水平軸風車ロータ翼の疲労負荷に及ぼす 複合的流入風条件の影響に関する数値解析*

村田 淳 介^{*1}, 長谷川 豊^{*2}, 菊山 功 嗣^{*3}

Numerical Analysis of Combined Inflow Effects on Fatigue Loads of Horizontal Axis Wind Turbine Rotor Blades

Junsuke MURATA^{*4}, Yutaka HASEGAWA and Koji KIKUYAMA

^{**} Department of Mechanical Science & Engineering, Nagoya University,
Furo-cho, Chikusa-ku, Nagoya-shi, Aichi, 466-8603 Japan

A horizontal axis wind turbine installed in the open air experiences the wind field which is non-uniform in space and unsteady in time. The resulting yaw misalignment and wind shear bring about periodic fluctuation of aerodynamic loads on the rotor, and turbulence causes complicated load fluctuations. For the fatigue design of the rotor blades, it is imperative to predict the aerodynamic load fluctuation depending on various inflow conditions such as yaw misalignment, wind shear, and turbulence. The present paper describes a numerical method for calculating the aerodynamic loads for combined inflow condition and shows several numerical results. The turbulent wind field is simulated with the Mann model, which is based on a Fourier synthesis method. For the calculation of aerodynamic loads on the rotor blades, an inviscid aerodynamic model based on the asymptotic acceleration potential method was adopted. For the fatigue load analysis, each of the simulated time series of the aerodynamic load was processed with the Rainflow counting algorithm. The calculation results show that the effects of each inflow conditions on fatigue loads have nonlinear relations among each other. Therefore fatigue loads should be calculated on the combined inflow condition, by the model which can consider unsteadiness and non-uniformity of the each inflow condition, simultaneously.

Key Words: Turbomachinery, Windmill, Numerical Analysis, Horizontal Axis Wind Turbine, Fatigue Load, Yaw Misalignment, Wind Shear, Turbulence

1. 緒 言

水平軸風力タービン (HAWT: Horizontal Axis Wind Turbine) は大気乱流境界層内に設置されるため, ロータ面への流入風は非定常で非一様なものとなる. 流入風の変動はロータ翼に働く空力負荷の変動を引き起こし, 疲労負荷の原因となるため, 風車を設計する際に流入風条件が風車ロータへ及ぼす影響を考慮する必要がある. 風車設計の段階で考慮されるべき流入風の条件として, 斜め流入風, ウインドシア, 乱流流入風等が挙げられる⁽¹⁾.

斜め流入風, つまり, 流入風の方向がロータ回転軸と一致していない状況においては, 流入風のロータ面内成分の存在により, ロータ翼への相対流入速度がその回転とともに変動するため非定常問題となる. 斜め流入風はロータ翼空力負荷の周期的変動をもたらす, HAWT の構成部品が受ける疲労負荷の原因のひとつ

となる. HAWT はこの状況を回避するためヨー制御によってロータ回転軸を風向と一致させようとするが, その追従速度は風向変動に対して十分ではないため, 設計においてはヨー偏角を伴う運転を想定する必要がある.

HAWT が設置される大気乱流境界層内においては主流方向の平均風速が高さ方向分布 (ウインドシア) を有しており, HAWT はこのウインドシアの影響を強く受ける. 高度に伴って増加する風速はロータ翼にロータ 1 回転を 1 周期とする繰り返しの荷重をもたらす, ロータ翼の疲労寿命に影響を及ぼす. この影響は近年の大型化した HAWT において, 無視できない問題となる.

また同時に, HAWT への流入風は大気の乱れによる非定常性, 非一様性を有する複雑な構造を持つ乱流流入風である. ロータが 1 回転する間にロータ翼に働く空力負荷は複雑に変動する.

実際には HAWT はこれらが同時に作用する複合的な流入風条件のもとで運転されている. しかしながら, 現在 HAWT の設計段階で主に用いられている翼素運動量理論を基とする解析ツールでは, 流入風の非一様

* 原稿受付 2008 年 7 月 18 日.

^{*1} 正員, 名古屋大学工学研究科 (〒466-8603 名古屋市中種区不老町).

^{*2} 正員, 名古屋大学エコトピア科学研究所.

^{*3} 正員, 名誉員, 名古屋産業大学 (〒488-8711 尾張旭市新居町).

E-mail: murata.junsuke@d.mbox.nagoya-u.ac.jp

性, 非定常性を厳密に扱うことはできない. そのため, 複合的な流入風の影響は, 様々な経験則の導入や疲労負荷の線形的な加算により表されることとなる.

