

UPACS を用いたタービン静動翼におけるサンドエロージョン現象の数値予測 Numerical Simulation of Sand Erosion Phenomena in Turbine Stage using UPACS

- 上野学, 東理大院, 東京都葛飾区新宿 6-3-1, E-mail: 4518509@ed.tus.ac.jp
- 守裕也, 東理大, 東京都葛飾区新宿 6-3-1, E-mail: mamori@uec.ac.jp
- 福留功二, 東理大, 東京都葛飾区新宿 6-3-1, E-mail: kfukudome@rs.tus.ac.jp
- 山本誠, 東理大, 東京都葛飾区新宿 6-3-1, E-mail: yamamoto@rs.kagu.tus.ac.jp
- 鈴木正也, JAXA, 東京都調布市深大寺東町 7-44-1, E-mail: suzuki.masaya@jaxa.jp
- 大北洋治, JAXA, 東京都調布市深大寺東町 7-44-1, E-mail: okita.yoji@jaxa.jp
- Manabu Ueno, Tokyo University of Science, 6-3-1 Niijuku, Katsushika-ku, Tokyo
- Hiroya Mamori, Tokyo University of Science, 6-3-1 Niijuku, Katsushika-ku, Tokyo
- Koji Fukudome, Tokyo University of Science, 6-3-1 Niijuku, Katsushika-ku, Tokyo
- Makoto Yamamoto, Tokyo University of Science, 6-3-1 Niijuku, Katsushika-ku, Tokyo
- Masaya Suzuki, Japan Aerospace Exploration Agency, 7-44-1 Jindaiji Higashi-machi, Chofu-shi, Tokyo
- Yoji Okita, Japan Aerospace Exploration Agency, 7-44-1 Jindaiji Higashi-machi, Chofu-shi, Tokyo

Recently, ceramic matrix composites (CMCs) are expected to utilize for the components of gas turbine engines due to its low density, high strength, and high rigidity in the high-temperature condition. The environmental barrier coating (EBC) is a key technology for the practical application of CMC to prevent surface regression from particulate and water vapor environments. However, the anti-erosion characteristics of CMC and EBC have not been clarified. In the present study, the authors performed numerical simulations of particulate erosion phenomena in a high-pressure turbine first stage and investigated the differences in the damage pattern and the performance between particle sizes. The results show that the small particles damage the stator vanes but the large particles significantly erode the rotor blades and the deterioration of the aerodynamic performance is the most severe due to small particles.

1. 緒言

エネルギー問題・環境問題の観点から、航空機のジェットエンジンには効率向上が求められている。そのためにはタービン入口温度の高温化が必要不可欠であることから、タービンの構造部材には極めて高い耐熱性が要求されている。これまではNi基超合金の発展によって高温化が支えられてきたが、近年は使用温度が合金の融点に近づいており、高温化の限界を迎えつつある。CMCはセラミックスの複合材料であり、耐熱性・比強度が高く、靱性的変形挙動を示すため、次世代の構造部材として期待されている。しかし、CMCの欠点として、耐酸化性や耐エロージョン性が低いことが挙げられる。砂漠地帯や火山灰の存在する地域で航空機を運航させる際、固体粒子がエンジン入口から吸引されることでエンジン内部の材料に損傷を与える可能性がある。この現象はサンドエロージョンと呼ばれ、CMCを構造部材として適用した場合、Ni基超合金よりも激しく損傷することが想定され、エンジンの性能低下や修繕・整備のコスト増加が懸念される。CMCはNi基超合金とは損傷のモードが異なるため、エンジン内部でどのように損傷が発生するかが不明であり、CMCの実用化に向けてその解明が求められている。

Fumaら⁽¹⁾はCMCタービン静翼の三次元エロージョン数値解析を行い、壊食分布や壊食前後の空力性能変化を調査した。しかし、彼らの研究は低圧タービンを対象としており、翼材料の耐熱性向上が最も期待されている高圧タービンについてはエロージョンに関する知見が不足している。そこで上野ら⁽²⁾は高圧タービン静翼に対するエロージョン解析を行い、Ni基超合金とCMCを翼材料に適用した場合の損傷パターンや性能変化の相違を評価した。

