濡れた地下風道における気流温度・湿度の 実用的な予測手法とシステム*

佐々木 久郎¹ 張 曉 明²
宮 腰 宏³ 水 田 義 明⁴

A Practical Solution to Estimate Rock Surface Temperature of Underground Airway with Partly Wet Conditions and Calculation System for Airflow Temperature and Humidity

by Kyuro SASAKI¹, Xiaoming ZHANG², Hiroshi MIYAKOSHI¹ and Yoshiaki MIZUTA³

1. Dept. of Mining Engineering, Mining College, Akita University, Akita 010
2. Graduate School, Faculty of Engineering, Yamaguchi University, Ube 755
3. Faculty of Engineering, Yamaguchi University, Ube 755

An approximated solution [Eq.(24)] to estimate rock surface temperature of underground airway with partly wet conditions has been provided. It is much simple and practical compared with previous methods or solutions. The solution is applicable to the range of airflow temperature from 0 to 32 °C or 10 to 40 °C (see appendix) and practical ranges of humidity, ventilation time, heat transfer rate, wetness, virgin rock temperature and rock thermal properties. Furthermore, an explicit function for the rock surface temperature is derived, then the rock surface temperature can be calculated by simple procedures without any iterative calculations. The short subroutine program in FORTRAN 77 to calculate the rock surface temperature is shown in the appendix.

The estimated value of rock surface temperature have been compared with Amano et al's numerical calculation results using two dimensional finite difference method³⁾.

Finally, a practical calculation system to predict airflow temperature and humidity along underground airways have been proposed using the practical solution of rock surface temperature. The system can consider the effects of airway inclination and wetness or wet area ratio upon airway surface. The calculation results of temperature and humidity along a single airway shows good agreement with the results of Uchino et al.⁶⁾ using finite difference method for analysis of rock temperature distribution and some simulation codes reported by Danko et al.¹⁷⁾.

Furthermore, it is pointed out that differences between calculation results of the simulation codes suggested by Danko et al. is probably caused by the difference between wetness and wet area-ratio (see Table 2).

The present prediction method for temperature and humidity in underground airways have been successfully applied to a general ventilation simulator named MIVENA run on the Microsoft WindowsTM which has been further developed and released by authors.

KEY WORDS : Underground, Ventilation, Wet Airway, Numerical Analysis, Temperature, Humidity

1. 緒 言

本論文は、濡れた地下風道における実用的な気流温度・湿度の予測システムについて述べたものである。とくに、濡れた風道の

壁面温度に関する数値手法と簡潔な予測近似式を提示し、これを用いた地下風道の温熱環境の予測システムを構築した。

過去、濡れた地下風道における気流温度・湿度の予測解析に関しては数多くの報告がなされてきている。

天野ら³⁾は、濡れた風道について、数値差分法によって2次元岩盤温度分布を求め、濡れ率と経時係数の関係を明らかにしている。また、Amanoら¹⁰⁾は、風道内における気流温度・湿度に関して濡れの面積比率に対する計算システムを明らかにしている。

内野ら⁴⁾⁵⁾は、2次元数値差分法によって岩盤温度分布を求め、壁面からの放散熱量や壁面温度と風道断面形状などとの関係を示している。とくに、円形以外の形状では水力平均半径を用いるこ

* 1994年7月27日受付 9月14日受理 資源・素材学会平成4年度春季大会および資源・素材学会平成5年度東北支部秋季大会にて一部講演

1. 正会員 工博 秋田大学助教授 鉱山学部資源・素材工学科

2. 学生会員 山口大学大学院工学研究科 博士後期課程在学

3. 正会員 工博 秋田大学教授 鉱山学部資源・素材工学科

4. 正会員 工博 山口大学教授 工学部社会建設工学科

〔著者連絡先〕FAX 0188-37-0401 (秋田大・資源・素材工学科 B)

キーワード: 地下, 通気, 濡れ風道, 数値解析, 温度, 湿度

とが実用的であることを明らかにしている。内野ら⁶⁾では、濡れた風道周辺の岩盤温度の2次元数値解析および気流温度・湿度を流れ方向に解析を進めることで予測を行っている。また、井上・内野⁷⁾は、岩盤の部分的濡れや岩盤の不均一性の影響を明らかにしている。

井上・内野⁸⁾は、簡潔な濡れ率と修正温度の導入による近似計算法を提示している。

張¹³⁾および著者ら¹⁴⁾¹⁶⁾は、風道周辺の岩盤温度分布と気流温度・湿度の数値計算を種々の条件下で実施し、とくに風道傾斜と水分の凝縮および風道軸方向の濡れパターンの影響について明らかにしている。

通気ネットワーク上の温熱環境予測方法については、Amanoら¹⁰⁾や佐々木ら¹⁴⁾の報告があり、風道壁面温度の予測システムや季節変動を考慮する手法がそれぞれ説明されている。

以上の研究成果を総合した場合、濡れた地下風道の気流の温熱環境予測の精度は、風道壁面温度の算定をいかに行うかにかかっていると著者らは考えている。しかしながら、解析には岩盤温度、ピオ数、気流温度、経過時間、壁面の濡れなどの多くの要因を含み、飽和水蒸気量と気流温度が非線形関係にあることから、その予測は複雑となりがちである。そのため、岩盤温度の非定常数値解析から計算する場合もあるが、風道ネットワークなどのより多くの要因が追加されている系では濡れを考慮した風道壁面温度を簡潔に予測する手法があれば有用である。

本論文では、風道壁の濡れ、初期岩盤温度、入気流の温度および湿度、経過時間などを考慮し、Starfieldら²⁾の経時係数を用いた壁面温度の予測手法および実用的な予測近似式を提示する一方、通気ネットワーク解析時に必要とする風道気流温度および湿度の予測解析システムを構築していることが特徴である。

2. 濡れた風道壁面温度の予測近似システム

2・1 気流湿度の定義

濡れた風道を扱う上で、気流湿度は重要な要因である。3種類の湿度に関し、絶対湿度を χ (kg/kg DA, DAは乾燥空気を表す)、比較湿度(または飽和度)を Ψ (小数)および相対湿度を ρ (小数)で定義し、 χ_s は飽和絶対湿度を表すものとする。本論文では、主に絶対湿度と比較湿度の組み合わせを用い、比較湿度を単に気流湿度と呼ぶことがある。この理由として、立坑などの圧力変化がある傾斜風道では、圧力基準の相対湿度に比較し、質量基準の比較湿度が水蒸気に関する物質バランスを考慮しやすいことと式構成も簡潔となる利点があげられる。なお、上記2種類の湿度間の関係は、 $\rho = \Psi(0.622 + \chi_s) / (0.622 + \chi)$ で与えられる。気流温度が高くなるにつれ、相対湿度 ρ は比較湿度 Ψ より大きくなる傾向をもつが、本研究での気流温度対象範囲ではほぼ等しい。

