

風車翼端渦崩壊過程の周速比特性論

木村桂大, 荒川忠一, 飯田 誠 (東京大学大学院)
田辺安忠, 青山剛史, 松尾裕一 (宇宙航空研究開発機構)

Dependency of tip speed ratio for tip vortex decay around wind turbine blade

Keita Kimura, Chuichi Arakawa and Makoto Iida (The University of Tokyo)
Yasutada Tanabe, Takashi Aoyama, Yuichi Matsuo (JAXA)

ABSTRACT

The wake behind a wind turbine can decrease the power generated by wind turbine farther downstream because tip vortices impede recovery of velocity inside the wind turbine wake. From the viewpoint of cost effectiveness, collective installations of wind turbines are desired to reduce costs for maintenance and power transmission lines. However, the interference of wake makes it difficult to implement collective installations. This paper discusses about the characteristics of tip vortex in wind turbine wake via the use of Computational Fluid Dynamics (CFD), focusing on the dependency of tip speed ratio (TSR). TSR is an operational parameter of wind turbine and defined as the ratio of tip speed to inflow speed. It is important to assess the influence of TSR to the wake structure because it often changes in an operational wind turbine. In this work, CFD solver rFlow3D is used for capturing the characteristics of vortices and the velocity distributions in wind turbine wake. The CFD results are validated by comparing with the Model Experiments in Controlled Conditions (MEXICO) experiments. The tip vortices in wake region are clearly visualized, then it is found that TSR can change the distribution of vortices and the timing of vortex breakdown, which influences the velocity recovery in wake region.

1. 緒言

地球温暖化や大気汚染といった環境問題や化石燃料枯渇への懸念から代替となる再生可能エネルギーへの関心が高まっている。数ある代替エネルギーの中でも風力発電は他のエネルギー源と比較して発電コストが小さく[1], 世界中で導入が進められている。

風力発電の代表的な事業形態として, 1 つのサイトに複数台の風力発電機 (風車) を集約的に配置するウインドファームが挙げられる。集約配置によって送電線の設置コストを抑えることが可能な上, 変圧器の共通利用や保守点検作業の効率化によって事業の採算性を大きく高めることができる。このウインドファームの建設において重要となるのが風車配置の決定である。風車は自然風の運動エネルギーを利用して発電を行うが, 風下においては大きく風速が低下し, 発電ポテンシャルの小さな領域が広がる。この領域は風車後流と呼ばれており, 後続風車との干渉が顕著な場合, ウインドファームの総発電量及び風車寿命に悪影響を与えることが知られている。以上の理由からウインドファームにおける風車配置は集積化によるコスト削減効果と後流域の干渉がもたらす損失を十分考慮した上で決定する必要がある。国際電気標準会議 (IEC) 及び環境省が発表している目安によると, 風車後流域には風速の回復を見込むために風車直径の 10 倍の間隔を確保することが望ましいとされている[2][3]。しかし, この設置間隔は経験に基づく指標であり, 工学的検討による説明はされていない。欧州の洋上ウインドファームにおける計測[4]では風車直径の 10 倍程度の間隔を置いた場合においても 10%~20% 程度の発電量低下が報告されており, より正確な後流干渉の影響評価が求められている。

以上の要求から風車後流の構造解明を目的とした計測及び解析が世界的に進められている。特に国際エネルギー機関 (IEA) が先導する Wakebench プロジェクト[5]においてはデータの蓄積と力学的考察より, 風車後流の速度分布を予測する数値モデルの作成及び検証を進めている。

風車後流の解析には風洞試験や Light Detection And Ranging (LiDAR) による実風況計測, そして数値流体力学 (CFD) によるアプローチが挙げられる。計測ベースによる後流解析では実際の流体现象を捉えるが, 計測点が離散的となってしまう。風車後流の影響範囲を考えた場合, 着目する範囲は風車直径の数倍のスケールに及ぶ。商用風車の直径は 100 m 以上であるが[6], 風車後流の影響は km オーダーとなる。このような広範囲で高解像度の計測を実施

することはほぼ不可能であり, 長期間の計測による平均的特性を評価する場合に適している。

一方で CFD による後流解析は, 解析結果の検証の難しさはあるものの, 速度や渦の空間分布を容易に取得できるが, 渦の崩壊などの後流現象の把握に適している。本研究においては CFD の利点を生かし, 風車への流入風の強度が変化した場合における後流構造の変化を明らかにする。特に風車翼から発生する渦列の運転条件による性質の変化と, 後流速度回復に与える影響について考察を深める。

