直接加圧方式アブレイシブジェットの研磨材粒子加速特性*

清水 誠 二*¹, 呉 澤 龍*²Acceleration Characteristics of Abrasive Particles
in Premixed Abrasive Water Jet Nozzle

Seiji SHIMIZU and Ze-Long WU

It has been shown that the premixed abrasive water jet system has a greater capacity for drilling and cutting than the conventional abrasive water jet system. In the present investigation, the motion of spherical particles in a premixed abrasive water jet nozzle is investigated theoretically. The flow in the nozzle is treated as one-dimensional flow. Convergent nozzles with and without a cylindrical focusing section are studied. The numerical results show that the particle velocity at the outlet of the nozzle has a tendency to increase in proportion to the square root of the injection pressure. The outlet particle velocity decreases with increasing diameter and specific gravity of the particles. The optimum length of the focusing section increases with increasing diameter and specific gravity of the particles.

Key Words: Multiphase Flow, Numerical Analysis, Jet Cutting, Premixed Abrasive Water Jet, Nozzle, Particle Velocity

1. 緒 言

アブレイシブジェットの加工能力は研磨材粒子の獲得している速度に左右されるので、研磨材をノズル出口部で混入する方式における粒子の加速機構⁽¹⁾や環状噴流における粒子加速機構⁽²⁾に関する研究が行われている。ところで、研磨材を水に混入してスラリーとし、これを直接加圧して噴射する方式のアブレイシブジェットは、研磨材をノズル出口部で水噴流中に混入する方式と比べてかなり低い噴射圧においても高い加工能力を有することが報告されており⁽³⁾、その加工特性に関する研究^{(4)~(6)}が行われている。この方式による研磨材粒子の加速特性に関して、Laurinat ら⁽⁷⁾は入口部が円すい状で直径一定の円筒状出口部(フォーカス部)を有するノズルにおける粒子加速特性を検討し、フォーカス部長さには最適値が存在することを指摘している。さらに Guo ら⁽⁸⁾は、粒子の運動を理論的に検討しているが、研磨材粒子の加速特性や好適なノズル形状に関しては、いまだ十分に解明されているとはいえない。

本研究では、より高い加工能力をもつアブレイシブジェットの開発を目的として、直接加圧方式アブレイシブジェットノズル内における研磨材粒子加速特性を理論的に解析し、好適なノズル形状、および粒径や粒子密度が粒子加速特性に及ぼす影響などを明らかにする。さらに、ノズル形状と切断深さに関する既存実験結果と本解析結果との比較検討を行う。

2. 解 析 方 法

2・1 ノズル形状、流速および圧力分布 図1に示すように、長さ L_c の収縮部および直径 $D_f (=D_2=D_3)$ 一定で長さ L_f の円筒状出口部(フォーカス部)をもつ先細ノズルを考える。収縮部が円すい状のノズルをタイプ1、収縮部の曲率半径が R_c のノズルをタイプ2と称することとする。研磨材濃度は十分小さいものとし、研磨材粒子が混入していることが流れに及ぼす影響は考慮しない。後述の数値例では噴射圧 200 MPa までの計算を行っているが、水の圧縮性は無視できるものとする。また、流れは一次元的であり、ノズルの軸に直角方向への流速変化および圧力変化はないものとする、連続の式から次式が成立する。

$$D^2 V_w = D_1^2 V_{w1} = D_2^2 V_{w2} = D_3^2 V_{w3} \cdots \cdots (1)$$

ここで、 D はノズル入口から距離 x の位置における

* 原稿受付 平成5年12月13日。

*¹ 正員、広島工業大学 (〒731-51 広島市佐伯区三宅2-1-1)。*² 広島工業大学。

図1 ノズル形状

直径, V_w は水の速度であり, 添字 1~3 はそれぞれノズル入口, フォーカス部入口(収縮部出口), およびフォーカス部出口を表す.

