

УДК 533.6

М.Л.Сургайло (Национальный аэрокосмический университет им. Н.Е.Жуковского "Харьковский авиационный институт", Харьков)

Применение модели проницаемого цилиндра к моделированию работы ветроагрегатов вертикально-осевой схемы

Проведена аналогия между вращающимся проницаемым цилиндром и ветроагрегатом вертикально-осевой схемы. С помощью модели проницаемого цилиндра получены зависимости углов атаки и результирующей скорости от азимутального угла и зависимости коэффициентов момента и использования ветра от быстроходности. Приведены результаты экспериментальных исследований изолированных лопастей и моделей роторов вертикально-осевой схемы. Сравнение зависимостей $C_m(z)$ и $C_p(z)$, полученных с помощью модели проницаемого цилиндра, с опытными показывает хорошее согласование теории и эксперимента.

Проведено аналогію між обертовим проникним циліндром і вітроагрегатом вертикально-осьової схеми. За допомогою моделі проникного циліндра отримані залежності кутів атаки і результирующей швидкості від азимутального кута і залежності коефіцієнтів моменту і використання енергії вітру від швидкохідності. Наведено результати експериментальних досліджень ізольованих лопатей і моделей роторів вертикально-осьової схеми. Порівняння залежностей $C_m(z)$ і $C_p(z)$, отриманих за допомогою моделі проникного циліндра, з експериментальними показує хороше узгодження теорії та експерименту.

За последние годы во всем мире резко возрос интерес к вопросам использования возобновляемых источников энергии. Несмотря на то, что на данный момент времени в подавляющем большинстве случаев возобновляемые источники энергии являются более дорогостоящими, чем традиционные, во всем мире формируются и реализуются программы развития возобновляемых источников энергии, в том числе и ветроэнергетики.

Современная ветроэнергетика – одна из наиболее развитых и перспективных отраслей нетрадиционной энергетики. В условиях энергетического кризиса ветроэнергетика занимает одно из ведущих мест в использовании альтернативных источников энергии в Украине.

На современном этапе развития ветроэнергетики на мировом рынке преобладают горизонтально-осевые ветродвигатели, зарождение и развитие которых неразрывно связаны с развитием авиации.

Альтернативным направлением в развитии ветроэнергетики стало создание роторов вертикально-осевой схемы. Основным преимуществом

этих роторов, по сравнению с горизонтально-осевыми, является независимость вращения ротора от направления набегающего потока, откуда следует ряд важных дополнительных преимуществ: отсутствие механизма ориентировки на ветер, стоимость которого составляет около трети стоимости самого ветроагрегата, удобство монтажа и эксплуатации и др.

В связи с этим особую актуальность приобретают исследования, направленные на разработку методов, позволяющих оценивать эффективность работы ветроагрегатов вертикально-осевой схемы.

В ранее опубликованных работах [1, 2] была показана возможность представления вращающегося ветроагрегата вертикально-осевой схемы в виде проницаемого цилиндра. Было исследовано установившееся потенциальное обтекание проницаемого цилиндра и получены выражения для скорости во всей области течения (снаружи и внутри цилиндра и на проницаемой поверхности).

В данной работе рассматриваются ветроагрегаты вертикально-осевой схемы с прямыми лопастями. Одна из моделей показана на рис. 1.

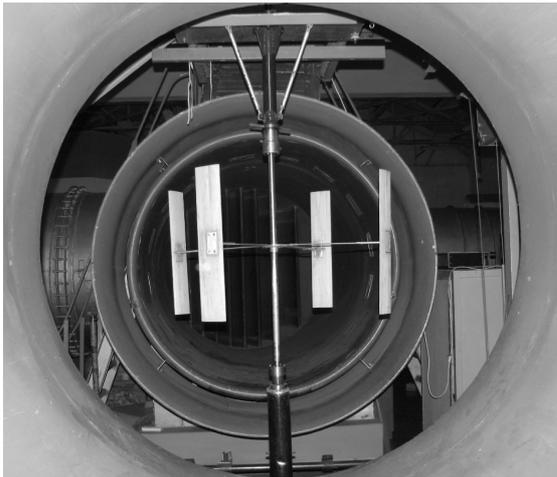


Рис. 1. Модель вертикально-осевого ветроагрегата.

