bar{v}_2 \cong \bar{v}_3 \cong 0$.

Z równania (2) wynika zatem, że

$$\frac{\partial p}{\partial x_2} \cong \frac{\partial p}{\partial x_3} \cong 0 \quad \text{oraz} \quad \frac{\partial p}{\partial x_1} \cong \text{const} < 0 \quad (10)$$

co oznacza, że w bliskim sąsiedztwie przekroju wylotowego ciśnienie maleje liniowo w kierunku wylotu, zaś w płaszczyźnie przekroju poprzecznego pozostaje stałe. Uzasadnia to przyjęcie warunku brzegowego

$$p = 0 \quad (11)$$

na całej powierzchni przekroju poprzecznego otworu wylotowego.

Na powierzchniach stałych dla równania (6) przyjmuje się warunek brzegowy drugiego rodzaju

$$-D \frac{\partial \bar{c}}{\partial n} = 0 \quad (12)$$

gdzie n – współrzędna normalna do powierzchni [m].

Warunek brzegowy dla szybkości dysypacji ε określono w oparciu o klasyczny opis zjawisk przyściennych, w którym wykorzystuje się **uniwersalny profil prędkości**.

W przypadku symulacji numerycznej procesu niestacjonarnego $\bar{c} = \bar{c}(x_i, t)$ przyjmowano warunek początkowy o postaci

$$\bar{c}(x_i, t = 0) = c_0(x_i) \quad (13)$$

gdzie $t = 0$ – początek procesu wentylacji.

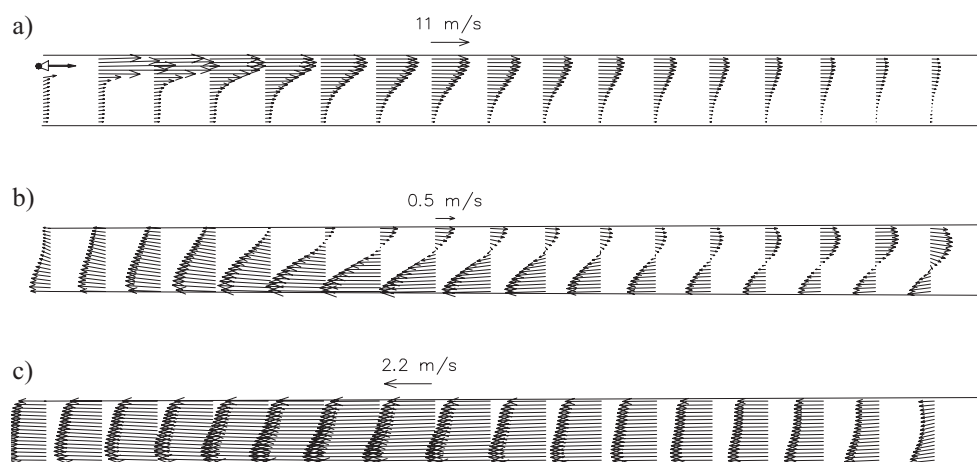
W celu uzyskania rozwiązania numerycznego (dyskretnej postaci poszukiwanych pól fizycznych) posłużono się metodą objętości kontrolnej (*Control Volume Method*) oraz techniką UPWIND przy łącznej aproksymacji członów konwekcyjnych i dyfuzyjnych występujących w tych równaniach. Rozwiązania przybliżonego układu równań (1)–(2) oraz (4)–(6) przy zadanych warunkach brzegowych poszukuje się w postaci dyskretnej przy użyciu siatki numerycznej o węzłach wzajemnie przesuniętych (*staggered grid*). W algorytmach numerycznych stosowano schemat hybrydowy. Nieliniowy układ równań dyskretnych rozwiązywano za pomocą procedury iteracyjnej SIMPLER [10]. Obliczenia wykonano przy użyciu własnych kodów obliczeniowych [2].