本研究では, 流入風の非一様性, 非定常性の考慮が可能な加速度ポテンシャル理論に基づく解析手法⁽²⁾を用いて, 斜め流入風, ウインドシア, 乱流流入風が同時に作用する複合的な流入風条件が翼疲労負荷変動に与える影響について解析を行い, 個々の流入風の影響の線形加算の妥当性について調べた.

空力負荷計算に用いた加速度ポテンシャル理論に基づく非粘性モデルは3次元非定常解析が容易で, 斜め流入風⁽³⁾やウインドシア⁽⁴⁾, 乱流⁽⁵⁾など様々な流入風条件や, 後流慣性効果⁽⁶⁾のような非定常効果, タワー⁽⁷⁾等の構造物の影響に対する空力負荷解析も可能である. また, 計算負荷が比較的軽いことから, 今後設計ツールとしての発展の可能性を持っている.

ウインドシアは IEC (国際電気標準会議) の規格⁽⁸⁾により提唱されている指数則を用いて速度勾配を求めた. 乱流流入風も IEC の規格に従い, Mann モデルにより生成を行った. このモデルでは乱れをランダム波として扱い, ロータ面内の複数の離散点において速度3成分のスペクトルとクロススペクトルを考慮することができる.

本稿では数値解析法の概要を述べるとともに, 数値解析により得られた結果に基づき, 複合的流入風が HAWT のロータ翼の疲労負荷に及ぼす影響について議論する.

2. 主な記号

H	: 風車ハブ高さ [m]
M_{fp}	: ロータ翼に働くフラップ方向モーメント [kNm]
M_p	: フラップ方向モーメント変動成分 [kNm]
n_i	: Rainflow 法におけるサイクルカウント数 [-]
r	: ロータ翼上の半径方向位置 [m]
R	: ロータ半径 [m]
S_{eq}	: 等価疲労負荷 [kNm]
S_i	: Rainflow 法における変動振幅 [kNm]
TI	: 乱れ強度 [-] (式(13)参照)
W_{hub}	: ハブ高さ風速 [m/s]
(x, y, z)	: 絶対座標系 (図1参照)
(x_b, y_b, z_b)	: 翼座標系 (図1参照)
(x_w, y_w, z_w)	: 流入風座標系 (図1参照)
λ	: 周速比 [-] ($=\Omega R/W_{hub}$)
θ_{yaw}	: 斜め流入角 [deg]
Ω	: ロータ回転角速度 [rad/s]

Fig. 1 Coordinate systems

ψ : 翼アジマス角 [deg]

3. 解析方法

3・1 HAWT 変動負荷解析 HAWT ロータ翼の負荷計算には加速度ポテンシャル理論に基づく非粘性モデル^{(2),(5),(7)}を使用した. 図1に示すデカルト座標系において, 翼周りの流れ場に非圧縮, 非粘性を仮定すると, オイラーの運動方程式と連続式が支配方程式となる. 非回転を仮定し, さらに摂動速度の大きさが上流での流速と比較して十分に小さいと仮定することにより, 摂動圧力に関するラプラス方程式が得られる.

$$\nabla^2 p = \frac{\partial^2 p}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 p}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 p}{\partial z^2} = 0 \quad (1)$$

摂動圧力は流体粒子に対して加速度ポテンシャル関数として作用する. ロータ翼は, ラプラス方程式の漸近解により構成される. 翼幅方向および翼弦方向の圧力分布によって表現される.

誘導速度を含めたロータ流入速度は流体粒子に作用する圧力勾配を粒子軌跡に沿って積分することにより求まり, 同時に翼負荷分布も決定される.

式(1)に対する境界条件として, 圧力摂動はロータの遠方では十分に小さいこと, ならびに, 平板として近似された翼表面上では流体粒子は翼面に沿って流れ, 翼に対する垂直方向の加速度は存在しないことから, 以下の二式が得られる.

$$p \rightarrow 0 \quad \text{for} \quad x^2 + y^2 + z^2 \rightarrow \infty \quad (2)$$

$$\frac{\partial p}{\partial y_b} = 0 \quad \text{on rotor blade} \quad (3)$$

式(1)~(3)によって構成される境界値問題は, HAWT ロータ翼周りの圧力場を1次オーダの漸近展開法を用いて近似することにより解く. 近似解には揚力係数分

布に関連する未定係数が含まれているため、ロータ翼に流入する相対速度に関する境界条件 (Kutta 条件) を適用することにより決定する。Kutta 条件は翼の局所ピッチ角を θ_p とし、翼に対する相対流れのロータ回転軸方向 (z 方向) 速度成分と接線方向 (x_b 方向) 速度成分をそれぞれ w , $\Omega + u_b$ とすると、次式により表される。

$$\frac{w}{\Omega + u_b} = \tan \theta_p \quad \text{on the blade} \quad (4)$$

圧力場が既知であれば、式(4)中の翼面上の速度は、Kutta 条件を適用する翼面に到達する流体粒子について、圧力勾配による加速度を粒子軌跡に沿ってラグランジュ的に数値積分することで求められる。実際は初期段階において圧力場は未知であるため、粒子速度が圧力場と整合するまで、すなわち圧力場の収束解が得られるまで繰り返し計算を行い、未定係数を決定する。