2. 手法

2. 1 数値解法

本研究では, 回転翼機用の流体解析コードとして宇宙航空研究開発機構 (JAXA) にて開発された rFlow3D[7]を使用した。rFlow3D は回転翼から発生する渦列の解像やブレードの弾性変形を扱う詳細な流体構造連成解析を目的として設計されたソルバである。空間 4 次精度コンパクトスキームの FCMT[8]と低速域を含む広範囲のマッハ数に対応した全速度スキームである SLAU[9]の採用によって流れ場の性質がスパン方向に渡って大きく変化する回転翼周りの複雑な流れ場に対応している。

本研究での計算対象である風車とヘリコプタとの力学的特性が似通っていることから, rFlow3D は風車性能及び後流域の予測に拡張されており, 精度の検証についても進められている[10][11]。

表 1. 本計算で扱う数値解法

支配方程式	Reynolds-averaged Navier-Stokes equations
空間離散化	Cell-vertex FVM (背景格子) / Cell-centered FVM (ブレード格子)
時間積分法	4 th order Runge-Kutta (背景格子) LU-SGS implicit method (ブレード格子)
非粘性流束	SLAU[9]
再構築法	4 th order Compact MUSCL TVD interpolation[8]
乱流モデル	Spalart-Allmaras [12]
回転の再現	移動重合格子法

2. 2 解析対象

本計算では, IEA 先導のもと実施された風洞試験である MEXICO (Model Experiments in Controlled Condition) 試験[13]

における模型風車を対象として数値解析を実施した。MEXICO 試験においては回転トルクや空力といった基本的な風車性能だけでなく、PIV(Particle Image Velocimetry)計測による後流域の速度分布や渦列の移流についても詳細な検討が実施されている。これらの計測データは CFD 解析結果の検証に用いることが可能である。模型風車の実験条件について表 2 に示す。

表 2. MEXICO 風洞試験の試験条件[13]

翼枚数 [-]	3
風洞セクション寸法 [m ³]	9.5×9.5×9.5
風車直径 D [m]	4.5
流入風速 U_{∞} [m/s]	10, 15, 24
回転数 [rpm]	424.5
代表翼弦長 c (スパン 82%位置) [m]	0.113
レイノルズ数(翼弦長基準)	$4\sim6 \times 10^5$

2. 3 計算格子

rFlow3D による解析では重合格子系による流体計算が可能である。本解析においては、回転翼周りを解像するブレード格子と全体の計算領域を規定する外側背景格子、風車後流域の解像度を高める内側背景格子の 3 種類の格子を用いた。計算格子の概観について図 1 に示した。遠方後流までの影響を確認する為、内側背景格子は風車直径の 10 倍後方まで領域を確保した。空間の格子幅は代表翼弦長に対して 0.3 倍程度であり、全体の格子点数は 5000 万点程度である。計算格子の情報については表 3 に示した。

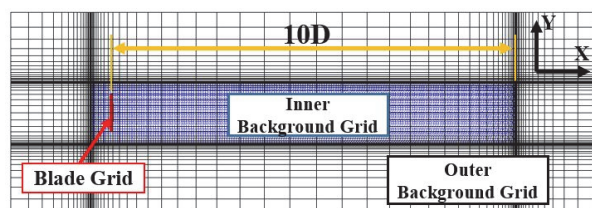


図 1. 計算格子概観

表 3. 計算格子情報

	ブレード格子	内側背景格子	外側背景格子
分割数 (X×Y×Z)	121×121×61	1311×187×175	151×101×101
計算領域	-	10.5×1.5×1.5D	14.5×5×5D
最小格子幅	$y^+ \approx 1$	0.32 c	0.32 c
合計セル数	0.9 M	46 M	1.5 M

2. 4 計算条件

本計算においては風車における重要な運転パラメータである周速比に基づいた検討を行う。周速比の定義は以下の通りである。

$$\lambda = \frac{R\omega}{U_{\infty}} \quad (1)$$

ここで R は風車の回転半径、 ω は回転角速度、 U_{∞} は流入風速を表す。周速比の変化は風車翼に対する迎角の変化に対応しており (図 2 参照)、風車設計時では目標とする風速に対して最適な迎角を取るよう翼形状の設計が行われる。

MEXICO 風洞試験において実施された 3 つの風速条件はそれぞれ最適な迎角を取る設計周速比、迎角が大きくなる低周速比、迎角が小さくなる高周速比の 3 つの運転条件に対応している。今回はこの 3 条件について CFD による数値解析を実施する。計算条件について表 4 に示す。低周速比

条件に関しては翼面上の剥離が考えられる為、Spalart-Allmaras 乱流モデル (以下 SA) を用いた解析に加え、乱流モデルによる渦粘性を導入しない擬似 DNS (以下 QDNS) 計算を合わせて実施した。結果の考察に関しては実験値との比較を通して適切な結果を選ぶことにする。