2・2 地下風道モデル

地下風道のモデルを図1に示す。いま、均質な岩盤中に傾斜角 ω (deg)で開削された周辺長 U (m)、断面積 S (m²)、代表長さ(円形風道の場合半径) r_0 (m)で同一断面形状を有する単一の風道を想定する。ただし、円形以外の形状を有する風道に対しては、水力平均半径の2倍を $r_0 = (2S/U)$ と定義し、ピオ数、フーリエ数などを算定する⁵⁾。さらに、風道軸あるいは気流方向を z (m)で表す。ある時刻($t = 0$ s)から上流側の風道起点($z = 0$ m)に温度 θ_{in} (°C)および比較湿度 Ψ_{in} をもつ通気流を風量 Q (m³/s) (または G (kg/s))で供給するものとする。このとき、ある z 位置での壁面温度 θ_w (°C)と気流の混合平均温度(以下、単に気流温度と記述) θ (°C)および混合平均湿度 Ψ の

図1 地下風道の解析モデル

変化過程を解析する。ただし、通気開始時点での風道周辺の初期岩盤温度を θ_0 (°C)とする。なお、添字 in は起点での物理量を意味する。

2・3 気流温度

地下風道の気流温度を変化させる直接的な要因としては、

a) 岩盤から気流への熱伝達

b) 入気立坑あるいは入気斜坑などの流れ方向の気圧上昇による気流の断熱圧縮熱(断熱膨張では負の値をとる)

などがある。また、間接的な要因としては、

c) 濡れた風道壁面からの水分蒸発

が挙げられる。すなわち、壁面からの水分蒸発は直接的な気流温度の変化として表れないが、間接的な意味では風道壁面温度の低下と下流側の気流温度の低下を促す要因となる。

気流温度は、気流と岩盤間の熱伝達や供給される熱量によって連続的に変化する。いま、風道単位長さ当たりの壁面から気流への熱伝達量 h_t (W/m)は、熱伝達率を α (W/m²°C)、風道壁面温度を θ_w (°C)とすると、次式で与えられる。

$$h_t = \alpha (\theta_w - \theta) U \quad \dots\dots\dots (1)$$

傾斜風道では、高低差に基づく気圧の変化によって断熱圧縮(膨張)による温度上昇(低下)が生ずる。とくに、深度の大きな立坑などでは影響が大きい。さらに、熱伝達量 h_t は時間経過に伴い減少するのに対し、断熱圧縮熱は時間経過によらず一定量常に供給されることから時間経過とともに影響が大きくなる。いま、傾斜角 ω の風道単位長さ当たりの断熱圧縮または膨張による熱量 h_c (W/m)は、気流密度を ρ_a (kg/m³)、風量を Q (m³/s)、重力加速度を g (m/s²)とすると次式で与えられる。

$$h_c = \rho_a Q g \cdot \sin(-\omega) \quad \dots\dots\dots (2)$$

したがって、気流温度 θ の z 方向の勾配は次式で与えられる。

$$\frac{\partial \theta}{\partial z} = \frac{h_t + h_c}{\rho_a c_{pa} Q} = \frac{U \alpha}{\rho_a c_{pa} Q} (\theta_w - \theta) + \frac{g \cdot \sin(-\omega)}{c_{pa}} \quad \dots\dots\dots (3)$$

ここで、 c_{pa} (J/kg°C)は気流の定圧比熱を表す。また、右辺第2項は、断熱圧縮による単位長さ当たりの温度上昇率を表す。

2・4 気流の絶対湿度

地下風道では、地下水の湧出あるいは作業用水などにより、風道の一部あるいはすべてが濡れている場合もあり、風道壁面からの水分蒸発による湿分の増加と潜熱量による岩盤の温度低下を考慮する必要がある。このとき、気流温度 θ と湿度 Ψ が互いに影響し合うので複雑となる。

濡れた風道壁面からの水分蒸発速度 w (kg/m²s)は

$$w = \phi \cdot \rho_a \beta \cdot \frac{\chi_{ws} - \chi}{1 + \chi + \chi_{ws}} \quad \dots\dots\dots (4)$$

で与えられる。ここで、

χ_{ws} : 壁面温度 θ_w に対する飽和絶対湿度 (kg/kg DA)

χ : 気流の絶対湿度 (kg/kg DA)

β : 物質伝達率 ($\text{kg}/[\text{m}^2 \cdot \text{s} \cdot (\text{kg}/\text{m}^3)]$)

ϕ : 風道の濡れ率 (-)

である。ただし、Lewis の関係³⁾から $\beta = \alpha / \rho_a C_{pa}$ が成立する。また、本論文では、濡れ率 ϕ を完全な濡れ面に対する物質伝達率 β と実際の壁面での物質伝達率との比率として導入する。ただし、すべてが濡れた風道では $\phi = 1$ であり、完全な乾燥風道では $\phi = 0$ として与えられる¹⁴⁾。一方、本論文ではある風道区間における濡れ部分の面積比率を表す係数 ϕ_a についても後節で取り扱う。

風道気流における単位長さ当たりの絶対湿度の増加割合 ($\partial \chi / \partial z$) は、水分蒸発速度を W ($\text{kg}/\text{s} \cdot \text{m}$) とするとき、

$$\frac{\partial \chi}{\partial z} = \frac{W}{G_{da}} = \frac{wU}{G_{da}} \quad \dots\dots\dots (5)$$

で表される。ここで、 G_{da} (kgDA/s) は、

$$G_{da} = \rho_a Q / (1 + \chi) = \text{const.} \quad \dots\dots\dots (6)$$

で与えられる乾燥空気通過質量である。

2・5 風道壁面温度と経時係数

岩盤温度の非定常変化は、主に風道壁面から気流への熱伝達 (気流が受取る熱量に同一) と濡れた風道壁面からの水蒸気蒸発 (物質伝達) などによって起こる。また、水分蒸発に要する潜熱は、岩盤に対しては顕熱として温度低下をもたらす働きをもつ。

単位質量の水分蒸発 (凝縮) に伴う潜熱量を l_w (J/kg) とするとき、風道壁面での蒸発潜熱量 q_l (W/m^2) は次式で与えられる。

$$q_l = l_w \cdot w \quad \dots\dots\dots (7)$$

壁面に接する岩盤の熱伝導率と熱伝達率が一致することから、壁面に垂直な方向を r で表し、その方向の熱伝導率を λ ($\text{W}/\text{m} \cdot ^\circ\text{C}$) とするとき、次式の境界条件が成立する。

$$\lambda \left[\frac{\partial \theta}{\partial r} \right]_{\text{wall}} = \alpha (\theta_w - \Theta) + q_l \quad \dots\dots\dots (8)$$