HAWT の非定常問題に対しては、時間進行法を用いて時間ステップごとに上述の繰り返し計算を行い、瞬時流入風速等の非定常運転条件に対応させて瞬時の圧力場すなわち未定係数を求める。

また、風車周りの流れにおける粘性の影響を考慮するため、上述の繰り返し計算過程における計算ステップごとに揚力、抗力の粘性補正を行う。粘性補正計算にはここでは 2 次元の翼型特性データ (α - C_l - C_d 曲線) を用いる。

本計算手法では、ロータに対して十分に上流の位置からロータ翼面へと到達する流体粒子につき、その速度および軌跡を求めることで翼面上の空力負荷を決定する。そのため、複雑な後流渦の計算を行う必要がなく、CFD (Computational Fluid Dynamics) と比べ計算負荷が小さいという利点を持っている。本論文で示す実時間約 10 分間の解析 (「3.5 計算条件」参照) に対する計算時間は、本研究室所有のワークステーション (AMD Opteron 246 2.0GHz) でおよそ 30 分程度であり、簡単な計算条件であれば PC での計算も十分に可能である。このことから、工学的設計ツールとしての発展する可能性を持っていると言える。

3・2 動的失速モデル ロータ翼に対する迎角 α の変動周波数が大きく、かつ、翼の前縁において剥離を伴う場合、動的失速 (Dynamic Stall) と呼ばれる現象が現れる⁽⁹⁾。本論文では ONERA 法⁽¹⁰⁾を導入することにより動的失速現象による非定常揚力特性を考慮する。この手法において、翼周りの変動循環量は伝達関数により表現され、瞬時の循環量を線形成分 (付着域) と非線形成分 (失速域) に分解して取り扱う。それぞれの成分は時間領域においてそれぞれ一階、二階常微分方程式を解くことにより得られる。

3・3 流入風の生成 流入風の時間平均主流方向を x_w 軸、主流方向に垂直な水平方向を y_w 軸、鉛直方向を z_w 軸とするデカルト座標系 (図 1 参照) において、風車ロータから十分上流における瞬時の乱流風速の空間分布 $U_\infty(x_w, y_w, z_w)$ は、平均速度分布 $\bar{U}_\infty(z_w)$ と乱れ分布 $u_\infty(x_w, y_w, z_w)$ との和により表現される。

$$U_\infty(x_w, y_w, z_w) = \bar{U}_\infty(z_w) + u_\infty(x_w, y_w, z_w) \quad (5)$$

平均速度分布 $\bar{U}_\infty(z_w)$ には一様な速度分布とウインドシアを考慮した速度分布とを用いた。ウインドシアは IEC 規格⁽⁸⁾により推奨されている指数則 (Power Law) により求めた。

$$\bar{U}_\infty(z_w) = W_{hub} \left(\frac{z_w}{H} \right)^{\alpha_{ws}} \quad (6)$$

上式において、 W_{hub} は風車ハブ高さにおける十分上流での平均風速、 H は風車ハブ高さ、 α_{ws} はウインドシア指数

で IEC 規格に従い $\alpha_{ws}=0.2$ とした。

乱れ成分の時系列データ $u_\infty(x_w, y_w, z_w)$ は Mann モデル⁽¹¹⁾により生成した。Mann モデルは Shinozuka & Jan⁽¹²⁾により開発されたランダム変動シミュレーションの方法に基づいている。このモデルでは、流入風の乱れ成分は風向に垂直なロータ面内における複数の点において生成され、同時に各時系列風速間の空間的相関も考慮される。

Mann モデルでは乱れ成分は次式の通り離散フーリエ級数の形で与えられる。

$$u_\infty(x_w, y_w, z_w) = \sum_k e^{ik \cdot x} C(k) \cdot n(k) \quad (7)$$

ここで k は波数ベクトル、 $C(k)$ は係数マトリクス、 $n(k)$ はランダム位相ベクトルである。IEC 規格では係数マトリクス $C(k)$ にウインドシアによるエネルギー Spektral 変形を考慮したモデル (uniform shear turbulence model) が推奨されているが、本論文ではウインドシアを考慮しない条件での計算も行うため、また、3 成分の影響を対等に比較するために、次式で表される等方乱流モデルを用いた。

$$C(k) = \frac{\pi^{1/2}}{2^{1/2} V^{1/2}} \frac{E^{1/2}(k)}{k^2} \begin{bmatrix} 0 & k_3 & -k_2 \\ -k_3 & 0 & k_1 \\ k_2 & -k_1 & 0 \end{bmatrix} \quad (8)$$