ノズル内流れの圧力損失としては, ノズル収縮部における損失とフォーカス部における管摩擦損失が考えられ, 損失のある場合についてのベルヌーイの式から次式が成立する.

$$p_1 + \frac{\rho V_{w1}^2}{2} = p_2 + \frac{\rho V_{w2}^2}{2} + \zeta \frac{\rho V_{w2}^2}{2} \\ = p_3 + \frac{\rho V_{w3}^2}{2} + \zeta \frac{\rho V_{w3}^2}{2} + \lambda \frac{L_F}{D_F} \frac{\rho V_{w3}^2}{2} \quad \dots (2)$$

ここで ρ は水の密度である. 後述の数値計算例では特に断らない限り, 収縮部における損失係数 ζ を零として計算を行う. 一方, 直接加圧方式アブレイシブジェットノズルのフォーカス部の直径は 1~2 mm 程度, 計算を行う最高噴射圧を 200 MPa (これまで報告されているシステムの最高噴射圧は 69 MPa⁽⁴⁾) とすると, フォーカス部における流れのレイノルズ数は 10^5 のオーダーであるので, フォーカス部の管摩擦係数 λ はニコラウゼの式を用いて算出することができる.

2.2 研磨材粒子の運動方程式 実際の研磨材粒子

の形状は不定であり, 鋭い角を有する. しかしながら, このような粒子に作用する流体力を求め, その運動を解析するのは困難であるので, 以下では粒子を球形であるものとして取扱うこととする. また, 粒子間の相互作用および粒子の存在が水の流れに及ぼす影響は考慮しない. このとき, 粒子の運動方程式は次式で与えられる⁽⁹⁾⁽¹⁰⁾.

$$M_A(dV_A/dt) = F_P + F_D + F_V + F_B \quad \dots (3)$$

ここで, M_A および V_A はそれぞれ研磨材粒子の質量および速度, F_P は流れ場の圧力こう配による力, F_D は粒子と水の相対速度による抗力, F_V は付加質量に起因する力, F_B はいわゆるバセット力である. 流れ場の圧力こう配に起因する力 F_P は粒子の半径を r とすると, 次式で与えられる.

表1 C_D と Re の関係

Re	C_D
$Re \leq 0.1$	$24.0/Re$
$0.1 < Re \leq 1.0$	$22.73/Re + 0.0903/Re^2 + 3.69$
$0.1 < Re \leq 10.0$	$29.1667/Re - 3.8889/Re^2 + 1.222$
$10.0 < Re \leq 100.0$	$46.5/Re - 116.67/Re^2 + 0.6167$
$100 < Re \leq 1000.0$	$98.33/Re - 2778.0/Re^2 + 0.3644$
$1000.0 < Re \leq 5000.0$	$148.62/Re - 4.75 \times 10^4/Re^2 + 0.357$
$5000.0 < Re \leq 10000.0$	$-490.546/Re + 57.87 \times 10^4/Re^2 + 0.46$
$10000.0 < Re \leq 50000.0$	$-1662.5/Re + 5.4167 \times 10^6/Re^2 + 0.5191$
$Re > 50000.0$	0.44

$$F_P = -\frac{4}{3}\pi r^3 \frac{dp}{dx} \quad \dots (4)$$

粒子と水の相対速度による抗力 F_D は, 次式で与えられる.

$$F_D = \frac{1}{2}\pi r^2 \rho C_D (V_w - V_A) |V_w - V_A| \quad \dots (5)$$

ここで, 抗力係数 C_D は $V_w - V_A$ を代表流速とし, 粒子の直径を代表寸法とするレイノルズ数 Re の関数で, Morsi ら⁽¹¹⁾ に従い, 表1のように与えるものとする. 付加質量に起因する力 F_V およびバセット力 F_B は, それぞれ次式で表される⁽¹⁰⁾.

$$F_V = \frac{2}{3}\pi r^3 \rho C_V \left(\frac{dV_w}{dt} - \frac{dV_A}{dt} \right) \quad \dots (6)$$

$$F_B = 6C_B r^2 \sqrt{\pi \rho \mu} \int_0^t \frac{d(V_w - V_A)/d\tau}{\sqrt{t - \tau}} d\tau \quad \dots (7)$$

$$C_V = 2.1 - 0.132 C_A^2 / (1 + 0.12 C_A^2) \quad \dots (8)$$

$$C_B = 0.48 + 0.52 C_A^3 / (1 + C_A^3) \quad \dots (9)$$

ここで, μ は水の粘度, C_A は加速度係数で次式で定義される.

$$C_A = \frac{2r}{(V_w - V_A)^2} \frac{d(V_w - V_A)}{dt} \quad \dots (10)$$

3. 数値計算結果および考察

ノズル入口における研磨材粒子速度と水の速度は等しいものとし, 式(3)~(7)をルンゲ・クッタ法を用いて解いた. 計算は特に断らないかぎり, ノズル入口直径 $D_1 = 7$ mm, フォーカス部直径 $D_F (= D_2 = D_3) = 1$ mm, 収縮部長さ $L_c = 10$ mm とし, タイプ1および曲率半径 $R_c = 18.2$ mm のタイプ2のノズルについて計算を行った. また, 研磨材は比重4の球形粒子であるとし, 噴流は大気中に噴射するものとする.