3. Pole prędkości w wyrobiskach ślepych przewietrzanych wentylatorem wolnostrumieniowym

Symulację numeryczną przepływu powietrza wykonano dla komory o parametrach typowych dla kopalń zagłębia miedziowego. Wentylatory wolnostrumieniowe wytwarzające

strugę o prędkości w jądrze około 40 m/s umieszczane są na wlotach do komór. Ze względów ruchowych są one najczęściej instalowane w narożach wyrobiska, w pobliżu stropu i jednego z ociosów. Przyjęto, że komora ma kształt prostopadłościanu o wymiarach 5,0×2,0×27 m. Wentylator WOO-63 zainstalowany jest w odległości 1 m od ociosu oraz 0,75 m od stropu. W rozwiązaniu numerycznym stosowano niejednorodną siatkę o wymiarach 150×38×32 węzłów, czyli średni wymiar komórki elementarnej wynosił 0,25×0,15×0,13 m. W początkowym etapie obliczeń stosowano rzadką siatkę złożoną z 76×20×17 węzłów, a po osiągnięciu dokładności wyrażonej przez maksymalny moduł z diwergencji dla każdej komórki wynoszący 0,01 s⁻¹ korzystano z siatki o podwojonej liczbie węzłów. Stabilność rozwiązania kontrolowano również poprzez wyznaczanie w kolejnych iteracjach maksymalnych różnic zmiennych w węzłach oraz przez obliczanie strumienia objętości w przekrojach poprzecznych wyrobiska.

Wyznaczone pola prędkości prezentowane są w postaci rzutów na wybrane płaszczyzny pionowe (x_1-x_3) i przedstawione na rysunku 1. Strumień powietrza płynie do przodka wzdłuż ścian wyrobiska, przy których umieszczony jest wentylator, natomiast strumień powrotny – wzdłuż ścian przeciwnych.



Rys. 1. Pole prędkości w rzucie na płaszczyznę x_1-x_3 : a) $x_2 = 4$ m; b) $x_2 = 2,5$ m; c) $x_2 = 1$ m

Ilość powietrza płynącą w kierunku czoła przodka można wyznaczyć ze wzoru

$$Q_i = \sum_k \sum_j (|\bar{v}_1(i, j, k)| + \bar{v}_1(i, j, k)) \frac{\Delta S_i(i, j, k)}{2} \quad (14)$$

gdzie:

- i, j, k — numery węzłów,
- \bar{v}_1 — składowa prędkości w kierunku osi x_1 ,
- $\Delta S_i(i, j, k)$ — pole powierzchni ścianki elementarnej komórki w płaszczyźnie x_2-x_3 .

W początkowym etapie rozwoju strugi wydatek przepływu liczony wzorem (14) wzrasta. Maksymalna ilość powietrza przepływa przez przekrój strugi w odległości 7÷8 m od wylotu z dyfuzora i jest około dwa i pół razy większa od wydatku wentylatora. W odległości 17÷18 m od wentylatora strumień objętości transportowany w kierunku czoła przodka jest równy wydatkowi wentylatora. Ta strefa wyrobiska charakteryzuje się intensywnym mieszaniami powietrza. Ilość recyrkulującego powietrza w znacznej jej części przekracza wydatek wentylatora. Maksymalna prędkość powietrza w odległości 2 m od czoła przodka wynosi około 3,2 m/s.

4. Zagrożenia gazami toksycznymi

4.1. Źródła gazów toksycznych

W kopalniach rud miedzi głównymi źródłami gazów toksycznych są roboty strzałowe z użyciem materiałów wybuchowych oraz silniki spalinowe w urządzeniach mechanicznych. Do urabiania rudy w komorach eksploatacyjnych stosuje się materiały wybuchowe, w wyniku czego powstaje duża ilość gazów postrzałowych. Oszacowanie czasu niezbędnego do rozrzedzenia gazów szkodliwych do poziomu określonego przepisami ma podstawowe znaczenie dla bezpieczeństwa załogi. Maszyny wyposażone w silniki spalinowe są obecnie powszechnie stosowane w zagłębiu miedziowym przede wszystkim z uwagi na ich własności ruchowe, elastyczność i wydajność. Rodzi to jednak konkretne problemy w zapewnieniu odpowiednich warunków wentylacyjnych związanych z rozcieńczaniem gazów spalinowych i cząstek stałych oraz odprowadzeniem ciepła będącego efektem pracy tych maszyn.