一方、上述の利点から、動翼へのCMC導入も考えられている。特に動翼では静翼よりも軽量化による利得が大きい。しかし、タービン静動翼のエロージョンに関する研究はほとんど行われていない。粒子が静動翼干渉の影響を受けるため、エロージョン現象

はより複雑さを増す。実験的には、エロージョンによる翼の損傷量や上流・下流の流れの状態量が計測されるにとどまっており、粒子の運動や三次元的な流れの変化などは計測されていない。そこで数値シミュレーションにより、実験的に計測困難なデータを得ることができれば、エロージョンによる被害を抑制するために役立つ知見を提供できると期待される。

また、粒子の大きさはその挙動や壊食分布にも大きな影響を与えることが分かっており、特に静動翼干渉場ではその影響が顕在化すると予測される。しかし、CMC静動翼に対する粒子の大きさとエロージョンの相関については十分な研究がなされていない。本研究では、高圧タービンの初段静動翼にCMCを使用した場合を想定し、3ケースの粒子直径について、それぞれの粒子の挙動と静動翼の壊食分布の相関を調査することを目的とした。

2. 数値計算手法

本研究では、宇宙航空研究開発機構(JAXA)のインハウスコードUPACS⁽³⁾を用いて以下の手順で計算を行った。計算手法の詳細については文献(4)にて報告されている。

- (1) 流れ場計算: 壊食前の流れ場の定常解を得る。
- (2) 粒子軌道計算: 粒子を追跡する。
- (3) 壊食計算: 粒子と壁面の衝突情報から、壊食量を計算する。
- (4) 格子再生成: 壁面形状変化を反映し、計算格子を再生成する。
- (5) 流れ場再計算: 壊食後の流れ場の定常解を得る。

2. 1. 流れ場計算

流れ場計算はUPACSを用いて行った。流れ場は、三次元圧縮性乱流場を仮定した。支配方程式には、ファールブル平均した連続の式、ナビエ・ストークス方程式、エネルギー式を用い、乱流モデルにはSpalart-Allmarasモデル⁽⁵⁾を採用した。離散化はセル中心有限体積法に基づいて行った。非粘性項はRoeの近似リーマン解

法⁶⁾を MUSCL 法⁷⁾により二次精度化し、粘性項には二次精度中心差分を用いた。時間進行には MFGS 陰解法⁸⁾を適用した。

2. 2. 粒子軌道計算

粒子軌道は、個々の粒子をラグランジュ的に追跡することで得た。粒子の形状は球形で、飛翔中の変形・回転はなく、粒子の濃度は希薄であるため、流れ場に影響を及ぼさないとした。また、粒子に作用する力は流体から受ける定常抗力と動翼回転による遠心力及びコリオリ力であると仮定した。

2. 3. 壊食計算

個々の粒子衝突による壊食量の計算には Neilson-Gilchrist モデル⁹⁾を採用した。計算された壊食量の各格子セルへの配分は壊食痕の形状を直線で近似するエロージョンライン法¹⁰⁾を用いて行った。

2. 4. 格子再生成

壊食後の壁面座標は、各セルの壊食量をセル面積で除すことで得られる壊食深さに基づき、格子点を壁面法線方向に移動させることで計算した。このとき、粒子軌道計算および壊食計算から得られた壊食深さと壁面法線方向を直接用いると、格子再生成が破綻する可能性があるため、壊食深さと移動方向にスムージングを施した上で壁面格子の更新に使用した。壁面境界以外については、楕円-双曲型格子生成法¹¹⁾により格子の再構成を行った。