3.1 フォーカス部をもたないノズル 図2に, フォーカス部をもたない先細ノズルについて, 出口流速 V_{w2} および出口における粒子速度 V_{A2} とノズル上流圧力 p_1 の関係を示す. ここで, 粒子直径は 100 μ m とし

いる。 V_w^* は p_1 の1/2乗に比例して増加し、また V_{A2} もほぼ同様である。ノズル内における損失を零としているので、 V_w^* は実現可能な最高の速度である。以後の計算結果においては、流速および粒子速度は V_w^* で無次元化して表示する。

図3および図4に、粒子直径 $2r$ および粒子密度 ρ_A が収縮部出口における無次元粒子速度 V_{A2}/V_w^* に及ぼす影響をそれぞれ示す。図3、4は $p_1=20$ MPaの場合

図2 ノズル出口流速および出口粒子速度と噴射圧の関係 (フォーカス部をもたないノズル)

図3 出口粒子速度と粒子直径の関係 (フォーカス部をもたないノズル)

図4 出口粒子速度と粒子密度の関係 (フォーカス部をもたないノズル)

を示しているが、 V_{A2}/V_w^* は $p_1=10\sim 200$ MPaの範囲において、圧力の影響をほとんど受けない。粒子直径が小さいほど、また ρ_A/ρ が小さいほど V_{A2}/V_w^* は大きな値をとる。また、タイプ1と比べてタイプ2のノズルを用いた場合のほうが、より大きな速度に粒子を加速することができる。

3・2 フォーカス部を有するノズル 収縮部下流に直径一定の円筒状フォーカス部を設けることによって、粒子速度をさらに増加させることができる。フォーカス部が長いほど粒子速度は水の速度に漸近するが、管摩擦抵抗の増加によってフォーカス部の流速は減少するので、最適フォーカス部長さが存在する。 $p_1=20$ MPaの場合について、フォーカス部長さ $L_F=10$ mmのノズル内における流速 V_w および粒子速度 V_A の変化を図5に示す。ここで、粒子直径は $100\ \mu\text{m}$ である。前述のように、収縮部出口においてはタイプ2のノズルの粒子速度がタイプ1と比べて大きい。フォーカス部出口における粒子速度にはほとんど差がなくなる。これは、タイプ1のノズルではタイプ2のノズルと比べてフォーカス部入口での水・粒子間の速度差が大きく、フォーカス部においてより大きな F_D が粒子に作用することに起因する。

各種収縮部形状のノズルについて、フォーカス部長さ L_F がフォーカス部出口粒子速度 V_{A3} に及ぼす影響を図6に示す。ここで、 $p_1=20$ MPa、粒子直径 $2r$ は $100\ \mu\text{m}$ である。 V_{A3}/V_w^* は L_F/D_F とともに急激に増加し、ほぼ一定値をとった後ゆるやかに減少し、ノズル出口における流速 V_{w3}/V_w^* に漸近する。ある程度以上の長さのフォーカス部をもつノズルの場合、ノズル収縮部形状はフォーカス部出口における粒子速度にほとんど影響を与えないことがわかる。

粒子直径がフォーカス部出口粒子速度 V_{A3} とフォーカス部長さ L_F との関係に及ぼす影響を図7に示す。ここで、 $p_1=20$ MPaで $L_c=10$ mmのタイプ1のノズルである。フォーカス部をもたないノズルの場合

図5 ノズル内流速および粒子速度 (フォーカス部を有するノズル)

図 6 出口粒子速度に及ぼす収縮部形状の影響
(フォーカス部を有するノズル)

図 7 出口粒子速度に及ぼす粒子直径の影響
(フォーカス部を有するノズル)