なお、気流の飽和絶対湿度 χ_s および潜熱量 l_w は気流温度 Θ に依存するため、 $\Theta = -10 \sim 40^\circ\text{C}$ の気流温度範囲に対して最小自乗法によって求めた以下の近似多項式を数値計算に用いた。

$$\chi_s = 3.745 \times 10^{-3} + 2.607 \times 10^{-4} \Theta + 1.177 \times 10^{-5} \Theta^2 + 1.648 \times 10^{-9} \Theta^3 + 6.209 \times 10^{-9} \Theta^4 \quad (\text{kg}/\text{kgDA}) \quad \dots\dots\dots (9)$$

$$l_w = 2.501 \times 10^6 - 2.731 \times 10^3 \Theta + 6.415 \times 10^3 \Theta^2 - 1.3888 \times 10^3 \Theta^3 \quad (\text{J}/\text{kg}) \quad \dots\dots\dots (10)$$

上式 (9) および (10) の誤差は、 $0 \sim 35^\circ\text{C}$ の範囲で公表値¹²⁾ に対し $\pm 0.2\%$ 以内である。

Goch & Patterson¹⁾ は、乾燥した風道における壁面温度 θ_w を簡便的に推定するための経時係数 η_t を次式で定義している。

$$\eta_t = B_i \frac{\theta_w - \Theta}{\theta_0 - \theta_w} \quad \dots\dots\dots (11)$$

また、Starfield⁸⁾ は、Goch & Patterson¹⁾ の 2 次元熱伝導解析 ($\Theta = \text{一定}$) の結果に基づき、フーリエ数 τ ($= at/r_0^2$) の範囲別に η_t の実用的な近似式として

$$\begin{aligned} \text{I) } \tau \leq 1.5 & \quad ; \quad \eta_t = 1 / [0.9879 + 0.3281 (\ln \tau) + 0.03064 (\ln \tau)^2] \\ \text{II) } 1.5 < \tau \leq 10 & \quad ; \quad \eta_t = 1 / [0.979813 + 0.373860 \ln(\tau)] \\ \text{III) } 10 < \tau \leq 100 & \quad ; \quad \eta_t = 1 / [0.839337 + 0.444718 \ln(\tau)] \\ \text{IV) } 100 < \tau \leq 1000 & \quad ; \quad \eta_t = 1 / [0.683043 + 0.479054 \ln(\tau)] \\ \text{V) } \tau > 1000 & \quad ; \quad \eta_t = 2p(1-p-p^2-p^3)/0.57722 \\ & \quad p = 0.57722 / [\ln(4\tau) - 1.15444] \end{aligned} \quad \dots\dots\dots (12)$$

を提示している。ただし、 $\tau < 1.5$ の初期時間帯域における近似式については、著者ら¹⁵⁾ が 2 次元の数値計算モデルを用いて計

図2 Starfield⁸⁾による経時係数 η_t と著者らの数値差分モデル¹⁵⁾による濡れた風道の経時係数 η_{tw} の比較

算した経時係数の結果から独自に拡張を行った近似式である。

いま、2次元モデルに対する濡れた風道の経時係数 η_{tw} を乾燥風道の場合と同様に次式で定義する¹⁾。

$$\lambda \left[\frac{\partial \theta}{\partial r} \right]_{\text{wall}} = \alpha (\theta_w - \Theta) + q_l = \frac{\lambda}{r_0} \eta_{tw} (\theta_0 - \theta_w) \quad \dots\dots\dots (13)$$

図2は、著者らの開発した濡れた風道に対する2次元の数値計算モデル¹⁵⁾を用いて解析した η_{tw} と乾燥風道に対するStarfield⁸⁾の近似式²⁾とを比較した一例である。多くの風道条件下で、 η_t と η_{tw} の両者がほぼ同一の値とみなすことができた。乾燥風道に比較すると濡れた風道では蒸発潜熱によって見掛け上は熱伝達率 α が大きく、岩盤温度の温度低下は乾燥風道に比較してかなり速く起こる。それにもかかわらず、経時係数 η_t と η_{tw} の相違が小さい理由は、 η_t が熱伝達率 α (あるいはビオ数 B_i) の影響をほとんど受けないように定義された係数であるためである。

一方、無次元温度勾配係数 $K (= \eta_t B_i / (\eta_t + B_i))$ を用いる方法もよく知られており、Gibson¹¹⁾ が K の計算アルゴリズムを開発している。ただし、 K は初期的に B_i の影響を強く受けるため、濡れ部分の蒸発潜熱量に応じて B_i を修正した上で K を求める必要がある。したがって、 K を使って式 (13) を構成した場合には、 K が水分の蒸発潜熱量の影響を受けるため方程式がより複雑となる (例えば、McPherson⁹⁾、井上・内野⁸⁾)。

以上のことから、濡れた地下風道に対し Θ と Ψ が一定の通気を行う場合には、蒸発潜熱の影響を比較的受けにくい経時係数 η_{tw} を用いた式構成がより適切と考えられる。さらに、乾燥風道に対する近似式 (12) によって計算された η_t を η_{tw} の値として用いることで簡潔に解法できる ($\eta_{tw} = \eta_t$)。

2・6 壁面温度の算定方法

気流の温熱環境を予測する上で、風道壁面温度 θ_w の算定は重要である。以下に、前節で説明した経時係数 η_{tw} を用いて濡れ率 ϕ をもつ濡れた風道の壁面温度 θ_w を求める手法について説明する。

いま、水分の蒸発潜熱を含めて風道壁面での境界条件式 (13) を書き直すと次式となる。

$$B_i (\theta_w - \Theta) + B_i \phi \frac{l_w (\chi_{ws} - \Psi \chi_s)}{C_{pa} (1 + \chi_{ws} + \Psi \chi_s)} - \eta_{tw} (\theta_0 - \theta_w) = 0 \quad \dots\dots\dots (14)$$

このとき、飽和絶対湿度 χ_{ws} を θ_w の L 次の高次関数で近似する。

$$\chi_{ws}(\theta_w) = \sum_{k=0}^L X_k \cdot \theta_w^k \quad \dots\dots\dots (15)$$

ここで、 X_k は各次数に対する係数を表す。したがって、式 (14) は θ_w に関する高次代数式となり、これを解法することにより θ_w が求められる。いま、式 (14) と (15) の各変数を式 (9) と既

