ISSN: 2476-6909; Modares. Mech. Eng. *;*(*):*-*

Modares Mechanical Engineering

DOI:
journal homepage: mme.modares.ac.ir

The Effects of Corrections on The Accuracy of The DMST Method for Predicting The Performance of Lift-Type Vertical-Axis Wind Turbines Under Different Operating Conditions

Sepehr Rasekh, Saeed Karimian Aliabadi *

Mechanical Engineering Department, Tarbiat Modares University, Tehran, Iran

ARTICLE INFO

Article Type
Original Research

Article History
Received: **** **, *
Revised: **** **, *
Accepted: *** **, *
ePublished: **** **, *

ABSTRACT

Lift-type Vertical Axis Wind Turbines (VAWTs) operate independently of wind direction and are suitable for use in residential areas. However, aerodynamic complexities, such as continuous variations in the angle of attack and flow-blade interactions, make performance prediction challenging for both engineering models and Computational Fluid Dynamics (CFD) method. The Double Multiple Stream-tube (DMST) model is an engineering method that requires negligible computational cost compared to other engineering approaches. It is utilized to predict the performance of lift-type VAWTs by combining momentum theory and blade element theory to derive induced velocities in both upwind and downwind phases. The accuracy of these predictions under various operating conditions is a subject of debate that requires further investigation. In this study, this method is briefly introduced, and in addition to assessing its accuracy, the effects of various corrections on result precision are examined for two wind turbines with different dimensions and Reynolds number ranges. The obtained results are then compared with experimental data. These corrections include the application of virtual camber effects, stream-tube expansion, and post-stall data corrections. The novelty of the present study lies in the individual investigation of the effects of each correction method for different wind turbines. The results showed that the use of corrective methods can improve the accuracy of the classic DMST method by up to 77%. It can be inferred that correcting the post-stall data has the greatest effect on improving the accuracy of the results.

In Press
Not Proof Version

Keywords: Vertical-Axis Wind Turbine, Lift-Type, DMST Method, Aerodynamic Corrections, Power Performance

How to cite this article
Rasekh S, Karimian Aliabadi S , The Effects of Corrections on The Accuracy of The DMST Method for Predicting The Performance of Lift-Type Vertical-Axis Wind Turbines Under Different Operating Conditions. Modares Mechanical Engineering; *(*): ****-****.

*Corresponding author's email: Karimian@modares.ac.ir
*Corresponding ORCID ID: 0000-0003-4782-2813

Copyright© 2027, TMU Press. This open-access article is published under the terms of the Creative Commons Attribution-NonCommercial 4.0 International License which permits Share (copy and redistribute the material in any medium or format) and Adapt (remix, transform, and build upon the material) under the Attribution-NonCommercial terms.

شاپا: ۶۹۰۹-۲۴۷۶ مهندسی مکانیک مدرس. *؛*(*):*_*

مهندسی مکانیک مدرس

DOI:

صفحه اصلی مجله: mme.modares.ac.ir

اثر تصحیحات بر دقت روش DMST برای پیشبینی عملکرد توربین بادی محور عمودی برآ پایه در شرایط عملیاتی مختلف

سپهر راسخ، سعید کریمیان علی‌آبادی *

[۱] گروه مهندسی هوافضا، دانشکده مهندسی مکانیک، دانشگاه تربیت مدرس، تهران، ایران

اطلاعات مقاله

نوع مقاله
مقاله پژوهشی

تاریخچه مقاله
دریافت: **/**/****
بازنگری: **/**/****
پذیرش: **/**/****
ارائه آنلاین: **/**/****