と同様に、粒子直径が大きいほど V_{A3} は減少する。また、図 7 にはフォーカス部出口における粒子速度が最大となるフォーカス部長さを破線で示すが、粒子直径が大きいほど最適フォーカス部長さは長くなる。比重 4 の粒子について、最適長さのフォーカス部を有するノズルの出口粒子速度と、フォーカス部をもたないノズルのそれとの比は、粒子直径 50 μm では約 1.23、粒子直径 400 μm では約 1.16 であり、フォーカス部は研磨材粒子の直径が小さいほど粒子加速に関してより重要な役割をはたす。

噴射圧 p_1 と最適フォーカス部長さ $L_{F(\text{opt})}$ の関係を図 8 に示す。さらに、最適長さのフォーカス部をもつノズルを用いた場合のノズル出口粒子速度 $(V_{A3}/V_w^*)_{\text{max}}$ とノズル上流圧力 p_1 の関係を図 9 に示す。ここでノズルは、 $L_c=10\text{ mm}$ のタイプ 1 である。最適フォーカス部長さは、噴射圧が大きいほど長くなる傾向をもつが、その変化はわずかである。また、

図 8 最適フォーカス部長さと噴射圧の関係

図 9 最適長さのフォーカス部を有するノズルにおける出口粒子速度と噴射圧の関係

図 10 出口粒子速度に及ぼす粒子密度の影響
(フォーカス部を有するノズル)

$(V_{A3}/V_w^*)_{\text{max}}$ は p_1 に依存せず、ほぼ一定値をとる。すなわち、ノズル出口における粒子速度の最大値は、噴射圧のほぼ 1/2 乗に比例して増加する。

$p_1=20\text{ MPa}$, $L_c=10\text{ mm}$ のタイプ 1 のノズルについて、粒子密度 ρ_A がフォーカス部における粒子加速特性に及ぼす影響を図 10 に示す。ここで、粒子直径は 100 μm である。 ρ_A/ρ が大きいほど V_{A3} は小さくなり、破線で示す最適フォーカス部長さも長くなる。また、

図 11 出口粒子速度に及ぼす収縮部損失の影響
(フォーカス部を有するノズル)

最適長さのフォーカス部を有するノズルの出口粒子速度とフォーカス部をもたないノズルのそれとの比は、 $\rho_A/\rho=2$ では約 1.06、 $\rho_A/\rho=8$ では約 1.45 であり、密度の大きい粒子を用いる場合ほど、フォーカス部が粒子加速に関して重要な役割をはたすことがわかる。

アブレイシブジェットによる材料除去率は単位時間に衝突する粒子の有する運動エネルギーの総和に比例すると考えられている⁽¹²⁾。粒子直径および粒子密度が大きくなると粒子速度は減少するが、粒子の運動エネルギーは粒子質量に比例するので、粒子直径および密度には最適値が存在することになる。

これまでの計算例では、ノズル収縮部での損失を考慮していないが、 $p_1=20$ MPa について収縮部の損失係数を $\zeta=0.1$ および 0.2 と仮定した場合の V_{A3}/V_w^* と L_F/D_F の関係を、 $L_c=10$ mm のタイプ 1 のノズルについて図 11 に示す。 V_{w3}/V_w^* および V_{A3}/V_w^* は $\zeta=0$ の場合と比較して損失分だけ低下するが、 V_{w3}/V_w^* および V_{A3}/V_w^* の L_F/D_F との関係は $\zeta=0$ の場合とほぼ同様であり、破線で示す最適フォーカス部長さ L_c の影響をほとんど受けない。

3.3 既存実験結果との比較 Laurinat ら⁽⁷⁾ は、 $L_c=3.8$ mm で 60° のテーパをもち出口直径が 1.6 mm のノズルについて、フォーカス部長さが切削深さに及ぼす影響を実験的に検討している。噴射圧は 175 bar、研磨材は比重 3.9~4.1 で粒度 355~500 μm のガーネットであり、研磨材供給量を一定、送り速度 50 mm/min でアルミニウム合金製の試験片を用いた実験を行っている。図 12 に切削深さと全ノズル長さ $L(=L_c+L_F)$ の関係を、スタンドオフ距離 5 mm および 10 mm について示す。また、図 12 には、粒子比重 4、粒子直径 500 μm 、 $\zeta=0$ として本方法を用いて

図 12 出口粒子速度および切断深さとノズル長さの関係

計算した V_{A3} と L の関係を示す。さらに、最適ノズル長さの場合の粒子速度で無次元化した粒子運動エネルギー $(V_{A3}/V_{A3max})^2$ とノズル長さとの関係についての計算結果も示している。本方法で得られた最適ノズル長さと Laurinat らが実験的に得た最適ノズル長さとはほぼ一致し、本解析の妥当性を示している。