ここで V は乱流を生成する領域の体積、 k は波数ベクトルの絶対値である。 $E(k)$ は乱流エネルギー Spektral

Fig. 2 Rotor performance of Tjæreborg wind turbine

Fig. 3 Flapwise moment

で、次式で与えられる von Karman スペクトルを使用した。

$$E(k) = \alpha_K \varepsilon^{2/3} L^{2/3} \frac{L^4 k^4}{(1 + L^2 k^2)^{5/6}} \quad (9)$$

L は長さスケール ($L=33.6\text{m}^{(8)}$) , α_K は Kolmogorov 定数, ε は乱流エネルギーの粘性散逸率である。

HAWT ロータ負荷解析においては、空間座標ベクトル $\mathbf{x}_w$ は Taylor の凍結乱流仮説に従い以下の様に変換して用いる。

$$\mathbf{x}_w = (x_w, y_w, z_w) = (-\bar{U}_\infty t, y_w, z_w) \quad (10)$$

乱流の生成領域は x_w 方向には $W_{hub} \times T$ (T : 計算時間長), y_w, z_w 方向に 134.4m とし、離散点数はそれぞれの方向に $8192 \times 64 \times 64$ 点を取り、ロータ翼面上の全ての撰点 (後述) での 3 次元乱流成分の生成を行った。

3・4 等価疲労負荷解析 非一様、非定常な流入風に対して HAWT ロータ翼に生じる負荷は複雑に変動する。この変動負荷による疲労負荷を各条件で定量的に評価するために、等価疲労負荷 (Equivalent Fatigue Load) ⁽¹³⁾ を用いた。等価疲労負荷とは複雑な変動負荷により生じる総疲労ダメージと等しい疲労ダメージを

Table 1 Specification of wind turbine rotor blade

Blade number	3	Rotor radius R	30.56[m]
Root cut-off	0.23 R [m]		
Blade profile	NACA 4443 ~ NACA 4412		
Chord length	0.13 R -0.10 r [m]		

生じさせるロータ回転周期の一定変動振幅を意味する。負荷変動の時系列データから Rainflow 法 (Rainflow Counting Algorithm) ⁽¹⁴⁾ を用いて、負荷の変動振幅 S_i とその出現回数 n_i を求め、負荷のかかる構成材料の S - N 曲線と Miner 則から、次式に従い等価疲労負荷 S_{eq} は決定される。

$$S_{eq} = \left(\frac{\sum_i S_i^m n_i}{N_{rot}} \right)^{1/m} \quad (11)$$

ここで、 m は構成材料の S - N 曲線の傾斜の逆数であり、本論文ではロータ翼の材料として一般的である GFRP を想定し $m=10$ とした。 N_{rot} は負荷変動の時系列データ長に対応する風車回転回数である。

3・5 計算条件 解析対象とした風車はデンマークの Tjæreborg 風車で、3 枚翼を有するアップウインド型の HAWT である。ロータ半径は $R=30.56\text{m}$ 、ハブ高さは $H=60\text{m}$ 、定格出力 2MW の大型風車で、ロータ翼諸元を表 1 に示す。ロータ回転速度は毎分 22 回転、すなわち角速度 $\Omega=22/60 \times 2\pi=2.3\text{rad/s}$ で一定とした。

非定常数値計算における時間ステップ幅 Δt はロータ翼が $1/N_t$ 回転 ($N_t=36$) する時間、すなわち $\Delta t=2\pi/N_t\Omega=0.076\text{s}$ とした。速度に関する境界条件を適用する撰点は、各翼面上に $N_c=6$ 個を異なる翼幅方向位置に設定した。計算は $n=8192$ タイムステップ分行い、これは実時間では $T=n\Delta t=8192 \times 0.076 \div 623\text{s}$ であり、およそロータ 230 回転分に相当する。なお、本計算では空力負荷のみを解析対象とし、重力及び遠心力、翼・タワー振動により誘起される構造力学的負荷は考慮していない。