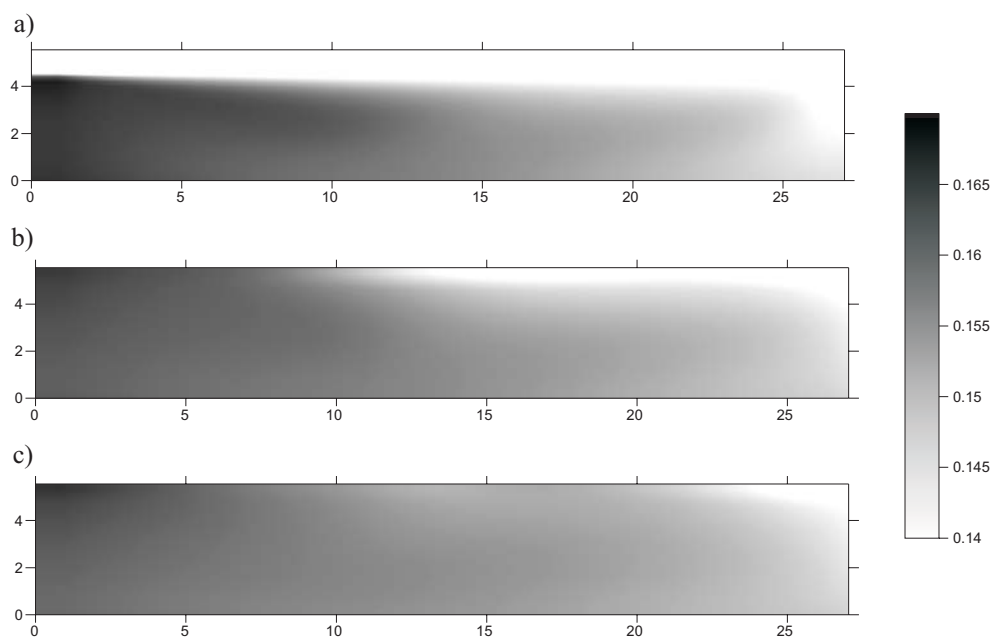
4.2. Zagrożenie gazowe wynikające z prowadzenia robót strzałowych

Przyjmuje się [17], że z 1 kg materiałów wybuchowych wydziela się 60÷100 m³ gazów. Skład gazów powybuchowych zmienia się w szerokim zakresie. Zazwyczaj zakłada się, że stężenie CO w gazach postrzałowych wynosi 1%. Stąd wynika, że z 1 kg MW powstaje 100 litrów CO. W chwili wybuchu wyrobisko zostaje momentalnie wypełnione gazowymi produktami detonacji.

Ilość jednorazowo używanego materiału wybuchowego zależy od rodzaju MW, własności wytrzymałościowych skał oraz wymiarów geometrycznych wyrobiska. W warunkach typowych dla kopalń miedzi, przy urabianiu złoża o średniej miąższości, jednorazowo używa się kilkudziesięciu kilogramów dynamitu skalnego. Przykładowo, przy wymiarach poprzecznych komory 5,0×(3,5÷4,0) m maksymalny ładunek MW w przodku wynosi 75 kg.