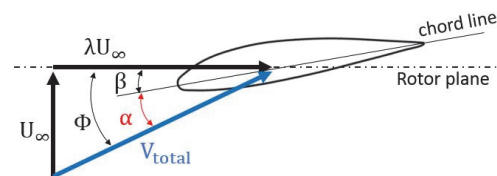


図 2. 翼素に対する流入風速及び迎角

表 4. 計算ケース一覧

	周速比 [-]	流入風速 [m/s]	乱流モデル
Case 1	4.17	24	なし
Case 2	4.17	24	SA
Case 3	6.67	15	SA
Case 4	10	10	SA

3. 結果および考察

3. 1 風車性能

風車の基本的な性能指標として、流入風から取り出せる出力の大きさを表すパワー係数と、主流方向に発生する力を表すスラスト係数が挙げられる。パワー係数及びスラスト係数の定義は式 2, 3 の通りである。

$$C_p = \frac{M_x \omega}{\frac{1}{2} \rho A U_{\infty}^3} \quad (2)$$

$$C_T = \frac{F_x}{\frac{1}{2} \rho A U_{\infty}^2} \quad (3)$$

ここで M_x は風車の回転方向に発生するトルク、 ω は回転の角速度、 F_x は流入風方向に発生する力、 A は風車回転面積である。本解析から得られた翼面上の空力分布より各係数について算出した。

・パワー係数

まずパワー係数に関して議論する。MEXICO 試験による値との比較を図 3 に示す。設計周速比 ($\lambda=6.67$) と高周速比条件 ($\lambda=10$) について良好な一致を示している一方で、低周速比条件に関しては乱流モデルを用いた SA 解と乱流モデルを使用しない QDNS 計算の両方で実験値との乖離が確認できる。この傾向は低周速比条件において風車翼に対する迎角が大きくなり、剥離状態となっていることが原因と考えられる。また、風車出力は空力の抗力成分が支配的であることも予測を困難にする一因となっている。

・スラスト係数

続いてスラスト係数について図 4 に示す。風車の回転軸方向に働く力であるスラスト力は主流方向の流れをせき止める効果を持つ為、後流構造の予測にとって重要なパラメータとなる。実験値及び解析結果から読み取れるように、周速比が増大すれば、流れをせき止める効果が大きくなる為、スラストは増大していく。本解析は全体を通して定量的によい一致を示しており、低周速比条件に関しても、QDNS 計算による結果は実験値とほぼ同等のスラスト力を再現している。SA 解においては両係数とも過大評価傾向であり、同一の傾向が田辺らの報告[10]においても確認されている。

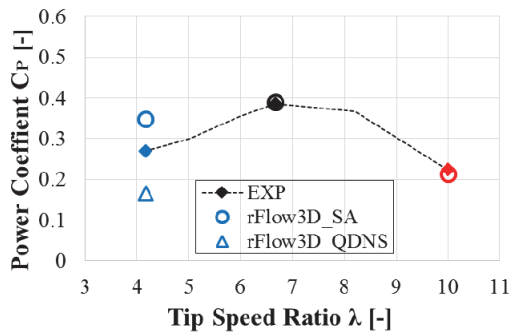


図 3. パワー係数 (実験値は[13]より)

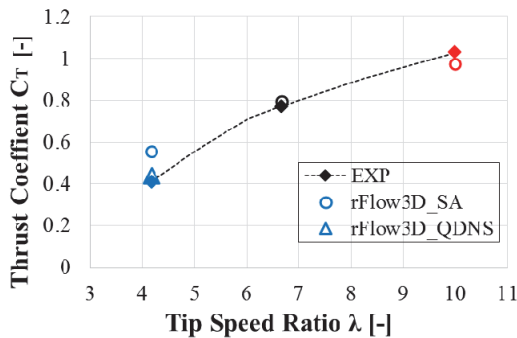


図 4. スラスト係数 (実験値は[13]より)

3. 2 風車近傍の風速分布

風車翼の回転により、風車後流においては流入風の減速や、遠心力による半径方向の流れが生じる。これらの速度分布情報は、後続風車の出力低下や荷重変動を評価する上で重要である。ここでは解析結果における流入風の減速傾向や、外向きの流れについて検証を行う。MEXICO 風洞試験では図 5 に示すように、風車翼スパン 80% 位置に関して主流方向に速度計測が実施されており、本解析結果についても同一位置における速度分布を抽出し、主流方向速度と半径方向速度について比較を行う。