3. 計算対象および計算条件

本研究では、JAXA で設計された高圧タービン初段静動翼列¹²⁾

対象とした。計算領域と計算格子の概略を図 1 に示す。計算格子にマルチブロック法を採用し、周期境界条件を用いて、翼 1 枚の計算領域を対象としたセクター計算を行った。ブロック数は 27、総格子点数は約 266 万点である。図 1 はブロックごとに色分けを行った。流入境界は全圧・全温・主流の乱流粘性パラメータを固定し、流出境界は静圧を固定した。壁面については滑りなし・断熱壁として計算を行った。静翼と動翼の境界については、ミキシングプレーン法を用いた。本解析ではタービンの空力設計点を基準として、膨張比を数パターン変更した条件を設定した。膨張比は入口全圧と入口全温は一定として、出口静圧を変更することにより変化させた。粒子はアルミナとし、粒径は 20, 35, 50 μm の 3 ケースで計算を行った。粒子の投入量は、MIL-E-5007D に規定される砂吸込試験に相当する量の 10% とするが、全粒子の追跡には計算コストが過大となるため、追跡する総粒子数は 100 万個とし、総量の収支から求めた係数を乗じて局所損失質量を補正した。静翼・動翼及びエンドウォールの材質は全て CMC とした。

4. 結果と考察

4. 1. 流れ場

図 2 に空力設計点におけるミッドスパンのマッハ数分布と静圧分布を示す。静圧分布は流入全圧で無次元化を行っている。流入面のマッハ数は約 0.1、流出面のマッハ数は約 0.3 である。静翼スロート部ではマッハ数が 1 に近い領域があるが、チョークは発生していない。静圧は下流にいくほど小さくなり、出口の無次元静圧は約 0.6 である。