4. 計算結果および考察

4・1 定常運転特性 本計算手法の妥当性を確認するため、風車ロータの空力特性計算を行った。図 2 に出力係数 C_p の計算結果を実測値⁽¹⁵⁾ と共に示す。計算条件として一様流入風とウインドシアを有する流入風を用いた。ウインドシアを有する流入風に対して、一様流入風の場合における出力係数はわずかに低下しているが、その差は小さい。実測値において Tjæreborg 風車の最高効率率は周速比 $\lambda=8\sim 10$ の間に存在する。計

Fig. 4 Flapwise moment perturbation for simple inflow conditions

Fig. 5 Relative velocity and attack angle for blade (positive yaw misalignment)

算結果も同様の傾向を示しており、実験値との定性的な一致が見られた。

翼根付近の半径位置 $r/R=0.09$ におけるフラップ方向モーメント M_{fp} (ロータ翼をロータ回転軸方向に曲げるモーメント) について、計算値と実測値を比較して図3に示す。Hansen らによる実験結果⁽¹⁶⁾はロータ1回転について平均して求められたモーメントを約1100個プロットしたものである。フラップ方向モーメントの実測値は遠心力の影響により、ロータ翼に働いている空力負荷によるフラップ方向モーメントよりも減少する。この遠心力の影響を考慮するために、Oye氏の指摘⁽¹⁷⁾に従い、計算結果は9%減じた値で示す。ピッチ制御が開始される風速(約13m/s)以下では、実験

Fig. 6 Flapwise moment perturbation for combined inflow conditions with yaw misalignment and shear

結果および計算結果ともに風速とともに増加し、計算値は定量的に実測値と一致していることが確認できる。

4・2 斜め流入風とウインドシア 本論文ではHAWTロータは風上から見て時計回りに回転するとし、斜め流入角 θ_{yaw} はロータ鉛直上方から見て反時計回りを正と定義している(図1参照)。

図4にロータへ斜めに一樣な風が流入する場合と、ウインドシアを有する流入風がロータに垂直に流入する場合につき、フラップ方向モーメント変動成分 M_p を比較して示す。周速比は最高効率点付近である $\lambda=8$ ($W_{hub}=8.8\text{m/s}$) とした。正の斜め流入角を持つ場合、ロータ面上側ではロータ翼自身の回転による速度と流入風のロータ面内成分が互いに逆方向になり、その結果、図5(a)に示す通り、有効流入風に対するロータ翼の迎角は小さくなり翼負荷は低下する。逆にロータ面下側では迎角が大きくなるため、翼負荷は増大する(図5(b))。負の斜め流入角に対しては正の斜め流入角の場合と反対の傾向となり、翼回転のアジマス角を180degずらした場合と同じとなる。ウインドシアを有する流入風に対しては、ロータ面上側では高流入風速のために高負荷に、ロータ面下側では低流入風速のために低負荷となる。

図6に、両条件が同時に作用した場合、つまりウインドシアを有する風がロータ面に対して斜めに流入する条件でのフラップ方向モーメント変動成分 M_p を示す。正の斜め流入角では、斜め流入風の影響はウインドシアの影響と互いに弱め合うため、図4の結果と比較して、全体の負荷変動振幅は小さくなり、負の斜め流入角では互いに強め合うため、変動振幅は大きくなる。そのため、等価疲労負荷 S_{eq} は図7に■印で示すように、流入角 $\theta_{yaw}=0\text{deg}$ に対して左右非対称な傾向を示す。図7中には、単純に等価疲労負荷の線形加算として斜め流入風とウインドシアの影響を予測したものも

Fig. 7 Equivalent fatigue load for combined inflow conditions with yaw misalignment and shear

比較のために×印で示す。斜め流入風単独の条件では、等価疲労負荷は斜め流入角の正負に依存しないため、複合的な流入風条件での疲労負荷を等価疲労負荷の線形加算という形で求めることはできないことがわかる。

前述のように翼負荷の変動は、有効流入風に対するロータ翼の迎角の変動を主要原因として起こる。通常の運転状態では、特に翼負荷への影響の大きい翼端側において迎角は比較的小さく、流入風の迎角ならびに翼負荷への影響として線形加算の可能性があると考えられる。ウインドシアを有する斜め流入風の条件では、ウインドシアによる不均一な速度のロータ回転軸方向成分が斜め流入角の余弦と比例することから、以下の合成モデルを提案する。

$$M_{p_comp}(\psi) = M_{p_y}(\psi) + \cos \theta_{yaw} \cdot M_{p_s}(\psi) \quad (12)$$