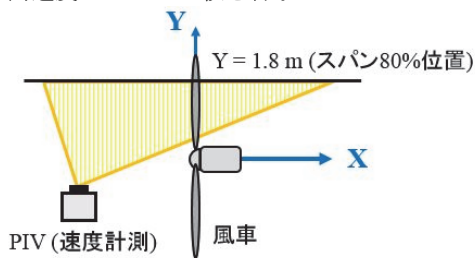


図 5. MEXICO 試験における速度計測位置

・主流方向速度

まず、主流方向速度 (X 方向速度) について図 6 に示す。取得した値はそれぞれのケースにおける主流風速 U_∞ を用いて無次元化した。実験値[13]はマーカーによるプロットで、本計算の結果については線を用いて表示した。主流方向速度は後流干渉による後続風車の発電量低下に直結する為、正確な予測が求められる。X/D = 0 は風車位置を表しており、全てのケースについて大きく風速が低下している。先に述べたように周速比増大によりスラスト係数が増大する為、それに伴い風速低下の割合も増大していることが確認できる。SA 解については実験値と比較して速度欠損量を過大評価する傾向にあるものの、迎角が比較的小さい周速比である $\lambda=6.67$ 及び $\lambda=10$ においては、風車性能の各係数と同様に、定量的に良い一致を示している。高迎角の

$\lambda=4.17$ に関しても前節で議論したものと同一の傾向を示しており、SA 解においては剥離の予測が遅れる為に空力を大きく見積もってしまい、結果として速度欠損量が過大評価となる。一方で数値粘性が小さい QDNS 計算においては格子数の制限がある為不完全ではあるものの、より剥離による空力低下を再現した結果となった。

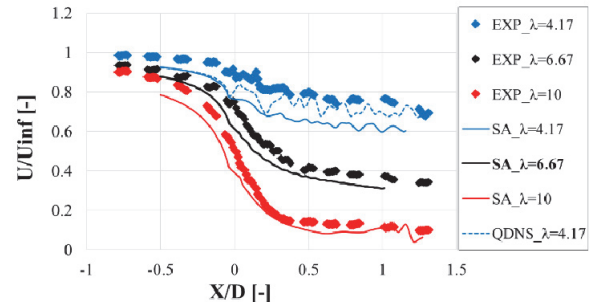
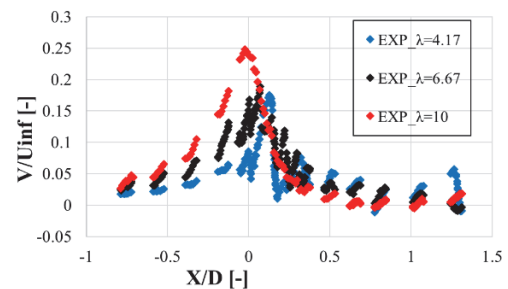


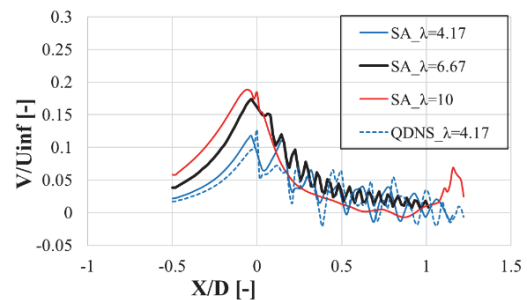
図 6. 主流方向速度 (実験値は[13]より)

・半径方向速度

次に、半径方向速度 (Y 方向速度) の結果について図 7 に示す。値については主流方向速度と同様に、 U_∞ を用いた無次元化を行っている、ここでは値の読み取りが煩雑になることを避ける為、実験値と本計算結果について別々に表示した。半径方向の流れは風車翼回転による遠心力によって発生する流れであり、後流域の拡大に寄与するものと考えられる。周速比増大に伴って半径方向の流れが強くなっているのは風車回転の寄与が大きくなることに起因している。風車位置 (X=0) より後方の領域においては低周速比条件において風速が大きく振動しているのに対して高周速比条件では振動が確認されない。この傾向は実験値及び計算結果の両方について見受けられた。この風速振動は翼面上での非定常な空力変動の存在を示唆しているものと考えられる。



(a) MEXICO 試験結果[13]



(b) 本計算による予測結果

図 7. 半径方向速度

3. 3 翼端渦位置の推移

各周速比条件における翼端渦の推移について近傍後流に関する検証を行う。図 5 で示した MEXICO 試験での計測平面(XY 平面)における翼端渦列に着目し、渦中心位置のサンプリングを行うことで実験値と比較した。渦中心位置は渦度が極大となる位置として定義した。

結果について図 8 に示す。横軸は主流方向位置、縦軸は半径方向位置であり、 $X/D=0$, $Y/D=0.5$ は翼端位置を表している。実験値、計算結果両方について周速比増大に伴い半径方向の拡大が大きくなり、渦同士の間隔が狭まる傾向が確認できる。これらの傾向は先に議論した速度場の結果と合致しており、妥当なものと言える。