4. 2. 粒子軌道

図 3 に各粒径の粒子軌道を示す。粒子速度は流入速度で無次元化し色分けを行った。動翼側領域についての粒子軌道は相対座標

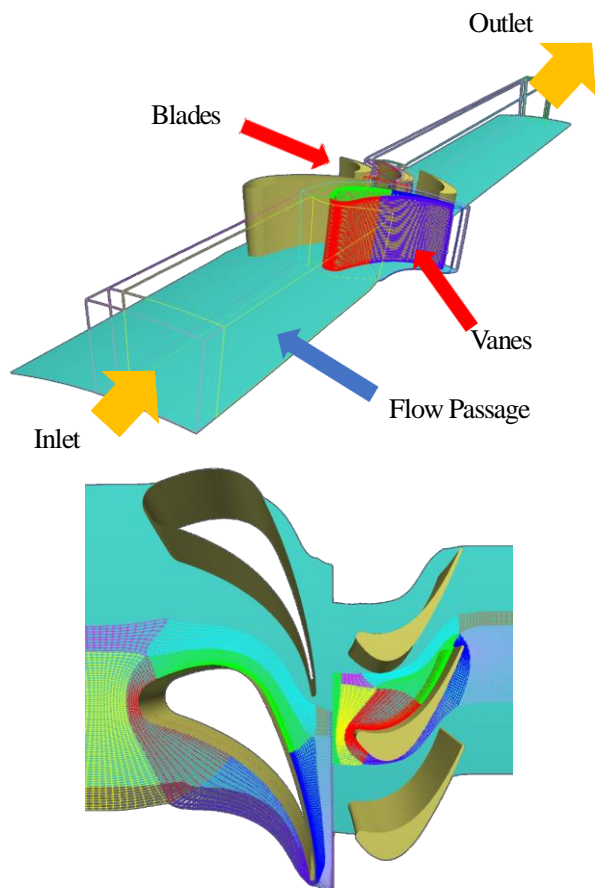


Fig. 1 Schematics of computational domain

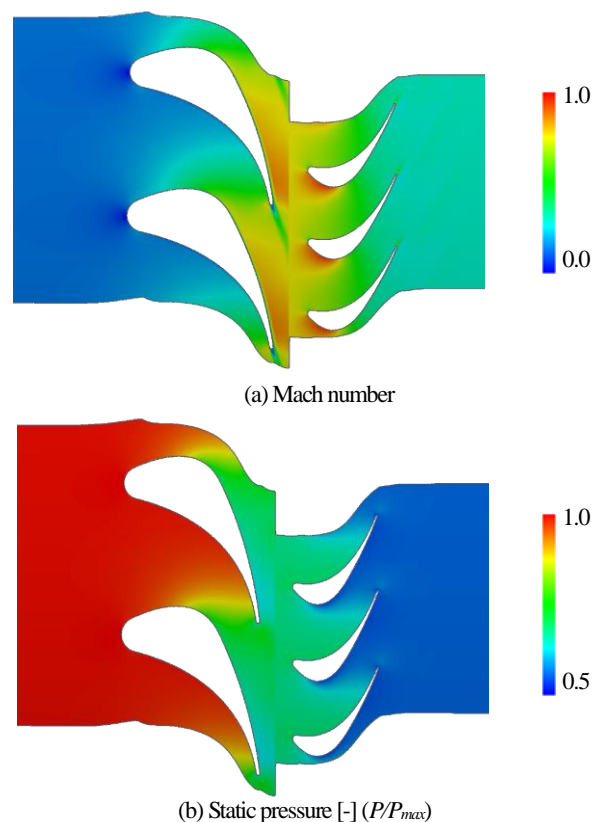


Fig. 2 Flow field at midspan

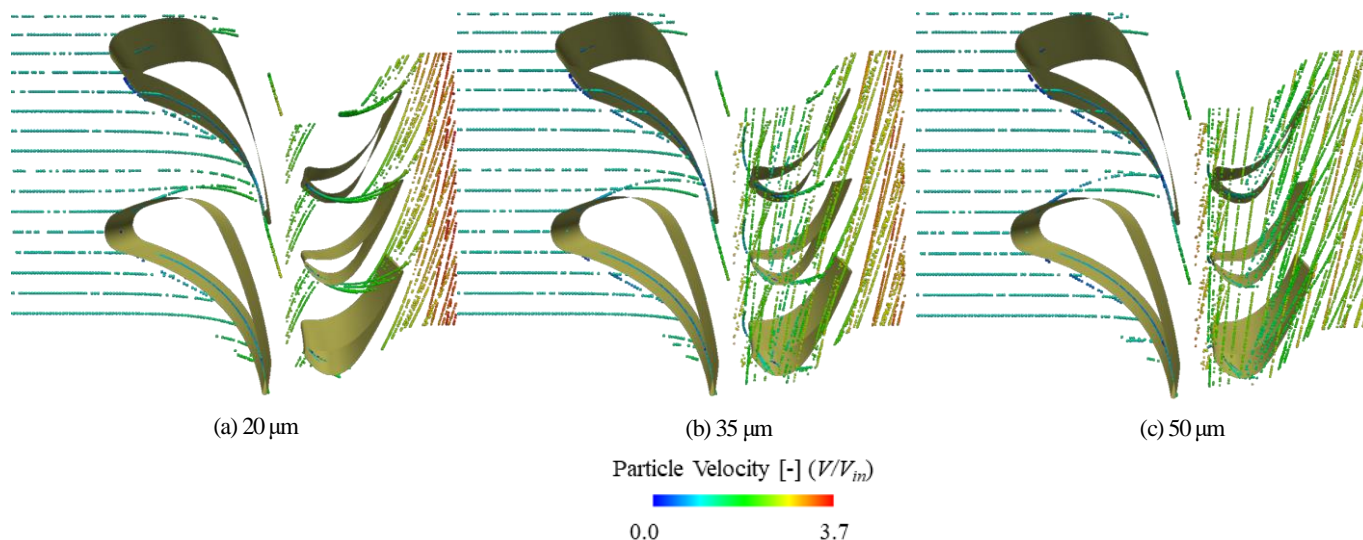


Fig. 3 Typical particle trajectories

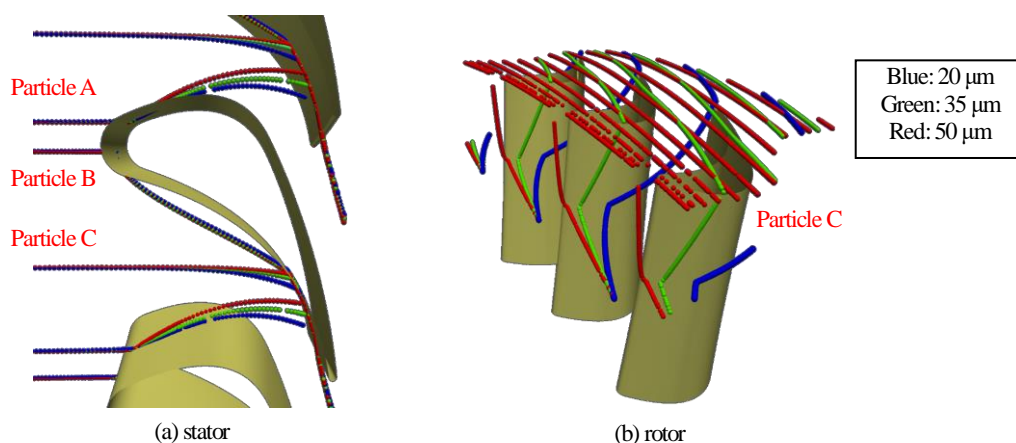


Fig. 4 Comparison of particle trajectories with different particle diameter and initial position

系で表示している。静翼に関しては、どの粒径においても、粒子が前縁及び正圧面に衝突しており、粒子の跳ね返り速度は著しく低下している。その後は流れ場に追従するように加速し、動翼流路へと流出する。動翼に関しては、粒子は前縁に衝突後、回転による遠心力・コリオリ力を受け、チップ側に飛翔する。その後、粒子はケーシングに衝突し、ケーシングとの衝突を繰り返しながら下流に向かって飛翔する。

図 4 (a)に流入面の三箇所の異なる位置に、各粒径の粒子を配置した場合の粒子軌道を示す。Particle A は負圧面前縁、Particle B は正圧面前縁、Particle C は正圧面に衝突する粒子である。粒径が小さいほど、Particle A, C は正圧面への衝突前に流れ場の影響を受け、衝突位置が下流側になっていることがわかる。