報¹⁵⁾から

$$l_w/C_{pa} = 2494 - 2.70 \theta_w \quad \dots\dots\dots (16)$$

$$P^N = 1 + \chi_{ws} (\theta_w^N) + \Psi \chi_s \quad \dots\dots\dots (17)$$

$$\left. \begin{aligned} L=4, \quad X_0=3.745 \times 10^{-3}, X_1=2.607 \times 10^{-4} \\ X_2=1.177 \times 10^{-5}, X_3=1.648 \times 10^{-9}, X_4=6.209 \times 10^{-9} \end{aligned} \right\} \quad \dots\dots\dots (18)$$

とおき、上式(15)～(18)を式(14)に対するニュートン法による逐次近似式に代入すれば、第(N+1)次の近似値 θ_w^{N+1} は、

$$\theta_w^{N+1} = \theta_w^N - \frac{\sum_{k=0}^5 A_k \cdot (\theta_w^N)^k}{\sum_{k=1}^5 k \cdot A_k \cdot (\theta_w^N)^{k-1}} \quad \dots\dots\dots (19)$$

ここで、

$$A_5 = -1.676430 \times 10^{-8} \cdot B_i \phi / P^N$$

$$A_4 = 1.548080 \times 10^{-5} \cdot B_i \phi / P^N$$

$$A_3 = -2.766889 \times 10^{-5} \cdot B_i \phi / P^N$$

$$A_2 = 2.865049 \times 10^{-6} \cdot B_i \phi / P^N$$

$$A_1 = B_i + \eta_t + (0.640074 + 2.70 \cdot \Psi \chi_s) B_i \phi / P^N$$

$$A_0 = -B_i \Theta - \eta_t \theta_0 + (9.3400 - 2494 \cdot \Psi \chi_s) B_i \phi / P^N$$

で表される。ただし、式(17)で定義した P^N は、厳密には θ_w の高次関数であるが、近似的に一定と考える。すなわち、 P^N をN次の θ_w^N に対応して修正を実施する定数として扱う。また、式(19)の収束判定を修正量(式(19)の右辺第2項)の絶対値が 10^{-6} 以下とした場合の反復回数は6回以内であった。

2・7 壁面温度の近似算定式

前節で説明した逐次近似解法による壁面温度 θ_w をより簡潔に求めることができれば工学的にはさらに有用であり、これによって複雑な通気ネットワークにおける気流の温熱環境の実用的な予測システムを比較的容易に構成できることになる。

いま、 χ_{ws} (kg/kgDA)および χ_s (kg/kgDA)をそれぞれの温度 θ_w (℃)および Θ (℃)の2次式($L=2$)として近似するとき

$$\left. \begin{aligned} \chi_{ws} &= 3.80 \times 10^{-3} + 1.82 \times 10^{-4} \theta_w + 1.95 \times 10^{-5} \theta_w^2 \\ \chi_s &= 3.80 \times 10^{-3} + 1.82 \times 10^{-4} \Theta + 1.95 \times 10^{-5} \Theta^2 \end{aligned} \right\} \quad \dots\dots\dots (20)$$

が得られた。図3に、 χ_s あるいは χ_{ws} に関する公表値¹⁶⁾、4次の近似式(9)および式(20)の近似式の比較を示す。この結果から、式(20)の適用範囲は0～32℃であり、誤差は±2%以内である。また、式(16)および(17)で定義した X および l_w/C_{pa} については、 θ_w および Θ がいずれも20℃における値として

$$l_w/C_{pa} = 2494 - 2.7 \theta_w \approx 2494 - 2.7 \times 20 = 2441 \quad \dots\dots\dots (21)$$

図3 飽和絶対湿度の近似式の検討 (101.3 kPa)

$$P = 1 + \chi_{ws} + \Psi \chi_s \approx 1.02 \text{ kg/kgDA} \quad \dots\dots\dots (22)$$

のように近似する。式(20)から(22)までの値を式(14)に代入すると次式の θ_w に関する2次方程式を構成することができる。

$$\Delta_a \theta_w^2 + \Delta_b \theta_w + \Delta_c = 0$$

ここで、

$$\left. \begin{aligned} \Delta_c &= 9.09 \phi (1 - \Psi) - (1 + 0.436 \cdot \phi \Psi) \Theta \\ &\quad - 0.0467 \cdot \phi \Psi \Theta^2 - \theta_0 \cdot \eta_t / B_i \\ \Delta_b &= 1 + \eta_t / B_i + 0.436 \phi \\ \Delta_a &= 0.0467 \phi \end{aligned} \right\} \quad \dots\dots (23)$$

したがって、 θ_w は次式から簡潔に求められる。

$$\theta_w = [-\Delta_b + (\Delta_b^2 - 4 \Delta_a \Delta_c)^{1/2}] / 2 \Delta_a \quad \dots\dots (24)$$

この式の特徴は、具体的に θ_w を直接求め得る構成をとっていることにある。

天野ら³⁾と同一の計算条件($\Theta = 20$ ℃, $\theta_0 = 40$ ℃)で、式(24)の近似式による θ_w と天野ら³⁾の数値差分による計算値および式(19)による逐次近似式による θ_w の結果の比較を図4に示す。また、式(19)によって求めた収束値 θ_w から式(24)による θ_w を引いた差を $\Delta \theta_w$ とすると、この $\Delta \theta_w$ の定量的な変化傾向を調べた例を図5(a)および(b)に示す。これらの結果から、壁面温度 θ_w の経時変化に関し、式(24)による本計算結果と2次元数値差分による天野らの結果および高次係数を考慮した式(19)による収束値とは、±0.3℃以内で一致しており、本近似式(24)の実用性が裏付けられた。

なお、式(24)を用いた壁面温度 θ_w の予測サブルーチン(FORTRAN77)を付記に示す。ただし、このプログラムでは入力引き数として相対湿度を使用している。また、 $\phi < 10^{-4}$ の

図4 濡れた風道壁面温度に関する本計算結果と天野ら³⁾の差分法による数値解析結果との比較

図5 式(19)によって求めた θ_w の収束値から式(24)により計算した θ_w の近似値を引いた差($\Delta \theta_w$)の変化例

場合は乾燥風道とみなし、次式から $\theta_w (= \theta_{wD})$ が計算される構造となっている。

$$\theta_w = \theta_{wD} = \Theta + \eta_t (\theta_0 - \Theta) / (\eta_t + B_i) \dots\dots\dots (25)$$