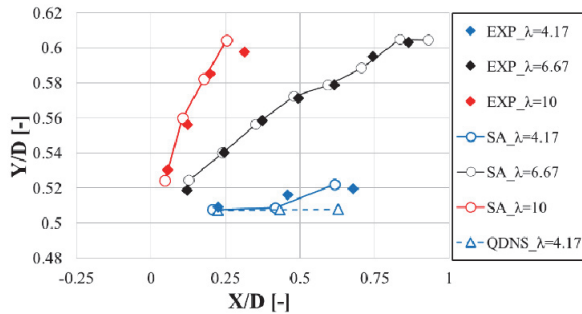


図 8. 翼端渦中心位置(実験値は[13]より)

3. 4 検証計算まとめ

本計算によって得られた結果に関して、MEXICO 風洞試験で得られた風車性能、速度場、渦の推移について比較を行った。全体として定性的な一致が得られている。定量的評価に関しては不確かさが残る箇所も見受けられたものの、周速比による変化傾向を確認する上では十分な予測精度であると言える。低周速比条件 ($\lambda=4.17$) に関しては剥離を伴う為、定量的な評価について課題が残る。今回 SA 乱流モデルを用いたものと乱流モデルを使用しない QDNS 計算の 2 ケースを実施したが、スラスト係数と速度場の観点から QDNS 計算においてより再現度が高いと判断した。これ以降の議論においては低周速比条件については QDNS 計算の結果を用いて考察を行う。

4. 風車後流解析

ここからは風車後流に着目した解析を行う。風車後流における主要な乱れである翼端渦に着目し、発生から崩壊までの過程について周速比毎の傾向を確認する。速度回復の傾向と照らし合わせ、速度場全体への寄与を確認する。

4. 1 翼端渦の挙動

・後流域全体の渦分布

翼端渦の発生から崩壊までの過程について全体の傾向を捉える為、渦度等値面の可視化を行った。各周速比の等値面について図 9 に示す。

まず、 $X/D=0\sim1$ に掛けての風車近傍の後流域について着目すると、各ケースについて螺旋構造の翼端渦が確認できる。設計周速比である $\lambda=6.67$ については空力性能が十分に発揮されている為、翼中腹部での乱れが少なく、安定した翼端渦列が形成されている。一方で低周速比条件である $\lambda=4.17$ では螺旋構造は確認できるものの、翼面上の大剥離により、翼中腹部も渦の発生源となっている。中腹部が渦源となることによって翼端渦の強度は低下し、より不安定な渦列となっていると考えられる。高周速比条件($\lambda=10$)においては、迎角が小さく剥離が生じる運転条件ではないが、翼端渦の螺旋構造の消失は比較的早い。これは図 8 でも示したように翼端渦同士の間隔が狭く、渦列間の干渉が活発なためだと考えられる。

$X/D=1$ より後方の領域ではどのケースにおいても翼端渦列は安定性を失い、螺旋構造から微細な渦の塊へと崩壊することで後流域全体へ拡散していく。周速比毎にその過程の活発さは異なっている。低周速比条件では $X/D=2$ 周辺でも螺旋構造の渦分布が残留しているのに対し、高周速比条件では崩壊が激しく $X/D=2$ 周辺では完全に螺旋構造が消失している。

更に遠方の後流域に着目すると、設計周速比において最も渦が残留していることは興味深い。設計周速比条件において渦列の拡散が遅れた原因としては、

1. 翼面上の剥離が無く、渦の発生源が局所的
2. 渦列の間隔が十分に確保されており、渦同士の干渉が小さいことが考えられる。

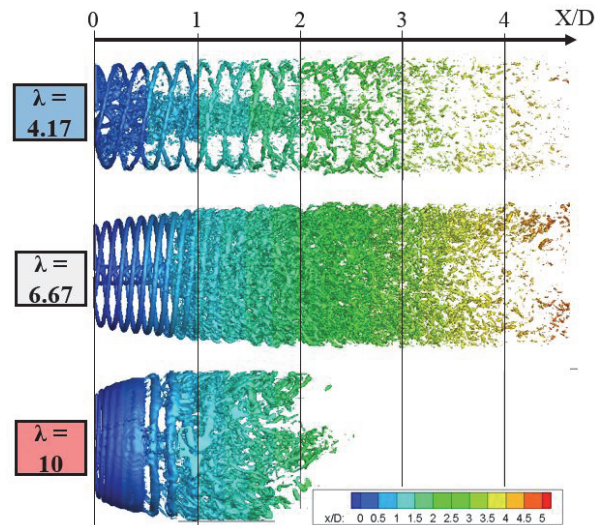


図 9. 渦度等値面

・翼端渦の強度

後流域における渦列の安定性について渦列間隔と翼面上の剥離の有無の観点から述べたが、翼端渦の強度も当然その安定性に関わると考えられる。従ってここでは各周速比条件における翼端渦の強度について考察する。