Particle B は正圧面前縁でほぼ垂直に衝突して跳ね返り、流れが比較的低速な領域を通過することから、いずれの粒径においても再加速が弱い。このため、粒径による軌道の違いはわずかだが、粒径が小さい粒子ほど翼面に近い軌道をとる。図 4 (b)は図 4 (a)の Particle C の動翼領域における粒子軌道である。50 μm の粒子は流れ場による影響が小さいため、動翼に向かって直進し、前縁部で衝突する。その後、遠心力・コリオリ力の影響を強く受け、ケーシングに向かって飛翔する。35 μm の粒子も先ず前縁に衝突する。衝突位置は流れ場の影響により 50 μm の場合よりも下流側となる。前縁での衝突後、

負圧面への衝突を繰り返しながら、ケーシングに向かって飛翔する。20 μm の粒子は 35 μm の場合よりもさらに下流側で衝突する。その後、跳ね返って正圧面後縁チップ付近で再衝突し、最終的にケーシングに衝突する。

4. 3. 壊食深さ

図 5 に各粒径における壊食深さ分布を示す。図中の L.E.及び T.E. はそれぞれ前縁及び後縁を意味する。壊食深さは、20 μm のケースの静翼で発生する最大壊食深さによって無次元化した。なお、本計算では、各ケースで投入粒子の総質量を一定としている。その結果、粒径が異なるケース間においても個々の粒子質量と投入粒子数の積は一定に維持されるため、壊食量は個々の粒子質量ではなく衝突位置と衝突速度によって決定される。

静翼に関しては、粒子直径が 20 μm のケースで最も激しい壊食が発生している。どのケースでも正圧面に広く壊食が生じる一方、負圧面側にはほぼ壊食が見られない。これは図 3 から明らかのように、負圧面には粒子が衝突しないためである。正圧面の壊食深さは翼中央より後縁側が最も深く、前縁付近もやや深い。正圧面後縁付近の壊食分布がスパン方向に対して一様ではなく、チップ側ほど後縁側に偏るのは、環状翼列に特有の傾向である。すなわち、チップ側の方が翼間流路が広く、前縁に衝突して跳ね返った