Основными характеристиками ветроагрегатов вертикально-осевой схемы являются зависимости коэффициентов момента и использования ветра ротора от коэффициента быстроходности $C_m = f(z)$ и $C_p = f(z)$.

Коэффициенты момента и использования ветра ротора определяются выражениями:

$$C_m = \frac{M}{q_\infty S_p R};$$

$$C_p = \frac{N}{q_\infty V_\infty S_p} = \frac{M\omega}{q_\infty V_\infty S_p} = C_m z, \quad (1)$$

где $S_p = H \cdot 2R$ – площадь ротора, м²;
 $q_\infty = \rho V_\infty^2 / 2$ – скоростной напор набегающего потока, Па; N – механическая мощность модели ротора, Вт; ω – угловая скорость вращения ротора, с⁻¹; $z = \omega R / V_\infty$ – коэффициент быстроходности [3].

Момент ротора можно определить так:

$$M = iM_l = \frac{1}{2\pi} i b_l H R \int_0^{2\pi} C_x(\vartheta) \frac{\rho W(\vartheta)^2}{2} d\vartheta, \quad (2)$$

где i – количество лопастей; M_l – крутящий момент (рис. 2), создаваемый одной лопастью, который определяется выражением:

$$M_l = \frac{1}{2\pi} S R \int_0^{2\pi} C_x(\vartheta) \frac{\rho W(\vartheta)^2}{2} d\vartheta, \quad (3)$$

где $C_x(\vartheta)$ – коэффициент продольной силы лопасти, определяемый в зависимости от угла атаки

$\alpha(\vartheta)$; $S = b_l H$ – площадь лопасти, м²;
 b_l – хорда лопасти, м; H – длина лопасти, м;
 $W(\vartheta)$ – результирующая скорость, набегающая на лопасть, м/с.

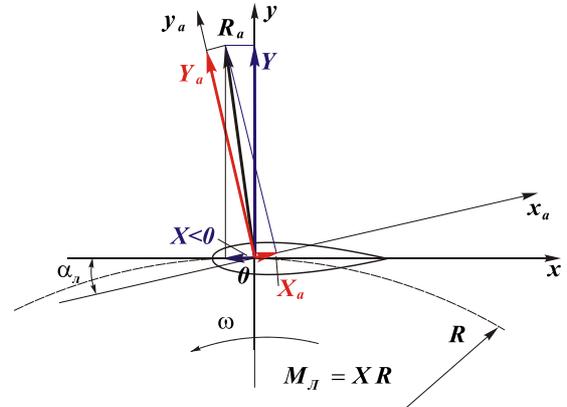


Рис. 2. Проекция равнодействующей сил лопасти R_a в скоростной ($0x_a y_a$) и связанной ($0xy$) системах координат: X_a и Y_a – сила лобового сопротивления и подъемная сила; X и Y – продольная и нормальная силы.

При рассмотрении ротора вертикально-осевой схемы удобно работать с нормальной $V_r(\vartheta)$ и касательной $V_g(\vartheta)$ компонентами скорости. Результирующую скорость можно найти по выражению:

$$W(\vartheta) = \sqrt{(V_r(\vartheta))^2 + (V_g(\vartheta))^2}. \quad (4)$$

В дальнейшем будем использовать скорости в виде относительных величин: $\bar{W}(\vartheta) = W(\vartheta) / V_\infty$;

$$\bar{V}_r(\vartheta) = V_r(\vartheta) / V_\infty; \quad \bar{V}_g(\vartheta) = V_g(\vartheta) / V_\infty.$$

Перейдем от ветроагрегата вертикально-осевой схемы к пронизаемому цилиндру. Нормальная и касательная компоненты скоростей для внешнего (\bar{V}_{r1} и \bar{V}_{g1}) и внутреннего (\bar{V}_{r2} и \bar{V}_{g2}) течений представляют собой сумму скоростей при бесциркуляционном обтекании пронизаемого цилиндра и циркуляционного течения [2]:

$$\bar{V}_{r1} = \frac{V_{r1}}{V_\infty} = \left(1 - \frac{R^2}{r^2} \frac{1-K}{1+K} \right) \cos \vartheta; \quad (5)$$

$$\bar{V}_{g1} = \frac{V_{g1}}{V_\infty} = - \left(1 + \frac{R^2}{r^2} \frac{1-K}{1+K} \right) \sin \vartheta + \left(1 + \frac{1-K}{1+K} \right) \frac{R}{r} z;$$

$$\bar{V}_{r2} = \frac{V_{r2}}{V_\infty} = \left(1 - \frac{1-K}{1+K}\right) \cos \vartheta; \quad (6)$$

$$\bar{V}_{g2} = \frac{V_{g2}}{V_\infty} = -\left(1 - \frac{1-K}{1+K}\right) \sin \vartheta + \left(1 + \frac{1-K}{1+K}\right) \frac{R}{r} z,$$