渦の強さの指標としては速度場の回転である渦度が考えられるが、渦度は速度の空間微分を取った値である為、CFD による解析では格子解像度の影響を大きく受けてしまう。そこで、渦度の積分量である循環で渦強度を評価することを考える。積分量で評価することにより、格子解像度による影響を比較的抑えることが可能である[14]。

循環量 C の算出手順について説明する。一般的な定義として、循環は閉曲線に沿って速度ベクトル \mathbf{u} の接線方向成分を周回積分したものであり、閉曲線の微小長さを $d\mathbf{l}$ とすると、

$$C = \oint \mathbf{u} \cdot d\mathbf{l} \quad (4)$$

と表せる。これをストークスの定理より面積分へと変換し、離散化すれば以下の式が得られる。

$$C = \iint (\nabla \times \mathbf{u}) \cdot d\mathbf{S} \approx \sum \Omega \cdot d\mathbf{S} \quad (5)$$

ここで、 Ω は渦度、 \mathbf{S} は閉曲線の面積である。これを CFD による計算結果に適用する。図 10 に CFD 上の渦度分布の例を示した。翼端渦列を計算格子に沿って領域分割し、式 5 に従って足し合わせることで循環量を算出した。

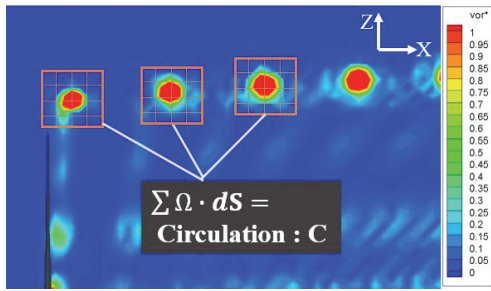


図 10. 循環の算出

算出した翼端渦の循環量を図 11 に示す。循環の値については流入風速 U_∞ と代表翼長 c を用いて無次元化した。結果として CFD では各ケースに関して同程度の循環量が得られた。これは本計算における周速比毎の渦崩壊過程の変化に関して、渦強度による寄与が小さいことを表している。低周速比条件でわずかに循環量が低下しているが、これはスパン中腹部での剥離により、渦発生のもととなる空力が十分に発揮されていないためであると考えられる。

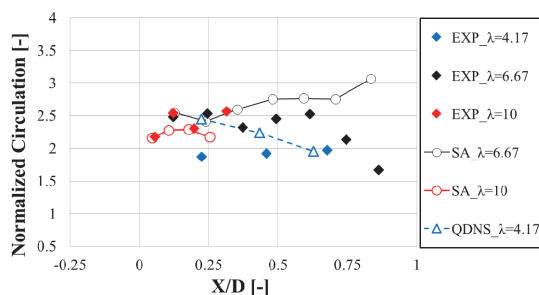


図 11. 翼端渦の循環量(実験値は[13]より)

4. 2 後流速度回復への寄与

翼端渦の発生及び崩壊までの過程は後流域の攪拌に寄与する為、後流の速度回復とは密接な関係にある。ここでは各周速比条件における後流域の速度欠損量に着目し、先述の翼端渦挙動との関連について考察する。

・速度場の可視化

風車位置から遠方後流の $X/D=10$ までの速度コンターを図 12 に示す。それぞれの流入風速で無次元化して表示しており、赤色は風速の高い領域を、青色は風速の低い領域を表している。周速比の上昇に伴い速度欠損量は大きくなり、後流域の拡大が進んでいることが読み取れる。この結果は 3 章で議論した主流方向速度及び半径方向速度の傾向と合致している。しかし、遠方の後流 ($X/D = 5$ 以降) に着目すると、周速比と速度欠損量の関係が近傍後流と逆転しており、高周速比条件において、速度回復がより顕著であることがわかる。

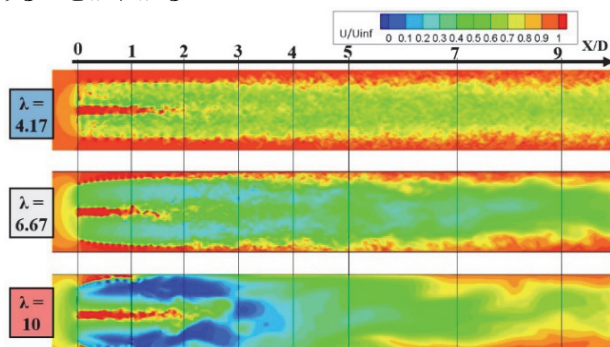


図 12. 主流方向速度コンター

・2 次元速度プロファイルによる考察

続いて、各後流位置の速度欠損についてより定量的に評価を行う為、速度プロファイルの確認を実施する。本計算においては一様流を流入風として計算している為、後流速度分布及び翼端渦の分布はほぼ回転軸対称の分布となっている。従って速度場の特徴は各半径位置に関するプロファイルで整理することができる。各半径位置における速度を取得する為、後流断面において円周方向の平均を取ることで風速の平均値 $u_{avg}(r)$ を算出 (式 6) し、各半径位置での風速とした。平均値の算出に関するサンプリング位置について図 13 に示す。半径を固定し、円周方向に対してサンプリングを行うことで平均値を求めた。