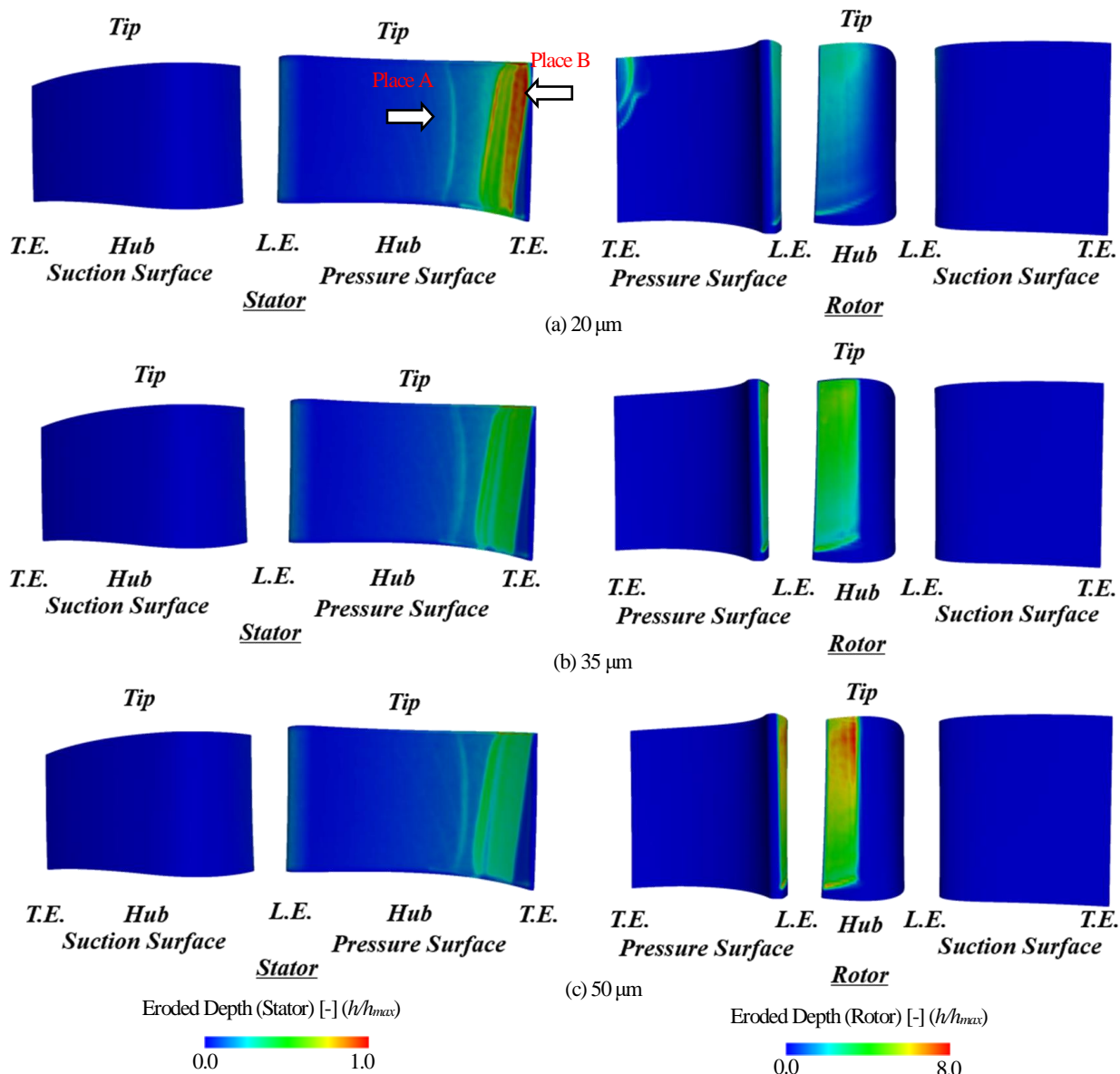


Fig. 5 Eroded depth distributions

粒子の再衝突位置が下流に寄るためである。図 5 (a)に示す 20 μm のケースでは、Place A と Place B の壊食が激しい。Place A は正圧面の前縁付近で衝突した粒子 (図 4 (a), Particle B) の再衝突によるものであり、Particle B の再衝突は衝突角度が比較的高く、壊食を受けやすいためである。Place B は負圧面の前縁付近で衝突した粒子 (図 4(a)の Particle A) の再衝突によるものである。粒径が小さいほど、流れ場によって加速されるため、再衝突時の衝突速度が大きくなり、壊食が激しくなる。Place A は粒径が 20 μm のケースで最も上流側に形成されることが分かる。これは、図 4 (a)の Particle B は粒径が小さい程翼面に近い軌道を取り、より上流側で衝突することが原因である。また、Place A は 3 ケースとも同程度の壊食深さである。これは図 2 のマッハ数分布の通り、この粒子はマッハ数が小さい領域を通過するため、流体による再加速を受けづらく、粒径に依らず衝突位置・衝突速度がほぼ一定であることが原因である。一方、Place B は粒径が小さいほど、再衝突時の衝突速度が大きいため、粒径が大きいほど壊食深さが浅い。