また、井上・内野⁸⁾の修正温度の導入による近似計算法は、式(15)の壁面温度に対する飽和絶対湿度の多項式近似を一次式 ($L = 1$) で行うことで壁面温度 θ_w に関する一次方程式の解を求める方法と位置付けられる。ただし、一次式で近似するため、その適用温度範囲が狭くなることから、温度領域によって飽和水蒸気圧に対する一次近似式の2つの係数(本論文の式(15)における X_0 および X_1 に近い定数)を反復的に修正して解を導く必要がある。

2・8 局部的に濡れている風道の壁面温度の算定

地下風道において完全な濡れ区間と乾燥区間が風道軸方向に混ざっている場合には、濡れ率 ϕ を用いるよりも濡れの面積率 ϕ_a を用いて平均的な風道壁面温度 θ_w を予測する方が適当と考えられる。

いま、乾燥風道 ($\phi = 0$) における壁面温度 θ_{wD} および、完全に濡れた風道 ($\phi = 1$) における壁面温度 θ_{wW} は式(24)から容易に計算でき、平均的な θ_w は次式によって求めることができる。

$$\theta_w = (1 - \phi_a) \theta_{wD} + \phi_a \theta_{wW} \dots\dots\dots (26)$$

3. 風道気流温度の予測システム

3・1 基礎式

濡れた風道壁面温度 θ_w の予測を式(24)を用いることによって、風道起点(温度 Θ_{in} , 湿度 Ψ_{in}) から下流側の温度 Θ と湿度 Ψ の予測が比較的容易になる。

いま、図1に示すように風道を長さ Δz で区間分割し、第 j ($= 0, 1, 2, \dots$) 風道区間の終端における気流温度および比較湿度を次式で定義する。

$$\left. \begin{aligned} \Theta_j &= \Theta(z) = \Theta(j\Delta z) \\ \Psi_j &= \Psi(z) = \Psi(j\Delta z) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (27)$$

3・1・1 気流温度 第 j 区間の壁面温度 θ_{wj} が、その区間内で一定であると仮定するとき、

$$\Theta_j = \Theta_{j-1} + \Gamma \cdot (\theta_{wj} - \Theta_{j-1}) \cdot (\Delta z / r_0) + \Pi \cdot (\Delta z / r_0) \dots\dots\dots (28)$$

となる。ここで、 Γ と Π は次式で定義される。

$$\Gamma = \frac{U r_0 \alpha}{\rho_a Q C_{pa}} \dots\dots\dots (29)$$

$$\Pi = \frac{g r_0 \sin(-\omega)}{C_{pa}} \dots\dots\dots (30)$$

Γ は熱伝達量を規定する無次元数であり、 Π ($^{\circ}\text{C}$) は自己圧縮による温度上昇率を規定する定数である。例えば、 $\omega = -90^{\circ}$ 、 $r_0 = 2\text{ m}$ では、 $\Pi \approx 8 \times 10^{-3} ^{\circ}\text{C}$ となる。

3・1・2 気流湿度 濡れ率 ϕ_j を有する第 j 区間において気流へ移動する水分量 ΔW_j (kg/s) は、式(4)から次式となる。

$$\Delta W_j = \phi_j \rho_a \beta \frac{\chi_{ws}(\theta_{wj}) - \chi_{j-1}}{1 + \chi_{j-1} + \chi_{ws}(\theta_{wj})} U \Delta z \dots\dots\dots (31)$$

ただし、 $\chi_{ws} < \chi_{j-1}$ のときには $\Delta W_j = 0$ である。

また、区間内での完全な濡れ部分 ($\phi_j = 1$, $\theta_{wj} = \theta_{wW}$) の占める面積率 ϕ_{aj} でこの区間の濡れの状況が表されるときには、

$$\Delta W_j = \rho_a \beta \frac{\chi_{ws}(\theta_{wWj}) - \chi_{j-1}}{1 + \chi_{j-1} + \chi_{ws}(\theta_{wWj})} \phi_{aj} U \Delta z \dots\dots\dots (32)$$

となる。

したがって、第 j 区間の終端における絶対湿度 χ_j および比較湿度 Ψ_j は、次式から求められる。

$$\chi_j = \chi_{j-1} + \Delta W_j / G_{da} \dots\dots\dots (33)$$

$$\Psi_j = \chi_j / \chi_s(\Theta_j) \dots\dots\dots (34)$$

このとき、結果として $\Psi_j > 1$ となる場合には、文献14)の計算手法によって Θ_j 、 χ_j および Ψ_j を同時に逐次修正し、過剰水蒸気の霧などへの相変化量として考慮した。

3・1・3 解析手順 全体的な解析プロセスを具体的に説明すると、以下のようになる。

a) 風道起点(入気坑口など) $z=0$ で

$$\left. \begin{aligned} \Theta(0) &= \Theta_0 = \Theta_{in} \\ \Psi(0) &= \Psi_0 = \Psi_{in} \\ \chi(0) &= \chi_0 = \chi_{in} = \Psi_{in} \cdot \chi_s(\Theta_{in}) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (35)$$

と設定する。

表1 乾燥風道 ($\phi = 0$) に関する各解析コードとの比較による本計算結果の妥当性の検討

モデル	乾球温度 Θ ($^{\circ}\text{C}$)	
	$t = 3\text{ months}$	$t = 3\text{ years}$
CLIMSM*	31.47	30.20
Danko et al.*	31.48	30.33
TUNNEL*	31.64	30.41
Mousset-Jones*	31.55	30.33
本計算モデル [式(25)]	31.67	30.46

* : 出典が Danko et. al.¹⁷⁾ の Table 2 であることを示す

解析条件¹⁷⁾ : $z = 500\text{ m}$ 位置での気流温度

$U = 12\text{ m/s}$, $S = 9\text{ m}^2$, $\omega = 0^{\circ}$, ($\Delta z = 10\text{ m}$: 本計算)

$\lambda = 6.0\text{ W/m}^{\circ}\text{C}$, $\alpha = 2.5 \times 10^{-6}\text{ m}^2/\text{s}$, $\alpha = 14.0\text{ W/m}^2$

$\theta_0 = 45^{\circ}\text{C}$, $\Theta_{in} = 28^{\circ}\text{C}$, $\Psi_{in} = 0.782$ ($\Psi_{in} = 0.775$)

$Q = 35\text{ m}^3/\text{s}$, $\rho_a = 1.42\text{ kg/m}^3$, $G = 49.7\text{ kg/s}$

解析条件 :

$r_0 = 2\text{ m}$, $\omega = 0^{\circ}$, ($\Delta z = 10\text{ m}$: 本計算)

$\lambda = 3.72\text{ W/m}^{\circ}\text{C}$, $\alpha = 1.64 \times 10^{-6}\text{ m}^2/\text{s}$