$$u_{avg}(r) = \frac{\sum u_n(r)}{N} \quad (6)$$

ここで、 N はサンプリング点数であり、 $N=100$ とした。

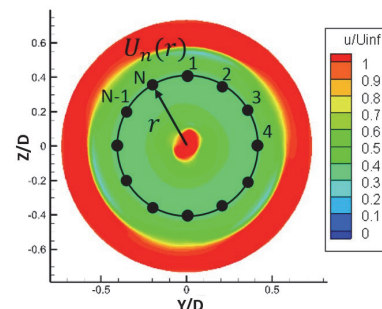


図 13. 主流方向速度平均値の算出

算出した風速分布について、図 14 に示す。縦軸は半径位置であり、 $r/D = -0.5 \sim 0.5$ が風車位置を表している。横軸は平均化によって算出した風速であり、流入風速 U_∞ で無次元化して表示した。速度コンターで確認した通り、周速比増大に伴って近傍後流で速度欠損が増大している。

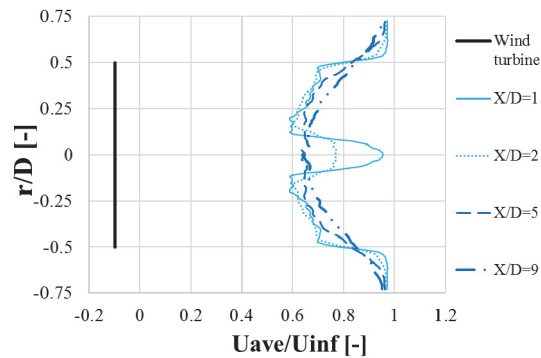
翼端渦の分布が風車後流外側に集中している $X/D=1$ においては、全ての周速比について、外側の流れに対して急峻な速度差が現れている。この外部流との速度差は翼端渦の回転に起因するものとして理解することができる。

次に $X/D=2$ との差分に着目すると、低周速比条件 ($\lambda=4.17$) については外部流との速度差がほぼ変化していないのに対し、高周速比条件 ($\lambda=10$) では速度勾配が緩やかなものへと推移している。この位置における翼端渦の分布を参照すると、低周速比条件では螺旋構造が残留しており、高周速比条件では渦列が大規模に崩壊し、消失が進む領域であった。これは外部流との速度差の消失と、翼端渦の消失が対応関係にあることを示唆している。

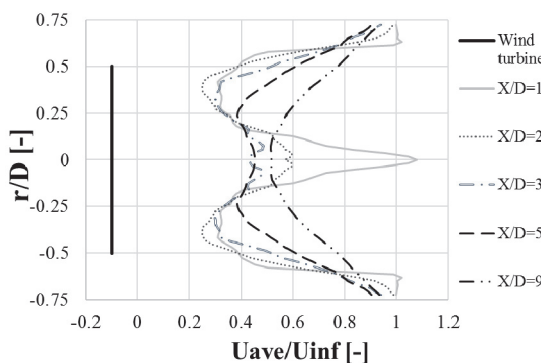
速度欠損の形状に着目すると、全ての周速比について近傍後流ではスパン中腹部に極小値を持つ 2 山形状、遠方後流では回転中心に極小値を持つガウス分布に類似した 1 山形状へ推移していることが分かる。これらの速度分布の特徴について考えてみると、2 山形状においては 1 山形状と比べて「速度差」の分布が非常に局所的な速度分布であるといえる。今、速度差を渦強さの指標であると捉えた時、2 山形状の速度分布においては翼端及び翼根周辺にしか渦が存在しないことを意味する。一方で回転中心に極小値を持つ 1 山形状の速度分布においてはスパン全体に渡ってかなりの速度勾配が存在する分布であり、後流域を大規模に攪拌するような渦が存在していないことを意味する。

このような観点で各周速比の速度欠損を確認してみると、低周速比及び高周速比条件については少なくとも $X/D=5$ までには 1 山形状の速度分布へ推移しているのに対し、設計周速比においては $X/D=5$ においても 2 山形状が保持されている。これは図 9 に示した渦度等値面の結果と合致し