動翼に関しては、静翼とは逆に、粒子直径が 50 μm のケースで

最も激しい壊食が発生している。いずれのケースでも負圧面前縁に帯状の壊食が生じる一方、正圧面側にはほぼ壊食は見られない。35, 50 μm のケースでは、粒子は前縁で衝突した後、翼のスパン方向に飛んでいくため、チップ側に近いほど粒子の衝突回数が増し、壊食は激しくなる。35 μm のケースは、50 μm のケースよりも粒子が流れによって流され、粒子の衝突位置が分散するため、前縁の壊食領域が広く、壊食深さは浅い。20 μm のケースでは、粒子は前縁で一度衝突した後、再衝突することなく正圧面後縁に衝突するため、前縁での衝突回数が少なく、前縁の壊食は顕著ではない。

4. 4. エロージョンによる空力性能の変化

図 6 に壊食前の流入流量と全圧損失係数(Total Pressure Loss Coefficient, ω)の関係を示す。流入流量は壊食前のチョーク流量で無次元化した。ここで全圧損失係数は、流入と流出の絶対全圧の差を流入の運動エネルギーで除した値として定義した。無次元流量が約 0.95 までは、流量が増すにつれ全圧損失係数が緩やかに増加

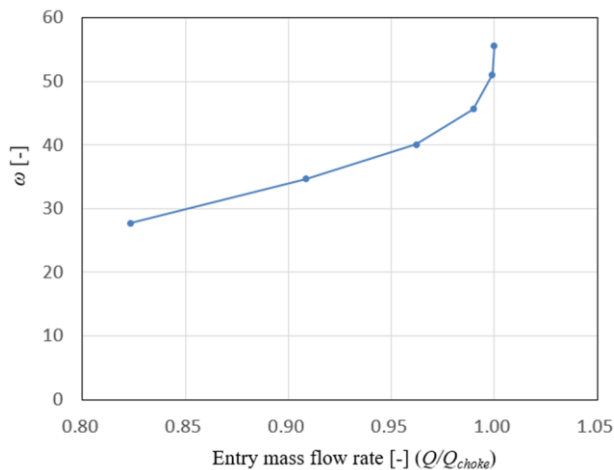


Fig. 6 Total pressure loss coefficient before erosion

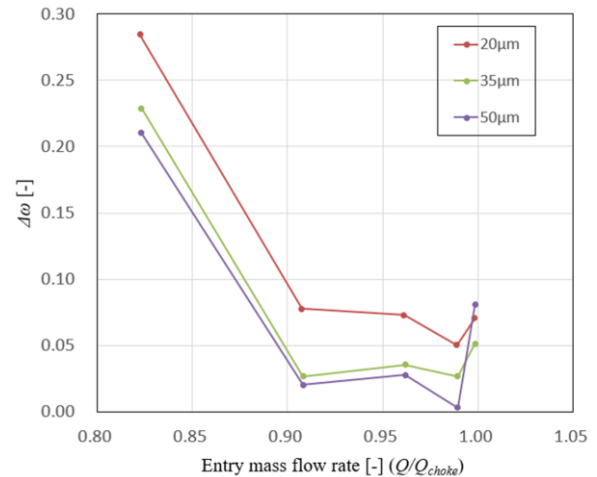


Fig. 7 Total pressure loss coefficient difference between before and after erosion

しているが、それ以降は急激に増加している。

図7に流入流量と壊食前後の全圧損失係数の差を示す。それぞれの粒径における壊食前後の全圧損失係数の差を比較すると、粒径が小さいほど全圧損失係数の差が大きい。また、すべてのケースにおいて、流量が小さくなるほど全圧損失係数の差が大きくなることからわかる。損失の増加が最大となる20 μ mの低流量条件の場合、約0.28(1.0%)の増加が確認された。ただし、チョーク流量付近では異なる傾向が見られた。この原因については現在検討中である。