$\theta_0 = 45^{\circ}\text{C}$, $\Theta_{in} = 25^{\circ}\text{C}$, $\Psi_{in} = 0.8$ ($\Psi_{in} = 0.795$)

$Q = 25.12\text{ m}^3/\text{s}$, $\rho_a = 1.2\text{ kg/m}^3$, $G = 30.2\text{ kg/s}$

$C_{pa} = 1004\text{ J/kg}^{\circ}\text{C}$, $\alpha = 14.0\text{ W/m}^2$, $B_i = 7.53$

① $\phi = 1.0$, $t = 1\text{ year}$: ① $\phi = 1.0$, $t = 1\text{ month}$

② $\phi = 0.3$, $t = 1\text{ year}$: ③ $\phi = 0.3$, $t = 1\text{ month}$

④ $\phi = 0.1$, $t = 1\text{ year}$: ⑤ $\phi = 0.1$, $t = 1\text{ month}$

⑥ $\phi = 0$, $t = 1\text{ year}$: ⑦ $\phi = 0$, $t = 1\text{ month}$

図6 水平風道の気流温度 Θ の z 方向分布に関する内野⁶⁾の数値差分法による計算結果と本計算結果の比較

図7 水平風道の気流相対湿度 ϕ の z 方向分布に関する内野ら^⑥の差分法による計算結果と本計算結果の比較（解析条件は、図6と同一）

b) 第 j 区間（最初は第1区間）の壁面温度 θ_{wj} を式(24)、(25)あるいは(26)から求める。
c) 第 j 区間終端の気流温度 θ_j を式(28)から求める。

d) 第 j 区間の気流の絶対湿度 χ_j および比較湿度 ψ_j を式(31)～(34)によって求める。

e) j の値を1ずつ増やし、下流区間の解析に対しb)～d)を繰り返すことにより、風道終点までの気流環境を順次計算する。

3・2 本計算モデルの妥当性の検討

過去、濡れた風道の温熱環境に関する計算が数多く報告されており、本手法の客観的な妥当性をそれらとの比較によって調べた。

まず、Dankoら¹⁷⁾が示している各種コードによる乾燥風道の気流温度 θ ($z = 500$ m) の予測値と本計算結果の比較を表1に示す。本計算による θ の値は、他のコードの結果と比較して0.1℃程度高い値を示しているが、妥当な結果とみなすことができる。

次に、内野ら^⑥の数値差分による岩盤温度解析に基づいて求められた気流温度 θ と相対湿度 ϕ の結果と本計算結果との比較を図6(a)、(b)および図7に示す。これらは、 $z = 0 \sim 1000$ mの風道において内野ら^⑥が設定した7種類の解析条件（図6の説明を参照）で計算を実施したものである。ただし、内野ら^⑥の数値計算における Δz については不明である。

乾燥風道（解析条件⑥と⑦）の場合では、気流温度 θ に関する本計算結果は内野らの結果よりも0.1～0.5℃低い値で変化している。また、濡れた風道（解析条件①～⑤）でも本計算結果は内野らの結果よりも0.1～0.5℃程度低くなっている。しかしながら、全般的に判断した場合には、温度、湿度ともに本計算システムがほぼ妥当であると判断される。なお、図6では、 θ_w がより正確に求められる式(19)を用いた場合についても調べたが、実用的な近似式(24)との差は0.3℃以下で、ほとんどその相違は認められなかった。

a) 気流温度 θ

b) 気流湿度 ψ

図8 水平風道の温熱環境に関する起点温度の影響

a) 気流温度 θ

b) 気流湿度 ψ

図9 水平風道の温熱環境に関する起点湿度の影響

a) 気流温度 θ

b) 気流湿度 ψ

図10 水平風道の温熱環境に関する濡れ率の影響

3・3 濡れた風道における気流の温度・湿度の予測解析

本研究では、著者らが研究対象としていた深沢鉱山や松峰鉱山の地下風道¹⁴⁾を想定し、各パラメータが気流の温熱環境に及ぼす影響を調べた。地下風道の標準的な解析条件を以下に示す。

$r_0 = 2$ m, $\Delta z = 10$ m, $t = 1$ month あるいは 1 year

図11 気流温度に及ぼす風道傾斜の影響

$\theta_0 = 30^\circ\text{C}$, $\Theta_{in} = 10^\circ\text{C}$, $\Psi_{in} = 0.6$, $\phi = 0.1$
 $\lambda = 2.6 \text{ W/m}\cdot^\circ\text{C}$, $\alpha = 1.11 \times 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$
 $Q = 25.12 \text{ m}^3/\text{s}$, $\rho_a = 1.2 \text{ kg/m}^3$, $G = 30.14 \text{ kg/s}$
 $C_{pa} = 1004 \text{ J/kg}\cdot^\circ\text{C}$, $\alpha = 13.0 \text{ W/m}^2\cdot^\circ\text{C}$
 $B_i = 10$, $\Gamma = 0.1079$

3・3・1 起点温度の影響 風道起点における気流温度 Θ_{in} を $0 \sim 30^\circ\text{C}$ の範囲で変化させた場合の気流温度 Θ と気流の比較湿度 Ψ の z 方向変化を図 8 (a) および (b) に示す。 Θ_{in} によって $\Theta(z)$ の温度レベルが大きく影響されることがわかる。ただし、 Θ_{in} が初期岩盤温度 θ_0 ($= 30^\circ\text{C}$) に等しい場合でも水分蒸発の影響によって $\Theta(z)$ が幾分減少する結果となっている。

3・3・2 起点湿度の影響 起点の比較湿度 Ψ_{in} を $0.4 \sim 1.0$ まで変化させた場合の $\Theta(z)$ と $\Psi(z)$ の変化曲線を図 9 (a) および (b) に示す。 Ψ_{in} が高いほど $\Theta(z)$ は高くなるが、 Ψ の z 方向の変化は一樣な増加ではなく減少も見られる。また、 $\Psi_{in} = 1.0$ の場合であっても、 $\Theta(z)$ の上昇にともなって $\Psi(z)$ が減少することで水分蒸発が生じ、乾燥風道に比較して $\Theta(z)$ が低くなっている。

3・3・3 濡れ率の影響 濡れ率 ϕ を $0.1 \sim 1$ まで変化させたときの $\Theta(z)$ および $\Psi(z)$ の予測結果を図 10 (a) および (b) に示す。これらの図から、濡れ率 ϕ が高いほど $\Theta(z)$ は低くなり、 $\Psi(z)$ は高くなっている。とくに、本解析条件の中で濡れ率 ϕ が 0.3 以上では、起点付近の $\Theta(z)$ が Θ_{in} よりも低くなっている。これは、風道壁面での水分の蒸発潜熱によって壁面温度 θ_w が Θ_{in} より低下したことが原因である。