O intensywności wentylacji świadczy między innymi szybkość usuwania szkodliwych składników gazowych z przewietrzanego obiektu. Dla prześledzenia tego procesu przyjęto, że wyrobisko zostało wypełnione gazami postrzałowymi, które idealnie wymieszały się z powietrzem, tworząc w chwili początkowej jednorodne pole stężeń. Drogą numeryczną wyznaczono czasoprzestrzenne zmiany stężenia CO w wyrobisku przewietrzanym wentylatorem wolnostrumieniowym przy przyjętym, zerowym poziomie stężenia CO w powietrzu

dopływającym. Obliczenia wykonano dla komory w wymiarach $5,5 \times 4,0 \times 27,0$ m. Przyjęto, że w przodku odpalono 75 kg dynamitu skalnego. Przy tej ilości MW długość strefy odrzutu gazów postrzałowych wynosi około 30 m [17]. Jeżeli przyjmie się, iż z 1 kg MW wydziela się $0,1 \text{ m}^3 \text{ CO}$, to wówczas stężenie początkowe w komorze 27-metrowej wyniesie 1,3% CO (obj.). Wynika stąd, że dla osiągnięcia granicznej wartości określonej przez NDSCh stężenie to należy obniżyć o dwa rzędy wielkości, natomiast by uzyskać wielkość dopuszczoną przez NDS – o trzy rzędy.



Rys. 2. Rozkład znormalizowanego stężenia CO po 5 min przewietrzania w przekrojach poziomych: a) 0,6 m od spągu; b) 1,3 m od spągu; c) 0,5 m od spągu

Na rysunku 2 przedstawiono rozkłady znormalizowanego stężenia CO dla trzech wybranych przekrojów poziomych (x_1-x_2) komory uzyskane po 5 min przewietrzania. Najwyższe stężenia występują w strefie początkowej, tzn. w prądzie wylotowym powietrza z wyrobiska ślepego. Świadczy to o intensywnym przewietrzaniu przodka i jest cechą charakterystyczną skuteczną wentylację.

Można przyjąć, że minimalny odstęp czasu, jaki powinien być zachowany pomiędzy strzelaniem a podjęciem innych prac w przodku, dla komór o długościach dochodzących do 30 m wynosi 30 min. W kopalniach LGOM przerwa czasowa pomiędzy wykonaniem robót strzałowych a wejściem załogi do przodka wynosi 2÷3 godz. Wynika stąd, że przewietrzanie komór wentylatorami wolnostrumieniowymi skutecznie eliminuje zagrożenia gazowe powodowane robotami strzałowymi.

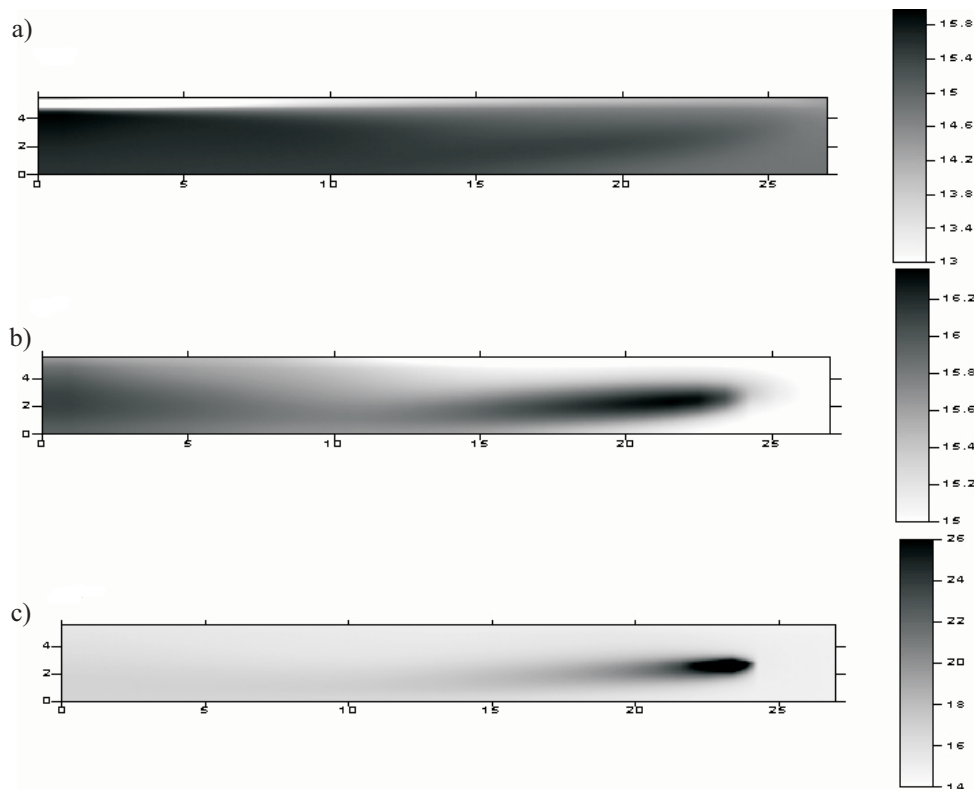
4.3. Zagrożenie gazowe powodowane przez pracujące maszyny z silnikami spalinowymi