где K – коэффициент проницаемости; R – радиус ротора и проницаемого цилиндра, м; V_∞ – скорость набегающего потока, м/с.

Для наветренной стороны, т.е. для $\pi/2 \leq \vartheta \leq 3\pi/2$, подставлялись компоненты скорости для внешней поверхности (\bar{V}_{r1} и \bar{V}_{g1}), а для подветренной стороны, т.е. для $-\pi/2 \leq \vartheta \leq \pi/2$, – для внутренней поверхности (\bar{V}_{r2} и \bar{V}_{g2}).

Выражение для коэффициента K на проницаемой поверхности было получено в работе [4]:

$$K = (1 - \sigma_{окр}) e^{-z(0,823+0,628 \lg \sigma_{окр})}, \quad (7)$$

где первый множитель зависит только от "окружного" коэффициента заполнения $\sigma_{окр}$, второй – от коэффициентов быстроходности z и $\sigma_{окр}$.

"Окружной" коэффициент заполнения $\sigma_{окр}$ представляет собой отношение суммы хорд лопастей к длине ометаемой окружности:

$$\sigma_{окр} = \frac{i b_l}{\pi D}, \quad (8)$$

где i – количество лопастей; b_l – хорда лопасти, м; D – диаметр ротора, м.

Из выражения (7) видно, что при постоянном коэффициенте $\sigma_{окр}$ с увеличением коэффициента быстроходности z коэффициент проницаемости K уменьшается, т.е. поверхность приближается к сплошной. При $z = 0$ коэффициент проницаемости $K = \frac{1 - \sigma_{окр}}{1 + \sigma_{окр}}$ зависит только от геометрии ротора и с увеличением количества лопастей или их хорды (а, следовательно, и с увеличением $\sigma_{окр}$) также уменьшается.

Определяя с помощью $\bar{V}_r(\vartheta)$ и $\bar{V}_g(\vartheta)$

относительную результирующую скорость $\bar{W}(\vartheta)$

и учитывая, что $\sigma_{окр} = \frac{i b_l}{\pi D}$, можно записать выражение для коэффициента момента ротора:

$$C_m = \frac{\sigma_{окр}}{2} \int_0^{2\pi} C_x(\vartheta) \bar{W}(\vartheta)^2 d\vartheta. \quad (9)$$

Угол атаки $\alpha(\vartheta)$ в каждой точке ометаемой окружности можно определить по известным компонентам скорости:

$$\alpha(\vartheta) = \arctg \frac{V_r(\vartheta)}{V_g(\vartheta)}, \quad (10)$$

причем для диапазона $\frac{\pi}{2} \leq \vartheta \leq \frac{3\pi}{2}$ выражение (10)

приобретает вид:

$$\alpha(\vartheta) = \arctg \left(\frac{K \cos \vartheta}{z - \sin \vartheta} \right), \quad (11)$$

для $-\frac{\pi}{2} < \vartheta < \frac{\pi}{2}$:

$$\alpha(\vartheta) = \arctg \left(\frac{K \cos \vartheta}{z - K \sin \vartheta} \right). \quad (12)$$

Выражение для относительной результирующей скорости:

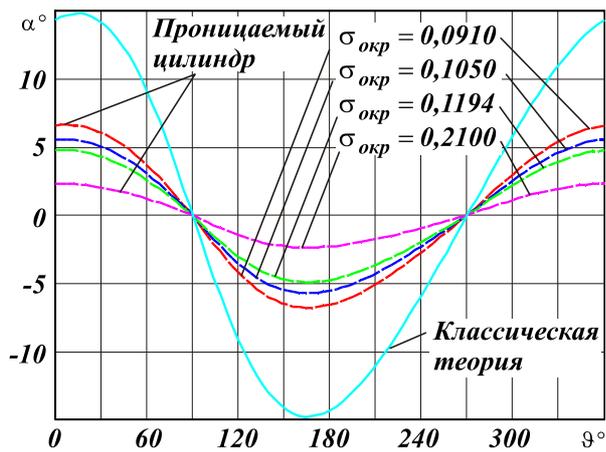
$$\bar{W}(\vartheta) = \frac{W(\vartheta)}{V_\infty} = \frac{2}{1+K} \frac{K \cos \vartheta}{\sin(\alpha(\vartheta))}. \quad (13)$$