5. 結言

翼材料としてCMCを適用した高圧タービン初段静動翼におけるサンドエロージョン現象の数値計算を行い、損傷パターンや空力性能の変化を評価した。本研究により得られた知見は以下の通りである。

- ・ 静翼に関しては、小さい粒子の場合に最も壊食が激しい。粒径に依らず、正圧面後縁部および前縁で顕著な壊食が発生するが、特に正圧面後縁部で顕著な壊食が発生する。
- ・ 動翼に関しては、大きな粒子の場合に最も壊食が激しい。粒径にかかわらず、負圧面前縁に帯状の壊食が生じ、粒径が小さい程広く浅く削れる傾向にある。粒径が小さい場合のみ、正圧面後縁部に再衝突し、壊食が発生する。また、翼面との衝突により運動エネルギーが失われると、チップ側に移流し、ケーシングとの衝突を繰り返す。
- ・ エロージョンの発生により、全圧損失係数が増加する。粒径が小さい方が全圧損失係数の差は大きい。また、粒径にかかわらず、流量が小さいほど壊食前後での全圧損失係数の差が大きい。損失の増加が最大となる20 μ mの低流量条件の場合、約0.28(1.0%)増加する。

謝辞

本研究の一部は学術研究助成基金助成金：挑戦的萌芽研究16K14165、科学研究費補助金：若手研究(A)16H06067の助成を受けて行われた。ここに記して謝意を表す。

参考文献

- (1) Fuma, Y., Mamori, H., Fukushima, N., Yamamoto, M., and Okita Y., "Numerical Investigation on Sand Erosion Phenomena of Coated and Uncoated Vanes in Low-Pressure Gas Turbine," *International Journal of Computational Methods and Experimental Measurements*, 6 (2018), pp. 282-290.
- (2) 上野, 守, 福留, 山本, 鈴木, "UPACS を用いたタービン静翼における延性・脆性材料のサンドエロージョン挙動の数値解析", 日本流体力学学会年会 2018, 284 (2018), pp. 1-4.
- (3) 山本, 高木, 山根, 榎本, 山崎, 牧田, 岩宮, "CFD 共通基盤プログラム UPACS の開発", 第 14 回数値流体力学シンポジウム, D02-1 (2000), pp. 1-3.
- (4) 鈴木, 島谷, 守, 福島, 山本, "サンドエロージョン予測に対する境界適合格子に適した損傷形状表現と混流の取り扱いに関する検討", 日本流体力学学会年会 2017, 014 (2017), pp. 1-6.
- (5) Spalart, P. R., and Allmaras, S. R., "A One-Equation Turbulence Model for Aerodynamic Flows," *AIAA-1992-439* (1992).
- (6) Roe, P. L., "Approximate Riemann Solvers, Parameter Vectors, and Difference Schemes," *J. Comput. Phys.*, 43 (1981), pp. 357-372.
- (7) van Leer, B., "Towards the Ultimate Conservative Difference Scheme, V. A Second Order Sequel to Godunov's Method," *J. Comput. Phys.*, 32 (1979), pp. 101-136.
- (8) 嶋, "構造/非構造 CFD のための簡単な陰解法", 第 29 回流体力学講演会, (1997), pp. 325-328.
- (9) Neilson, J. H., and Gilchrist, A., "Erosion by a Stream of Solid Particle," *Wear*, 11 (1968), pp. 111-122.
- (10) 鈴木, 因幡, 山本, "正方断面 90 度バンドにおけるサンドエロージョン現象の数値予測", 日本機械学会論文集 B 編, 74 (2008), pp. 1478-1487.
- (11) 山本, "楕円-双曲型格子生成法と圧縮機流れへの応用", 航空宇宙技術研究所特別資料, 19, (1992), pp. 193-198.
- (12) 宇宙航空研究開発機構, "グリーンエンジン技術", <http://www.aero.jaxa.jp/research/ecat/greenengine/> (accessed on 10 October, 2019).