W gazach spalinowych występują zarówno produkty pełnego i niepełnego spalania paliwa, jak i inne związki wytwarzane ze składników powietrza pobieranego przez silnik. Ilościowy skład gazów spalinowych zmienia się w szerokim zakresie i zależy między innymi od cech konstrukcyjnych silnika, warunków pracy, obciążeń i prędkości obrotowej [16]. Spośród wielu składników gazów spalinowych silników wysokoprężnych przedmiotem największej uwagi są tlenki węgla, azotu i siarki, węglowodory i cząstki stałe. Najwyższe dopuszczalne stężenia objętościowe (NDS) niektórych składników atmosfery kopalnianej wynoszą: CO – 26 ppm, CO₂ – 1,0%, NO₂ – 2,6 ppm, SO₂ – 7,5 ppm, części stałe 2 lub 4 mg/m³ w zależności od zawartości krzemionki. W spalinach nierozrzedzonych dopuszczalne stężenie CO wynosi 700 ppm.

Według [3] przeciętna ilość paliwa zużywana przez silniki Diesla waha się w granicach 0,24÷0,29 kg paliwa/godz. kW. Przyjmuje się, że z 1 kg paliwa powstaje 5÷15 m³ spalin, przy zużyciu powietrza w ilości 5÷15 m³ [9, 11, 18]. Korzystając z przytoczonych wielkości, można oszacować ilość emitowanych gazów spalinowych (nie rozcieńczonych) przez silnik o określonej mocy.

Maszyny samojezdne stosowane w kopalniach LGOM-u wyposażone są w silniki wysokoprężne przeważnie o mocy 100÷200 kW. W celu prześledzenia dynamiki zmian stężeń gazów emitowanych przez pracujący silnik przyjęto, że źródło zanieczyszczeń gazowych ma charakter skupiony, obejmujący kilka komórek elementarnych. Rozpatrywano warunki wentylacyjne w komorze o długości 27 m oraz przekroju poprzecznym wynoszącym 5,5×4,0 m. Symulację numeryczną wykonano dla maszyn wyposażonych w silniki o mocy 120 kW. Przyjęto, że źródło gazów spalinowych znajduje się w pionowej płaszczynie symetrii wyrobiska, w odległości 0,5 m od spągu i 3 m od przodka. Składnikiem gazowym dla którego wykonano obliczenia, był CO. Przy szacowaniu wydajności źródła przyjęto, że silniki zużywają 0,265 kg paliwa/godz. kW; z 1 kg paliwa powstaje 10 m³ spalin (gęstość spalin 1 kg/m³) o stężeniu CO wynoszącym 400 ppm. Stężenie CO w powietrzu dolotowym do komory wynosiło 9,8 ppm.