В теории роторов вертикально-осевой схемы углы атаки и скорость, набегающую на лопасть, определяют из соотношений [3]:

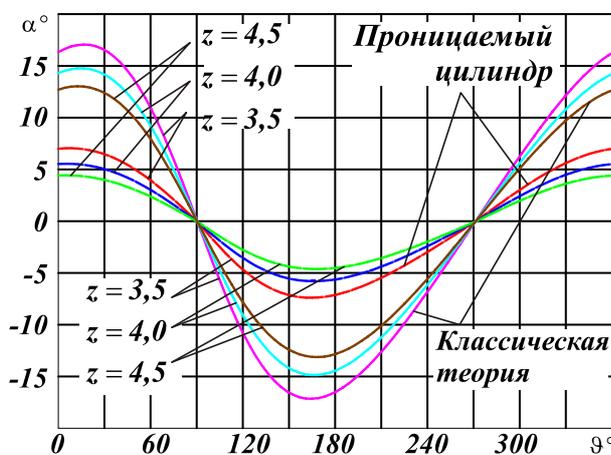
$$\alpha_{л} = \arctg \frac{\cos \vartheta}{z + \sin \vartheta}; \quad W_{л} = V_\infty \frac{\cos \vartheta}{\sin \alpha_{л}}. \quad (14)$$

Углы атаки и результирующие скорости, полученные с помощью модели проницаемого цилиндра, зависят от коэффициента заполнения, что не учитывается формулами (14).

На рис. 3, 4 показаны зависимости углов атаки $\alpha(\vartheta)$ и относительной результирующей скорости $\bar{W}(\vartheta)$ для проницаемого цилиндра и по классической теории (выражения (14)) для различных значений $\sigma_{окр}$ при $z = const$ и для различных значений z при $\sigma_{окр} = const$.



а



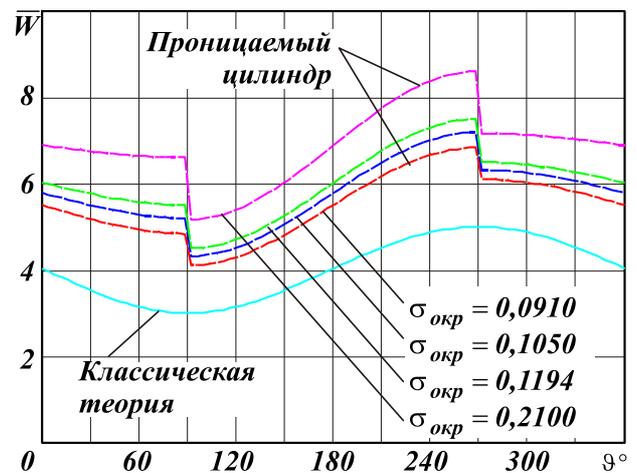
б

Рис. 3. Зависимости $\alpha(\vartheta, \sigma_{окр}, z)$, полученные с помощью проницаемого цилиндра и по классической теории [3]: а - $z = 4$; б - $\sigma_{окр} = 0,1051$.