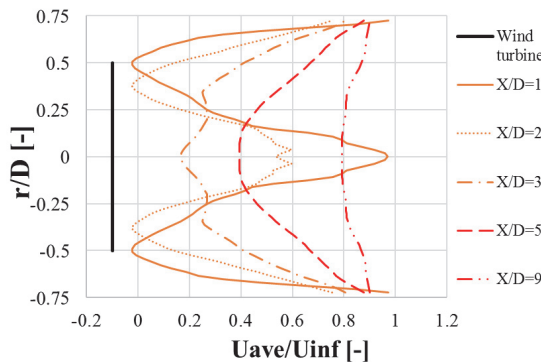
ており、翼端渦列の崩壊位置が下流に推移すると、それに伴い速度回復の進行も遅れてしまうこと示唆している。



(a) $\lambda = 4.17$



(b) $\lambda = 6.67$



(c) $\lambda = 10$

図 14. 後流速度プロファイル

5. 結言

MEXICO 模型風車を対象とし、回転速度と流入風速の比である周速比をパラメータとした風車後流解析を実施した。風車後流を特徴づける翼端渦に着目し、発生から崩壊までの過程と速度回復に対する影響について考察を実施した。得られた知見について以下に記す。

- (1) 風車後流における翼端渦列は、剥離が生じず、渦列の干渉が小さい設計周速比条件において遠方まで残留しやすい。
- (2) 周速比の変更により、渦発生源の局所性及び渦列同士の間隔の調整が可能である。低周速比条件においては翼面の剥離に伴い渦の発生源が増え、高周速比条件においては渦の放出周期が短くなる為渦列間隔が狭まる。
- (3) 後流において翼端渦が支配的な渦塊である場合、

代表的な渦が翼端周辺にのみ存在することになる。これは後流速度分布に局所性を与え、流れ場の平滑化が遅れる要因となる。

以上の結果は周速比を適切に選択することによって後流性状を制御できる可能性を表しており、将来的に周速比をパラメータとした風車制御の開発や風車設計時の設計周速比をどのように選ぶかという検討に応用できる。今後はより実風況に近い検討を行う為、大気を持つ風速の変動や、風車翼の弾性変形などを考慮した解析へと拡張させていく予定である。

参考文献

- 1) NEDO, “風力発電導入ガイドブック 2008,” 2008. . Available: <http://www.nedo.go.jp/content/100079735.pdf>.
- 2) IEC, “IEC 61400-1 Annex D Wake and wind farm turbulence,” 2005.
- 3) 国土交通省港湾局, 環境省地球環境局, “港湾における風力発電について -港湾の管理運営と共生のためのマニュアル-ver.1,” 2012.
- 4) Barthelmie R, Frandsen S, et al.. “Modelling the impact of wakes on power output at Nysted and Horns Rev.” Proceedings of the European Wind Energy Conference, Marseille, France, 2009.
- 5) Moriarty, Patrick, et al. “IEA-Task 31 WAKEBENCH: Towards a protocol for wind farm flow model evaluation. Part 2: Wind farm wake models.” Journal of Physics: Conference Series. Vol. 524. No. 1. IOP Publishing, 2014.
- 6) NEDO, “NEDO 再生可能エネルギー技術白書,” 2014.
- 7) Tanabe, Y., Sugiura, M., and Sugawara, H., “Multi-disciplinary Analyses of Rotary Wings in Axial Flows,” Asia-Pacific International Symposium on Aerospace Technology, Takamatsu, Japan, November 20-22, 2013.
- 8) S. Yamamoto, H. Daiguji, “HIGHER-ORDER-ACCURATE UPWIND SCHEMES FOR SOLVING THE COMPRESSIBLE EULER AND NAVIER-STOKES EQUATIONS,” Computers and Fluids, Vol.32, pp. 259-270, 1993.
- 9) Shima, E. and Kitamura, K. “On new simple low-dissipation scheme of AUSM-family for all speeds,” AIAA paper, 2009, Vol. 136, pp 1-15
- 10) Y. Tanabe, T. Aoyama, H. Oe, Y. Uemura, H. Sugawara, “Simulations of horizontal Axis Wind turbine in Complex Operational Conditions,” The AHS 71st Annual Forum, 2015.
- 11) K. Kimura, Y. Tanabe, T. Aoyama, Y. Matsuo, C. Arakawa, and M. Iida, “CFD simulations of a wind turbine for analysis of tip vortex breakdown,” Journal of Physics: Conference Series, 749 (2016) 012013, 2016
- 12) Spalart, P.R., and Allmaras, S.R., “A one-equation turbulence model for aerodynamic flows,” AIAA Journal, 1992, Vol. 92 0439.
- 13) Schepers JG, et al. “Final report of IEA Wind Task 29: Mexnext (Phase 1),” ECN-E 12-004, 2012
- 14) K. Kimura, Y. Tanabe, T. Aoyama, Y. Matsuo, C. Arakawa, and M. Iida, “Evaluation of wind turbine wake simulation focusing on grid resolution,” WVEC 2016, Tokyo, Japan, October, 2016