Na rysunku 3 przedstawiono obraz pola stężeń CO w trzech poziomych przekrojach komory, oddalonych od spągu o 0,5 m, 2,0 m (połowa wysokości komory) i 3,4 m (0,6 m od stropu) odwzorowujący stan atmosfery wyrobiska w 5. minucie pracy maszyny. Przeciętny czas przebywania maszyn odstawczych w przodku wynosi kilka minut. Najwyższe dopuszczalne stężenie CO przekroczone jest jedynie w pobliżu źródła zanieczyszczeń gazowych. W kierunku osi x_1 (osi podłużnej wyrobiska) w odległości 0,5 m od źródła stężenie CO wynosi 36 ppm, a w odległości 2 m maleje do 26 ppm. W dwóch pozostałych kierunkach x_2 i x_3 w odległościach od źródła nie większych niż 0,5 m rejestruje się przekroczenie NDS CO. Przy stałej w czasie wydajności źródła (ciągłej pracy silnika) stan ustalony uzyskuje się po około 15 min pracy maszyny. Po wyjeździe maszyny z wyrobiska, wymagany jest podobny okres do rozrzedzenia gazów szkodliwych do poziomu rejestrowanego w prądzie obiegowym.



Rys. 3. Rozkład stężenia CO w komorze w 5. minucie pracy silnika 120 kW w przekrojach poziomych: a) 0,6 m od stropu; b) 2,0 m od spągu; c) 0,5 m od spągu

5. Porównanie wyników obliczeń z pomiarami

Prędkość przepływu powietrza mierzono w przekrojach poprzecznych komory, oddalonych od wentylatora o 10 m, 15 m i 20 m oraz w przekroju oddalonym od czoła przodka o 2 m. Zmierzone i obliczone maksymalne i minimalne prędkości w odległościach równych 0,5 m od stropu i spągu oraz w połowie wysokości wyrobiska zestawiono w tabeli 1. Znak „+” oznacza przepływ skierowany do przodka, a „-” przepływ powrotny.

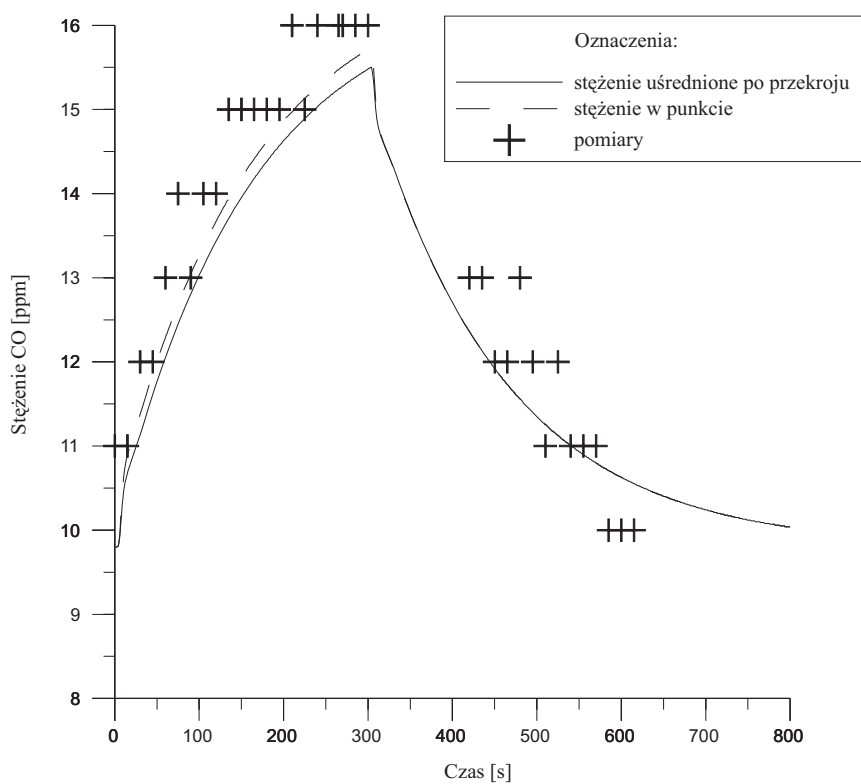
Pod względem jakościowym, wygenerowany na drodze numerycznej obraz pola prędkości odzwierciedla przepływ rzeczywisty, natomiast odnotowuje się istotne różnice ilościowe. Przyczyn tych różnic można upatrywać zarówno w uproszczeniach tkwiących w modelu teoretycznym, jak i w technice pomiaru prędkości przepływu.