3・3・4 傾斜角の影響 傾斜角 ω が 0° , -30° , -90° の入気風道 ($\Theta_{in} = 10^\circ\text{C}$, $\Psi_{in} = 0.6$) を想定した場合と $\omega =$

0° , 30° , 90° の排気風道 ($\Theta_{in} = 25^\circ\text{C}$, $\Psi_{in} = 0.9$) を想定した場合の $\Theta(z)$ および $\Psi(z)$ の予測結果を図 11 (a) および (b) にそれぞれ示す。 $\omega < 0^\circ$ の傾斜入気風道においては断熱圧縮による温度上昇が加わるので、気流温度の上昇率は水平風道 ($\omega = 0^\circ$) に比べて大きくなっている。また、排気風道を想定した場合には、 $\Psi(z)$ が 1 に到達した以後は、気流中の水蒸気が霧へ相変化し潜熱を放出することで断熱膨張による Θ の低下率が抑えられる傾向をもっている。

3・4 濡れ率と濡れの面積率の影響について

式 (24) と (31) による濡れ率 ϕ で規定した風道および式 (26) と (32) による濡れの面積率 ϕ_a で規定した風道における気流温度の予測値を Danko ら¹⁷⁾の報告に示されている各種コード

による結果を含めて比較したものを表 2 に示す。本計算の解析条件は、表 1 で示した Danko ら¹⁷⁾が行った条件と同一である。ただし、各解析コードでの ϕ または ϕ_a の定義が不明であるため、その区別は明確にしていない。Danko ら¹⁷⁾は、彼らの論文で各解析コードの結果が相違していることを指摘しているが、その原因はわからないと述べている。著者らの計算結果との類似性からこの相違について推測すると、CLIMSM, Danko らの解析コードは濡れ率 ϕ で、TUNNEL および Mousset-Jones の場合では濡れの面積率 ϕ_a で濡れを規定している可能性が高いものと考えられる。また、 ϕ および ϕ_a のいずれも 0.15 に設定した場合は、濡れ率 ϕ の場合が面積率 ϕ_a の場合に比較して気流温度が低く、湿度が高い (湿球温度が高い) ことから、濡れの効果が定量的に大きく表れていることがわかる。この定量的評価の詳細については、別報¹⁶⁾で詳述しているので参照されたい。

4. 結 言

本論文では、濡れた地下風道における壁面温度を求める簡潔な近似式を提示し、これを利用した風道の気流温度および湿度の実用的な予測システムを提示した。

本論文を要約すると以下のとおりである。

1) 濡れた地下風道における壁面温度について、それ自身で完結した陽関数表示による予測近似式 (23) および (24) を提示した。これによって求めた壁面温度は、数値差分法を適用した岩盤温度解析の計算結果とほぼ一致することを明らかにした。また、式 (23) における気流温度 Θ の適用範囲は $0 \sim 32^\circ\text{C}$ であるが、飽和絶対湿度に関する近似多項式の係数を計算し、式 (23) の係数を修正することで適用範囲を変更できる (例: $15 \sim 40^\circ\text{C}$, 付記参照)。

2) 壁面温度を求める近似式を用いた地下風道の気流温度および湿度の予測システムを構築した。また、この結果が公表されている解析コードや数値差分法による計算結果との比較から、本計算手法が妥当であることを明らかにした。

3) 濡れた水平および傾斜風道における気流の湿熱環境に関して、起点における温度、湿度、風道の濡れ率、風道傾斜角などの各パラメータの影響についての予測結果を示した。

4) 風道における濡れ率と濡れの面積率について、同一の条件を設定した場合の気流温度・湿度の予測値を比較した。その結果、濡れ率を用いた場合では、面積率を用いた場合に比較して気流温度が低く、湿度が高い結果を与えた。すなわち、濡れ率の方が濡

 表 2 濡れた風道に関する各解析コードと本計算結果の比較 ($t = 3 \text{ years}$, 解析条件は表 1 と同一)

モデル	ϕ , ϕ_a	乾球温度 Θ ($^\circ\text{C}$)	湿球温度 Θ_{WB} ($^\circ\text{C}$)
CLIMSM*	0.15	26.74	25.68
Danko et al.*	0.15	27.88	26.11
本計算モデル [式(24), (31)]	$\phi = 0.15$	27.68	25.65
TUNNEL*	0.15	29.38	25.74
Mousset-Jones*	0.15	29.78	25.69
本計算モデル [式(26), (32)]	$\phi_a = 0.15$	29.12	25.55

*: 出典が Danko et al.¹⁷⁾の Table 2 であることを示す

れの効果を大きく与えることがわかった。また、Danko ら¹⁷⁾が報告している解析コード間の差異が2つの濡れの定義の相違によってもたらされた可能性が高いことを明らかにした。

なお、著者らは通気網シミュレータ MIVENA の開発を同時に進めてきているが、風道壁面温度の近似式 (24) と (26) を用いた気流の温熱環境の予測手法が通気風道のネットワーク解析に対しても簡単に応用でき、従来の著者らの解析方法¹⁴⁾に比較して直接的に壁面温度を算定できる利点があるため解析スキームを極めて簡潔にすることが可能となった。

本研究の一部は、文部省科学研究費補助金によったことを付記する。

引用文献

- 1) Goch, D. C. and Patterson, H. S. : The Heat Flow into Tunnels, J. of the Chemical, Metallurgical and Mining Soc. of S. Afr. Sept. p. 117-128, (1940)
- 2) Starfield, A. M. and Bleloch, A. L. : A New Method for the Computation of Heat and Moisture Transfer in a Partly Wet Airway, J. of the S. Afr. of Inst. of Mining and Metallurgy, Nov./Dec., p. 263-269, (1983)
- 3) 天野・山下・川辺・平松：年間気流温度および湿度の予測計算，日本鉱業会誌，Vol. 96, p. 13-17, (1980)
- 4) 柳本・内野：乾燥した坑道における通気温度計算，日本鉱業会誌，Vol. 90, p. 583-587, (1974)
- 5) 柳本・内野：坑道周辺岩盤中の温度分布および岩盤から放散される熱量について，日本鉱業会誌，Vol. 96, p. 71-77, (1980)
- 6) 内野・井上・柳本：湿潤した坑道における通気温度および湿度の変化，日本鉱

業会誌，Vol. 98, p. 1123-1128, (1982)