ここで $M_{p_y}(\psi)$, $M_{p_s}(\psi)$ はそれぞれ斜め流入風のみ、ウインドシアのみの条件でのフラップ方向モーメント変動成分である。この合成モデルにより得られたフラップ方向モーメントの変動成分 $M_{p_comp}(\psi)$ を図6に細線で、等価疲労負荷を図7に●印でそれぞれ示す。式(12)に基づき算出された変動成分と等価疲労負荷は共に、複合的な流入風条件に対する計算結果とよく一致している。このことから、斜め流入風とウインドシアについては、単純な流入風条件で得られた翼負荷変動を用いて、両者が同時に作用する複合的な流入風条件に対する翼負荷変動および疲労負荷を予測することが可能であると考えられる。

4・3 斜め流入風と乱流流入風 本節では斜め流入風と乱流流入風が同時に作用する、つまり乱流成分を有する斜め流入風に対する疲労負荷について議論する。

図8に斜め流入角 θ_{yaw} , 乱流強度 TI (式(13)参照) を変化させた場合のフラップ方向モーメント変動成分

Fig. 8 Flapwise moment perturbation for combined inflow conditions with yaw misalignment and turbulence

Fig. 9 Distribution of moment cycle counts

M_p を示す。横軸にはロータが1回転するのに要する時間 $T_{rev} (=2\pi/\Omega)$ で無次元化した時刻 t/T_{rev} を取り、 $t/T_{rev}=200\sim 205$ の期間を抜き出して示した。乱流強度 TI は乱れの強さを表すパラメータで風速の主流方向成分の標準偏差 σ_1 とハブ高さ平均風速 W_{hub} の比として次式の通り定義した。

$$TI = \frac{\sigma_1}{W_{hub}} \quad (13)$$

乱流流入風に対してはその乱流強度に応じてフラップ方向モーメントも複雑に変動する。斜め流入風と同時に作用する場合には、斜め流入風によるロータ1回転を1周期とする変動に、乱流流入風による複雑な変動が加わる。

負荷変動から等価疲労負荷を求める際に用いた Rainflow 法によるサイクルカウント数分布を図9に示す。周速比 $\lambda=8$, 乱れ強度 $TI=0.1$ で、斜め流入角を $\theta_{yaw}=0, 30deg$ とした2条件での計算結果を示している。横軸は Rainflow 法により抽出された負荷変動の振幅 S_i を、縦軸はその振幅の負荷変動が10分間に検出された回数 n_i を表している。いずれの条件でも乱流流入風によりサイクルカウント数は広い振幅領域に分布している。

Fig. 10 Equivalent fatigue load for combined inflow conditions with yaw misalignment and turbulence

正面流入風である $\theta_{yaw}=0$ の場合、変動振幅が大きくなるにつれて、サイクルカウント数が小さくなるのに対し、斜め流入風である $\theta_{yaw}=30$ では、変動振幅200kNm周辺で斜め流入風の影響による周期的な変動を原因とするピークが見られる。

図10に乱流強度に対する等価疲労負荷 S_{eq} の変化を示す。流入風条件は周速比 $\lambda=6, 8, 10$ ($W_{hub}=11.7, 8.8, 7.0$ m/s)の3条件に対して、それぞれ斜め流入角を $\theta_{yaw}=0, 20$ degと変化させた合計6条件である。いずれの周速比でも乱流強度 TI とともに疲労負荷は上昇するが、正面流入風(斜め流入角 $\theta_{yaw}=0$ deg)では直線的(乱流強度に対して線形的)に上昇するのに対して、斜め流入の条件 $\theta_{yaw}=20$ degでは非直線的(非線形的)である。

前節で示したウインドシアを有する斜め流入風の場合とは異なり、乱流流入風は主流方向、水平方向、鉛直方向に速度成分を持つため、単純な合成モデルを構築するのは困難であると考えられる。

乱流流入風の3方向成分がそれぞれ疲労負荷へ及ぼす影響を調べるために、主流方向成分のみ、水平方向成分のみ、鉛直方向成分のみを持つ乱流流入風をそれぞれ作成し、負荷変動の計算を行った。得られた等価疲労負荷 S_{eq} を、3次元等方乱流流入風に対する計算結果と共に図11に示す。

正面流入風($\theta_{yaw}=0$ deg)の場合、水平方向成分、鉛直方向成分の影響は小さく、主流方向成分のみで3成分を含む等方乱流流入風と同程度の疲労負荷を生じている。しかし、斜め流入角が大きくなるにつれ、水平方向成分の影響が増大する。この原因について、斜め流入角、アジマス角とロータ翼への有効流入風との関係から考察を行う。

図12に示すように、ロータ翼の迎角 α は相対流入風のロータ回転軸方向(図1の翼座標系における y_b 方向)成分と接線方向(x_b 方向)成分により決定される。通