W czasie pracy w przodku komory ładowarki ŁK2 wykonano pomiary stężenia CO i NO₂ w miejscu oddalonym o 10 m od rury wydechowej. Punkt pomiarowy usytuowano w osi wyrobiska w odległości 1 m od spągu, w powrotnym strumieniu powietrza. Odczytów stężeń CO i NO₂ dokonywano co 15 s w czasie pobytu maszyny w komorze i kontynuowano po jej wycofaniu. Wyniki pomiarów przedstawiono na rysunku 4.

TABELA 1

Zmierzona i obliczona prędkość przepływu powietrza

Odległość od wentylatora [m]	Odległość od spągu [m]	Prędkość przepływu [m/s]			
		maksymalna		minimalna	
		obliczenia	pomiary	obliczenia	pomiary
10	0,5	2,94	4,7	-5,92	-5,4
	1,0	8,13	8,8	-5,24	-4,6
	1,5	15,86	11,9	-4,79	-3
20	0,5	1,11	3,3	-3,31	-1,5
	1,0	3,10	4,4	-2,88	-2,3
	1,5	5,92	4,1	-2,68	-0,8
25	0,5	0,01	1,1	-2,67	-1
	1,0	1,39	1,8	-1,87	-0,7
	1,5	3,18	2,8	-1,51	-1,0



Rys. 4. Stężenie CO w funkcji czasu w odległości 10 m od rury wydechowej, w komorze pracuje maszyna z silnikiem 120 kW

Na wykresie naniesiono krzywe teoretyczne obrazujące dynamikę zmian stężenia CO. Linia przerywana odpowiada czasowym zmianom stężenia CO w miejscu pomiarów (w punkcie) natomiast linia ciągła reprezentuje uśrednione po przekroju strugi z powrotnym prądem powietrza stężenie CO.

W trakcie pomiarów ładowarka przebywała w przodku przez 5 min, po czym opuściła wyrobisko. Maksymalne, zmierzone stężenie CO (w punkcie pomiarowym) wynosiło 16 ppm, natomiast obliczone 15,4 ppm. Po upływie 5 min od momentu wycofania maszyny z komory zmierzone stężenie CO osiągnęło wartość zbliżoną do wartości w prądzie obiegowym. Według prognozy czas ten jest dłuższy o około 3 min.

6. Podsumowanie

Technika obliczeń wykorzystująca metody CFD jest coraz powszechniej stosowanym narzędziem przy rozwiązywaniu problemów wentylacji kopalń. Drogą tą można uzyskać cenne informacje o czasoprzestrzennym przebiegu procesu wentylacji w przestrzeniach, w których pomiary są trudne bądź niemożliwe do zrealizowania.

Specyficzne trudności w jej zastosowaniu do prognozowania wentylacji wyrobisk ślepych przewietrzanych wentylatorami swobodnymi wynikają z:

- geometrycznie nieregularnych kształtów komór,
- dużych nierówności ścian (chropowatości) modelowanego obiektu,
- skomplikowanego pola przepływu, w którym występują strefy charakteryzujące się dużymi gradientami zmiennych.

Pomimo odnotowanych różnic ilościowych pomiędzy obliczeniami i pomiarami można uznać, że wyniki symulacji numerycznej odwzorowują przepływ rzeczywisty z wystarczającą dla praktyki dokładnością.