4. 結 論

直接加圧方式アブレイシブジェットノズル内における研磨材粒子の加速特性を解明するため、粒子は球形であると仮定し、一次元流れとしての取扱いによって、粒子の運動を理論的に検討した。さらに、切断深さとフォーカス部長さとの関係についての既存実験結果を本解析結果と比較した。本解析による主要な結論は以下のとおりである。

- (1) 直接加圧方式アブレイシブジェットにおける研磨材粒子速度は、噴射圧のほぼ 1/2 乗に比例して増加する。
- (2) 収縮部下流に直径一定の円筒状のフォーカス部を設けることによって、研磨材粒子速度を増加させることができる。
- (3) フォーカス部長さには最適値が存在する。本方法によって得たフォーカス部出口粒子速度とフォーカス部長さとの関係は、切断深さとフォーカス部長さに関する既存の実験結果と対応する。
- (4) 研磨材粒子がノズル出口に至るまでに獲得する速度は、粒子直径が大きいほど、また粒子の比重が大きいほど小さくなる。
- (5) 最適フォーカス部長さは、粒子直径が大きいほど、またその比重が大きいほど長くなる傾向がある。

実際のアブレイシブジェットの加工特性を完全に解明するためには、噴流内における粒子速度の変化も検討する必要がある。さらに、本解析ではノズル形状が

噴流の流動構造に及ぼす影響については考慮していないが、噴流の流動構造はアブレイシブジェットの加工特性に影響することが知られている。また、直接加圧方式アブレイシブジェットにおいては比較的高い研磨材濃度を用いることが多く、噴流の流動構造は粒子を含まない水噴流のそれとは異なってくる⁽¹³⁾ので、粒子が流動構造に及ぼす影響についても考慮する必要がある。これらについての検討は今後の課題としたい。

文 献

- (1) Isobe, T., Yoshida, H. and Nishi, K., Distribution of Abrasive Particles in Abrasive Water Jet and Acceleration Mechanism, *Proc. 9th Int. Symp. Jet Cutting Tech.*, (1988), 217.
- (2) 濱田・神山・山崎・坪田, 環状噴流による鋼球の加速特性に関する研究(一次元流れとしての評価), *機論*, 55-511, B(1989), 670.
- (3) Fairhurst, R. M., Heron, R. A. and Saunders, D. H., DIAJET-A New Abrasive Water Jet Cutting Technology, *Proc. 8th Int. Symp. Jet Cutting Tech.*, (1986), 395.
- (4) Walters, C. L. and Saunders, D. H., DIAJET Cutting for Nuclear Decommissioning, *Jet Cutting Technology*, (1991), 427, Elsevier Science.
- (5) Domann, H. and Alba, H., Experimental Research on Jet Cutting for Subsea Applications, *Jet Cutting Technology*, (1991), 489, Elsevier Science.
- (6) 清水, 直接加圧方式水中アブレイシブジェットの壊食特性, *機論*, 59-566, B(1993), 311.
- (7) Laurinat, A., Louis, H. and Tebbing, G., Premixed Abrasive Water Jets - The Influence of Important Parameters, *Jet Cutting Technology*, (1992), 577, Kluwer Academic Pub.
- (8) Guo, C., Cheng, D. and Liu, L., Mathematical Modeling of the Accelerating Process of Particles in DIA-JET, *Proc. 7th Am. Water Jet Conf.*, (1993), 287.
- (9) White, B. R. *Encyclopedia of Fluid Mechanics*, 4(1986), 240, Gulf Pub.
- (10) Clift, R., Grace, J. R. and Weber, M. E., *Bubbles, Drops, and Particles*, (1978), 296, Academic Press.
- (11) Morsi, S. A. and Alexander, A. J., An Investigation of Particle Trajectories in Two-Phase Flow System, *J. Fluid Mech.*, 55-2(1972), 193.
- (12) Geskin, E. S., Technology of Waterjet Machining and Manufacturing Processes for the Year 2000 and Beyond, *ウォータージェット技術に関する国際シンポジウム講論集*, (1993), 53.
- (13) 清水, 直接加圧方式アブレイシブジェットの流動構造と壊食特性, *機論*, 940-10 (1994), 495.