Fig. 11 Equivalent fatigue load for three turbulence components

Fig. 12 Relative velocity and attack angle for blade for turbulence inflow

常、迎角 α およびピッチ角 θ_p は翼端近傍で比較的小さいため、迎角の変動に対しては回転軸方向成分が最も大きな影響を持つ。

正面流入風の場合には、ロータ回転軸方向は乱流流入風の主流方向と常に一致している。ロータ翼の接線方向はアジマス角とともに回転し、 $\psi=0, 180$ degでは水平方向と、 $\psi=90, 270$ degでは鉛直方向と一致する。よって、迎角の変動に対して乱流流入風の主流方向成分が大きな影響を持ち、水平方向成分、鉛直方向成分の影響は小さい。

斜め流入風の場合には、乱流流入風のロータ回転軸方向成分 v_b 、接線方向成分 u_b は、乱流流入風の主流方向成分 u_i 、水平方向成分 v_i 、鉛直方向成分 w_i を用いて以下のように表される。

$$\begin{aligned} v_b &= u_i \cos \theta_{yaw} - v_i \sin \theta_{yaw} \\ u_b &= (u_i \cos \theta_{yaw} + v_i \sin \theta_{yaw}) \cos \psi + w_i \sin \psi \end{aligned} \quad (14)$$

上式より、斜め流入角 θ_{yaw} の増加とともにロータ回転軸方向成分 v_b への乱流流入風の水平方向成分 v_i の影響が大きくなるのがわかる。また、乱流流入風の鉛直

方向成分 w_i は、図 4 に示すように翼負荷の極大値、極小値を生じやすい $\psi=0, 180\text{deg}$ 近くで影響が小さくなるため、疲労負荷の見積もりにおいて、他の 2 成分よりも重要性は低いと考えられる。

以上のように、乱流成分を有する斜め流入風では、3 方向の乱流成分の疲労負荷への影響がそれぞれ異なる。正面流入風に対しては主流方向成分のみの 1 次元乱流でも十分に疲労負荷の予測ができるが、斜め流入風に対しては 3 次元乱流を用いた上で、複合的な流入風条件として解析が行われる必要がある。また、正確な疲労負荷の予測のためには、特に水平方向成分に注意して実現象に近い乱流モデルを用いなければならない。

本節では水平面内 (x - z 平面内) において流入風向とロータ回転軸に偏差角が存在する場合について扱った。しかし、実際の HAWT の運転においては鉛直面内 (y - z 平面内) での偏差角も生じる。ロータがティルト角を有する場合や、吹き上げ、吹き降ろしの発生する丘陵・山岳のサイトでは、ロータに対して垂直方向への斜め流入が生じる。この場合には、上述と同様の議論から、乱流流入風の鉛直方向成分が重要になり、水平方向成分の影響は小さくなると考えられる。実際に丘陵上でティルト角を有する HAWT を用いたフィールド実験では、鉛直方向成分の乱れが疲労負荷に大きく影響するという報告⁽¹⁸⁾がなされている。

4・4 乱流流入風とウインドシア 図 13 にウインドシアを有する乱流流入風に対するフラップ方向モーメント変動成分 M_p を示す。前節で示した乱流成分を有する斜め流入風の場合と同様に、ウインドシアによるロータ 1 回転を 1 周期とする変動に、乱流流入風による複雑な変動が加わっている。

図 14 に乱流強度に対する等価疲労負荷 S_{eq} の変化を示す。乱流流入風とウインドシアが同時に存在する場合にも、非線形性が現れる。乱流流入風の 3 方向成分の疲労負荷への影響を図 15 に示す。正面流入風であるため、乱流流入風の主流方向成分のみでも 3 次元等方性乱流と同等の疲労負荷が生じている。ウインドシアもアジマス角 $\psi=0, 180\text{deg}$ 近くにロータ翼負荷の極大値、極小値をもたらすため、水平方向成分の方が鉛直方向成分よりもわずかに大きな影響を持っている。しかしながら、相対的には水平方向成分と鉛直方向成分の影響は小さく、主流方向成分のみでも十分に疲労負荷の見積もりが可能であると考えられる。

5. 結 言

加速度ポテンシャル理論に基づく計算モデルを使用し、斜め流入風、ウインドシア、乱流流入風を同時に

Fig. 13 Flapwise moment perturbation for combined inflow conditions with shear and turbulence

Fig. 14 Equivalent fatigue load for combined inflow conditions with shear and turbulence