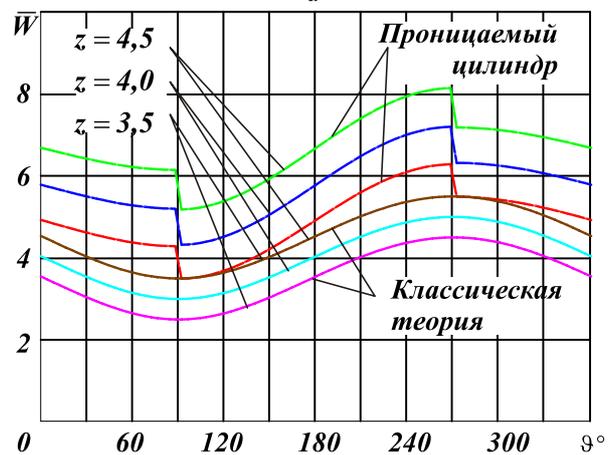
Из рис. 3а и 3б видно, что при постоянном коэффициенте быстроходности с увеличением коэффициента заполнения уменьшаются углы атаки, а результирующая скорость увеличивается. При постоянном коэффициенте заполнения с увеличением коэффициента быстроходности углы атаки уменьшаются, а скорость увеличивается (рис. 3б и 3в). Значения углов атаки, полученные с помощью модели проницаемого цилиндра, превышают полученные по классической теории примерно в 2-5 раз. Характер зависимостей $\alpha(\vartheta)$ и $\bar{W}(\vartheta)$ для проницаемого цилиндра отличается

от полученных по классической теории, так как законы изменения $\alpha(\vartheta)$ и $\bar{W}(\vartheta)$ различны для наветренной и внутренней поверхностей.

Для определения момента роторов (2) были взяты зависимости коэффициента продольной силы $C_x(\alpha)$ (рис. 5), полученные в результате экспериментальных исследований изолированных лопастей с профилями *NACA-0018M*, $Re = 0,3 \cdot 10^6$ (Национальный аэрокосмический университет "ХАИ" [5]) и *NACA-0012m*, $Re = 0,32 \cdot 10^6$ (Мадрасский технологический институт [6]).



а



б

Рис. 4. Зависимости $\bar{W}(\vartheta, \sigma_{окр}, z)$, полученные с помощью проницаемого цилиндра и по классической теории [3]: а - $z = 4$; б - $\sigma_{окр} = 0,1051$.

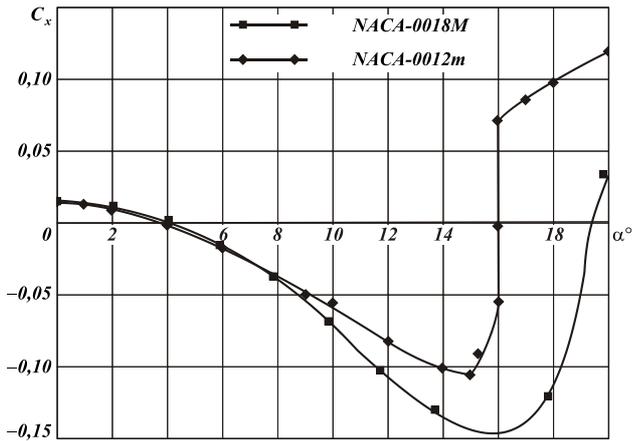
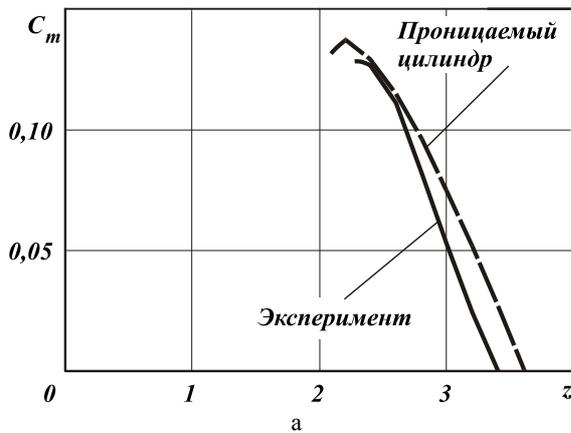


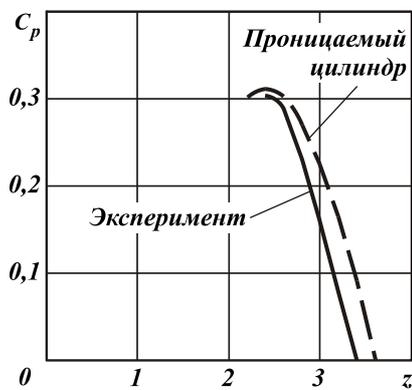
Рис. 5. Зависимость $C_x(\alpha)$ для профилей

NACA-0018M (АГ-3 ХАИ, $Re = 0,3 \cdot 10^6$) и *NACA-0012m* (Мадрасский технологический институт, $Re = 0,32 \cdot 10^6$).