LITERATURA

- [1] *Biernacki K.*: Wentylator swobodny jako ujemny regulator rozplywu powietrza w sieci. Gliwice, 1975 (rozprawa doktorska niepublikowana)
- [2] *Branny M.*: Rozkład prędkości, temperatury i koncentracji gazów w komorach oraz strefach przodkowych wyrobisk z wentylacją odrębną. Seria Rozprawy Monografie 91, Kraków, UWND AGH 2000
- [3] *Dinty E., Michell E.*: Organisation, Objectives and Achievements of Three-Government Collaborative Program on Diesel Emissions Reduction Research Development. CIM Annual General Meeting, Montreal 1986, 3–20
- [4] *Elsner J.*: Turbulencja przepływów. Warszawa, PWN 1987
- [5] *Gao J., Kenichi U., Inoue M.*: Simulation of the Heat and Moisture Transfer Between Airway Walls and Mine Air at a Heading Face with Forcing Auxiliary Ventilation System. Proc. 7th Int. Mine Vent. Congress, Kraków 2001
- [6] *Kolniak P., Przekwas A., Wanik A.*: Metoda modelowania przepływów recyrkulacyjnych. Prace Nauk. Inst. Techn. Ciepłej i Mech. Płynów Politechniki Wrocławskiej, Seria Monografie 8, 1983
- [7] *Launder B., Spalding D.*: Mathematical Models of Turbulence. Londyn, Academy Press 1972
- [8] *Lowndes I., Moloney K.*: A review of Diesel exhaust emission monitoring and control technology. Mining Technology, No. 902, 1996, 5–25
- [9] *Miękus J., Nęcza Z., Strumiński A.*: Przewietrzanie wyrobisk górniczych wyposażonych w maszyny z silnikami spalinowymi. Rudy i Metale Nieżelazne, nr 9, 1981, 485–488

- [10] *Patankar S.*: Numerical Heat Transfer and Fluid Flow. Hemispher, McGraw-Hill 1980
- [11] *Rosiek F., Sikora M., Strumiński A., Urbański J.*: Zastosowanie wentylatorów wolnostrumieniowych do wspomagania wentylacji wyrobisk górniczych. Prace Nauk. Inst. Górn. Politechniki Wrocławskiej 70, Seria Monografie 33, 1993
- [12] *Scholtz R., Hanel B.*: Computergestützte Berechnung der Raumluftrömung. Berlin, VEB Verlag Technik 1998
- [13] *Sulkowski J., Frycz A., Drenda J., Biernacki K., Domagała L.*: Ocena skuteczności przewietrzania ślepych wyrobisk eksploatacyjnych o długości powyżej 30 metrów przy wykorzystaniu wentylatorów wolnostrumieniowych typu WOO-63. Gliwice, 1998 (niepublikowana)
- [14] *Sulkowski J., Drenda J., Biernacki K., Domagała L.*: Opracowanie wytycznych stosowania wentylatorów wolnostrumieniowych do przewietrzania drażonych przodków o długości do 60 metrów. Gliwice, 1999 (niepublikowana)
- [15] *Sulkowski J., Drenda J., Biernacki K., Gumiński A., Różański Z., Wierzbński K., Musiał D.*: Określenie skuteczności przewietrzania drażonych wyrobisk górniczych, których długość nie przekracza 60 metrów przy zastosowaniu wentylatorów wolnostrumieniowych. Gliwice, 2000 (niepublikowana)
- [16] *Szłazak N., Borowski M.*: Wentylacyjne aspekty stosowania maszyn z silnikami spalinowymi w kopalniach podziemnych. Kraków, Biblioteka Szkoły Eksploatacji Podziemnej, Seria z Lampką Górnica, nr 13, 2002
- [17] *Uszakow K., Burczakow A., Miedwiediew I.*: Rudnicznaja aerologia. Moskwa, Nedra 1978
- [18] *Waytulonis R.A.*: Diesel exhaust control in SME. Mining Engineering Handbook. 2nd Edition, vol. 1, Littleton, Colorado 1992
- [19] Wytyczne stosowania wentylatorów wolnostrumieniowych w wyrobiskach górniczych kopalń KGHM Polska Miedź S.A. Lubin, 1999