Fig. 15 Equivalent fatigue load for three turbulence components

考慮した複合的流入風条件に対して、HAWT ロータ翼に生じる疲労負荷について解析を行った結果、以下の事柄を明らかにした。

(1) 斜め流入風とウインドシアの疲労負荷に対する影響は、斜め流入角が正の場合には弱め合い、負の場合には強め合うため、疲労負荷として線形加算を行うことはできない。しかし、複合的な疲労負荷は、斜め流

入角を考慮して翼負荷変動を合成することで予測できる。

(2) 乱流成分を有する正面流入風に対する疲労負荷では主流方向の乱流成分の影響が支配的であるが、乱流成分を有する斜め流入風では、水平方向の乱流成分の影響が大きくなるため、3次元乱流を用いて複合的な流入風条件で疲労負荷を見積もる必要がある。

(3) ウインドシアを有する乱流流入風では、水平方向と鉛直方向の乱流成分の影響は小さく、主流方向成分のみでも十分に疲労負荷の見積もりが可能である。

文 献

- (1) Eggleston, D. M., and Stoddard, F. S., Wind Turbine Engineering Design, Van Nostrand Reinhold, New York, (1987), pp. 15-17
- (2) van Bussel, G. J. W., The Use of Asymptotic Acceleration Potential Methods for Horizontal Axis Wind Turbine Rotor Aerodynamics, *Proc. European Wind Energy Conf.*, Amsterdam, (1991), pp. 18-23.
- (3) Hasegawa, Y. et al., Application of Asymptotic Acceleration Potential Method for the Calculation of Yawed Inflow Effect on Horizontal Axis Wind Turbine Rotor, *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series B*, Vol. 63, No. 608 (1997), pp. 1297-1304.
- (4) Hasegawa, Y. et al., Numerical Analysis of Wind Shear Effects on Horizontal Axis Wind Turbine Rotor Performance, *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series B*, Vol. 68, No. 674 (2002), pp. 2795-2802.
- (5) Hasegawa, Y. et al., Aerodynamic Loads on a Horizontal Axis Wind Turbine Rotor Exerted by Turbulent Inflow, *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series B*, Vol. 69, No. 684 (2003), pp. 1846-1853.
- (6) Hasegawa, Y. and van Bussel, G. J. W., Application of the Asymptotic Acceleration Potential Method for the Calculation of Dynamic Inflow Effects on Horizontal Axis Wind Turbine, *Proc. 4th Int. Symp. Transport Phenomena Dyn. Rotat. Mach.*, Honolulu, (1992), pp. 186-195.
- (7) Murata, J. et al., Numerical Analysis of Tower Effects on Aerodynamic Force for Horizontal Axis Wind Turbine Rotor, *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series B*, (Submitting)
- (8) IEC 61400-1 Ed. 3, *Wind Turbines – Part 1: Design requirements*, International Electrotechnical Commission, (2005).
- (9) Leishman, J. G., Beddoes, T., A Semi-Empirical Model for Dynamic Stall, *Journal of the American Helicopter Society*, 34-3, (1989), pp. 3-4
- (10) Bierbooms, W., A comparison between unsteady aerodynamic models, *Proc. Eur. Wind Energy Conf., EWEK '91*, Amsterdam, (1991), pp. 13-17
- (11) Mann, J., Wind field simulation, *Prob. Engng. Mech.*, Vol. 13, No. 4, (1998), pp. 269-282
- (12) Shinozuka, M., Jan, C. M., Digital simulation of random processes and its application, *J. Sound and Vibration*, 25-1, (1972), pp. 111-128
- (13) Sutherland, H. J., On the Fatigue Analysis of Wind Turbines, Sandia National Laboratories, (1999)
- (14) Dowling, S. D., Socie, D. F., Simple Rainflow Counting Algorithms, *International Journal of Fatigue*, Vol. 4-1, (1982), pp. 31-40
- (15) Sørensen, J. N., Kock, C. W., A Model for Unsteady Rotor Aerodynamics, *J. Wind Eng. Ind. Aerodyn.*, Vol. 58-3, (1995), pp. 259-275
- (16) Hansen, K. S., Pedersen, B. M., Øye, S., Friis, P., Knudsen, M., and Rasmussen, A., Evaluation of Test Results and Operation Experience. The 60 m/ 2 MW Tjæreborg Wind Turbine, *Proc. European Wind Energy Conf.*, Glasgow, (1989), pp. 582-586
- (17) Øye, S., Tjæreborg Wind Turbine First Dynamic Inflow, Measurement, AFM Notat VK-189, Technical University of Denmark, (1991)
- (18) Mouzakis, F., Morfiadakis, E., Dellaportas, P., Fatigue loading parameter identification of a wind turbine operating in complex terrain, *J. Wind Eng. Ind. Aerodyn.*, Vol. 82, pp. 69-88