На рис. 6 показаны теоретические зависимости $C_m(z)$ и $C_p(z)$ для нескольких ветроагрегатов, полученные с помощью модели проницаемого цилиндра.

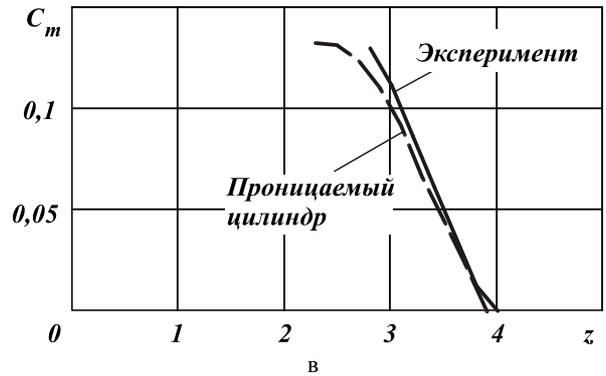


а

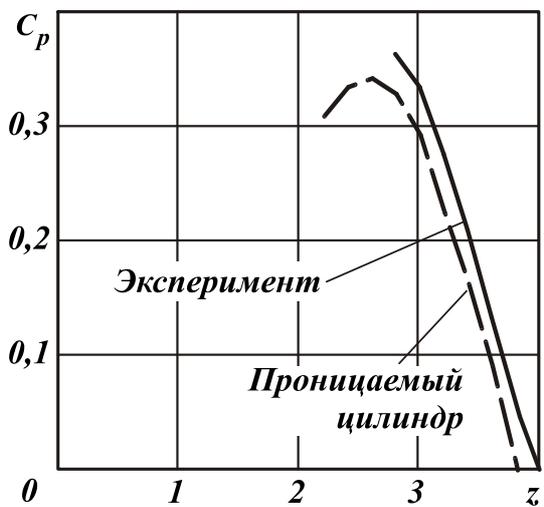


б

$\sigma_{окр} = 0,1051$; $b_{Л} = 0,11$ м; $R = 0,5$ м; $i = 3$;
 $\lambda_{Л} = 6,36$

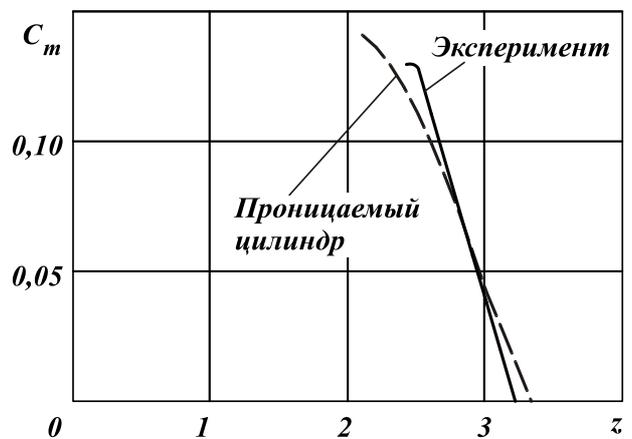


в



г

$\sigma_{окр} = 0,091$; $b_{Л} = 0,08$ м; $R = 0,56$ м;
 $i = 4$; $\lambda_{Л} = 7,125$



д

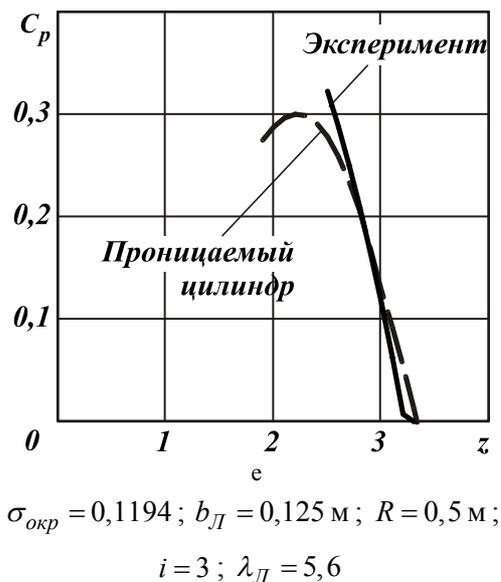


Рис. 6. Сравнение теоретических и экспериментальных зависимостей $C_m(z)$ и $C_p(z)$ для моделей ветроагрегатов.