- 7) 井上・内野：通気の温度および湿度計算における種々の坑道条件の取り扱いについて，資源と素材，Vol. 106, p. 7-12, (1990)
- 8) 井上・内野：湿潤した坑道における通気温度および湿度の実用計算法—坑内熱環境に及ぼす水の影響に関する研究（第2報）—，日本鉱業会誌，Vol. 107, p. 353-257, (1986)
- 9) McPherson, M. J. : The Analysis and Simulation of Heat Flow into Underground Airway, Int. J. Mining and Geological Engineering, Vol. 4, p. 165-196, (1986)
- 10) Amano, K., Sakai, K. and Mizuta, Y. : A calculation System using a Personal Computer for the Design of Underground Ventilation and Air Conditioning, Mining Science and Technology, Vol. 4, p. 193-208, (1987)
- 11) Gibson, K. : The Computer Simulation of Climatic Conditions in Underground Mines, Ph. D Thesis, Univ. of Nottingham, U. K., (1976)
- 12) 機械工学便覧（改訂5版）日本機械学会，p. 11-89, (1974)
- 13) 張曉明：地下風道における気流温度および湿度の予測解析，秋田大学大学院鉱山学研究科修士論文，(1992)
- 14) 佐々木・宮腰・小野塚・木下：地下通気網における気流温度・湿度予測解析システム，資源と素材，Vol. 108, p. 378-388, (1992)
- 15) 張・水田・佐々木・宮腰：気流温度および湿度の予測解析，資源と素材，Vol. 110, p. 653-660, (1994)
- 16) Sasaki, K., Zhang, X., Miyakoshi, H. and Mizuta, Y. : Numerical Simulation to Evaluate Wetness for Striped Partly Wet Patterns in Underground Airways, Proc. of MIMJ/AusIMM Joint Symp., Ube, p. 393-400, (1994)
- 17) Danko, G., Mousset-Jones, P. and McPherson, M. J. : Air Temperature Calculation in Hot Airways, Computer Applications in the Mineral Industry (Fytas, Colis and Singhal Eds.), p. 613-623, (1988), Balkema (Rotterdam)

〔付記〕壁面温度 θ_w 予測用サブルーチン

(気流温度 θ の適用範囲：0～32℃)

注) 気流温度 θ の適用範囲を 15～40℃ にする場合には，式 (23) を以下のように変更する。

$$\begin{aligned}\Delta_c &= 22.0 \phi (1 - \psi) - (1 - 1.11 \cdot \phi \psi) \theta \\ &\quad - 0.0873 \cdot \phi \psi \theta^2 - \theta_0 \cdot \eta_{tw}/B_i \\ \Delta_b &= 1 + \eta_{tw}/B_i - 1.11 \phi \\ \Delta_a &= 0.0873 \phi\end{aligned}$$

また，プログラム中の定数を以下のように置換する。

$$[9.09 \rightarrow 22.0, 0.436 \rightarrow -1.11, 0.0467 \rightarrow 0.0873]$$

```
C*****
C*      Rock Surface Temperature of Wet Underground Airway
C*
C*      SUBROUTINE WETTEM (ROCKT0, FLAMBD, RHO, CP, RO, ALPHA, WETNESS
C*      , AIRT, RHUM, TDAY, ROCKST)
C*
C*      FORTRAN 77 Prog. by Kyuro SASAKI, Mining College, Akita University
C*
C*      g ROCKT0 : Virgin Rock Temperature ( degC )
C*      g FLAMBD : Thermal Conductivity of Rock ( W/m degC )
C*      g RHO : Density of Rock ( kg/m3 )
C*      g CP : Thermal Capacity of Rock ( J/kg degC )
C*      g RO : Radius of Airway ( m )
C*      g ALPHA : Convective Heat Transfer Coefficient ( W/m2 degC )
C*      g WETNESS : Wet Degree of Rock Surface >=0 ( - )
C*      g AIRT : Airflow Temperature (0-32 degC) ( degC )
C*      g RHUM : Relative Humidity of Airflow(%) /100 ( - )
C*      g TDAY : Time from Beginning of Ventilation ( day )
C*      r ROCKST : Rock Surface Temperature ( degC )
C*      g : must be given r: return
C
C*      BI : Biot Number ( - ), SA : Thermal Diffusivity of Rock (m2/s)
C*      BI=ALPHA*RO/FLAMBD
C*      SA=FLAMBD/(RHO*CP)
C
C*      AIRT1=AIRT
C*      AIRT2=AIRT1*AIRT1
C*      AIRT3=AIRT1*AIRT2
C*      AIRT4=AIRT2*AIRT2
```

```
C
C      TS : Time ( s ) TAU : Fourier Number ( - )
C      TS = TDAY*24.*3600.
C      TAU=TS*SA/(RO*RO)
C      RLOGT=ALOG(TAU)
C
C      FT : Time Factor ( Starfield et al.)
C      IF (TAU.LE.1.5) THEN
C          FT = 1./(.9879+.3281*RLOGT+.03064*RLOGT*RLOGT)
C      ELSE IF (TAU.LE.10.) THEN
C          FT = 1./(.979813+.37386*RLOGT)
C      ELSE IF (TAU.LE.100.) THEN
C          FT = 1./(.839337+.444718*RLOGT)
C      ELSE IF (TAU.LE.1000.) THEN
C          FT = 1./(.683043+.479054*RLOGT)
C      ELSE
C          P = .57722/(ALOG(4.*TAU)-1.15444)
C          P2 = P*P
C          P3 = P*P2
C          FT = 2.*P*(1.-P-P2-P3)/.57722
C      END IF
C
C      AHS : Saturated Absolute Humidity ( kg/kgDA )
C      AHS = .001*(3.785+.2607*AIRT1+.01177*AIRT2+.1648E-5*AIRT3
C      +.6209E-5*AIRT4)
C
C      AH : Absolute Humidity ( kg/kgDA )
C      DHUM : Degree of Saturation(%) /100
C      DHUM=RHUM
C      FOR 1000 I = 1, 3
C          AH=AH+DHUM
C          DHUM=RHUM*(AH+.622)/(AHS+.622)
C      CONTINUE
C
C      WETHUM=WETNESS*DHUM
C      IF (WETNESS.LT.1.E-4) THEN
C          ROCKST=AIRT+FT*(ROCKT0-AIRT)/(FT+BI)
C      ELSE
C          DELTA0 = 9.09*WETNESS*(1.-DHUM)-(1.+4.36*WETHUM)*AIRT1
C          DELTA1 = -.0467*WETHUM*AIRT2 - FT/BI*ROCKT0
C          DELTA2 = .0467*WETNESS
C          ROOTIN = (DELTA1*DELTA1-4.*DELTA2*DELTA0
C          ROCKST=(-DELTA1+SQRT(ROOTIN))/(2.*DELTA2)
C      END IF
C
C      RETURN
C      END
```