В расчетах использованы результаты экспериментальных исследований изолированных лопастей с профилями *NACA-0018M*, $Re = 0,3 \cdot 10^6$ (ХАИ) (см. рис. 6а – г) и *NACA-0012m*, $Re = 0,32 \cdot 10^6$ (Мадрасский технологический институт) (см. рис. 6д, е) с учетом их удлинения λ_L . Методика пересчета характеристик крыла с одного удлинения на другое приведена в [7]. При построении теоретических зависимостей предполагалось, что потери энергии, использованной на преодоление момента сопротивления опор вала, аэродинамического сопротивления при вращении элементов ветроколеса и т.п., составляют порядка 20% [8]. Для сравнения с теоретическими приведены экспериментальные зависимости $C_m(z)$ и $C_p(z)$, полученные в лаборатории дозвуковых скоростей ХАИ [5].

Из рис. 6 видно, что теоретические максимальные значения коэффициента момента $C_{m_{max}}$ отличаются от экспериментальных в пределах 7%. Кроме того, теоретические и экспериментальные значения z_{max} – максимальных коэффициентов быстроходности и $z_{C_{m_{max}}}$ – коэффициентов быстроходности, при которых коэффициент момента $C_{m_{max}}$ принимает максимальное значение.

Различия между расчетными и экспериментальными данными можно объяснить приближенностью модели, влиянием концевых потерь на лопастях.

Выводы. Сравнение результатов экспериментальных и теоретических исследований показывает удовлетворительное согласование зависимостей $C_m(z)$ для проницаемого цилиндра и вращающегося ротора вертикально-осевой схемы. Таким образом, результаты теоретических исследований обтекания проницаемой поверхности могут быть полезны при проектировании и оценке работы роторов вертикально-осевой схемы.

1. Сургайло М.Л. Потенциальное обтекание перфорированного цилиндра / М.Л. Сургайло, В.В. Чмовж // Открытые информационные и компьютерные интегрированные технологии: сб. науч. тр. Нац. аэрокосм. ун-та им. Н.Е. Жуковского "ХАИ". – Вып. 20. – Х., 2003. – С. 22–30.
2. Сургайло М.Л. Потенциальное обтекание вращающегося проницаемого цилиндра / М.Л. Сургайло // Открытые информационные и компьютерные интегрированные технологии: сб. науч. тр. Нац. аэрокосм. ун-та им. Н.Е. Жуковского "ХАИ" – Вып. 56. – Х., 2012. – С. 12–19.
3. Абрамовский Е.Р. Аэродинамика ветродвигателей: учеб. пособие для вузов / Е.Р. Абрамовский, С.В. Горюшко, Н.В. Свиридов; под общ. ред. Е.Р. Абрамовского. – Днепропетровск: ДГУ, 1987. – 220 с.
4. Сургайло М.Л. Потенциальное обтекание проницаемого цилиндра применительно к моделированию обтекания ротора вертикально-осевого ветродвигателя / М.Л. Сургайло, В.В. Чмовж // Науково-технічний та громадянський часопис Президії Академії інженерних наук України "Вісті": сб. науч. тр. Інженерної академії України. – Вып. 3(33). – К., 2007. – С. 192–195.
5. Аэродинамика ветродвигателя с вертикальной осью вращения: отчет о НИР / Нац. аэрокосм. ун-т им. Н.Е. Жуковского "ХАИ"; рук. Чмовж В.В.; исполн. Еремеев И.Д., Соляник П.Н., Сургайло М.Л., Чмовж В.В., Усик Ю.Ф. – Х., 2007. – 109 с. – № ГР 0107U001786. – Инв. № 0207U006273.
6. Ramjee V. Experimental and Theoretical Study of Wings with Blunt Trailing Edges [Текст] / V. Ramjee, E.G. Tulapurkara, V. Balabaskarant // J. Aircraft. – 1986. – Vol. 23. – № 4. – P. 349–352.
7. Кравец А.С. Характеристики авиационных профилей: учеб. пособие для вузов / А.С. Кравец. – М.–Л.: Оборонгиз, 1939. – 332 с.
8. Каян В.П. Оптимизация рабочих характеристик ветроротора Дарье с прямыми лопастями / В.П. Каян, А.Г. Лебедь, В.В. Чмовж // Відновлювана енергетика. – 2011. – №1(24). – С. 43–50.