چکیده

توربین‌های بادی محور عمودی برآ پایه (lift-type) عملکرد مستقل از جهت جریان باد دارند و می‌توانند در مناطق مسکونی مورد استفاده قرار گیرند. با این حال، پیچیدگی‌های آیرودینامیکی از قبیل تغییرات مداوم زاویه حمله و درهمکنش جریان با پره‌ها، پیشبینی عملکرد آنها را هم برای مدل‌های مهندسی و هم برای روش دینامیک سیالات محاسباتی سخت می‌کند. روش DMST یک روش مهندسی می‌باشد که هزینه محاسباتی ناچیزی نسبت به دیگر روش‌های مهندسی دارد. از این روش برای پیشبینی عملکرد توربین بادی محور عمودی برآ پایه استفاده می‌شود. این روش از ترکیب نظریه مومنتوم (momentum theory) و نظریه المان پره (blade element) برای به‌دست‌آوردن سرعت القایی در دوفاز بالا جریان (upwind) و پایین جریان (downwind) استفاده می‌کند. دقت پیشبینی در شرایط عملکردی مختلف از نقاط مورد بحث درباره این روش می‌باشد که باید مورد بررسی بیشتری قرار بگیرد. در پژوهش حاضر، این روش ابتدا به‌صورت خلاصه معرفی و علاوه بر بررسی دقت آن، اثر تصحیحات مختلف بر روی دقت نتایج برای دو توربین بادی با ابعاد مختلف و محدوده رینولدزی مختلف بررسی می‌شود و نتایج حاصل با داده‌های آزمایشگاهی مقایسه می‌شوند. این تصحیحات شامل اعمال اثر کمبر مجازی (virtual camber)، انبساط لوله جریان (stream-tube expansion) و اصلاح پسا واماندگی (post-stall correction) می‌باشد. از نوآوری پژوهش حاضر می‌توان به بررسی جداگانه اثر هر روش اصلاحی برای توربین‌های مختلف اشاره کرد. نتایج نشان داد که استفاده از روش‌های اصلاحی می‌تواند دقت روش DMST را تا ۷۷ درصد افزایش دهد. می‌توان دریافت که اصلاح رفتار پسا واماندگی بیشترین اثر را بر روی افزایش دقت نتایج روش دارد.

کلیدواژه‌ها: توربین بادی محور عمودی، برآ پایه، روش DMST، تصحیحات آیرودینامیکی، عملکرد توانی

نحوه ارجاع به این مقاله

سپهر راسخ و سعید کریمیان علی‌آبادی ، اثر تصحیحات بر دقت روش DMST برای پیشبینی عملکرد توربین بادی محور عمودی برآ پایه در شرایط عملیاتی مختلف، مهندسی مکانیک مدرس. * (*): ****-****.

*پست الکترونیکی نویسنده عهده‌دار مکاتبات: Karimian@modares.ac.ir
*شناسه ارکید نویسنده عهده‌دار مکاتبات: 0000-0003-4782-2813

Copyright© 2027, TMU Press. This open-access article is published under the terms of the Creative Commons Attribution-NonCommercial 4.0 International License which permits Share (copy and redistribute the material in any medium or format) and Adapt (remix, transform, and build upon the material) under the Attribution-NonCommercial terms.

Press, Pre-Proof Version

۱- مقدمه

توربین بادی محور عمودی با توجه به ویژگی‌هایی از قبیل عدم وابستگی به جهت باد (عدم نیاز به سیستم کنترل یاو، Yaw control)، نصب ژنراتور در نزدیکی زمین، نصب ساده‌تر و ساخت راحت نسبت به توربین محور افقی، مورد توجه محققان و صنعتگران قرار گرفته است. اما این نوع توربین بادی معایبی مانند اثرات خستگی ناشی از تغییرات مداوم نیروهای آیرودینامیکی و عدم توانایی در شروع خودکار دارد. این توربین در دو نوع برآ پایه و پسا پایه ساخته می‌شود که نوع برآ پایه راندمان بیشتری از نوع پساپایه دارد. این نوع توربین می‌تواند در دامنه مختلفی از نسبت سرعت پره و رینولدز کار کند. از نظر مشخصات هندسی، پارامتر بی بعد صلبیت (solidity) بر روی عملکرد توربین بسیار تأثیرگذار می‌باشد. هر چه این پارامتر بیشتر باشد پیچیدگی‌های آیرودینامیکی بیشتر می‌شود؛ ولی عملکرد توربین از نظر شروع خودکار بهبود می‌یابد [۱, ۲].

روش‌های تخمین عملکرد توربین بادی محور عمودی برآ پایه به دو دسته روش نیمه‌تحلیلی و روش دینامیک سیالات محاسباتی تقسیم می‌شوند. روش اول ساده و دارای هزینه محاسباتی کمی است. اما روش دوم هزینه محاسباتی بالایی دارد؛ ولی این قابلیت را دارد تا جزئیات بیشتری از جریان را بررسی کند. روش دوم با پیشرفت در سیستم‌های رایانه‌ای مورد توجه بسیاری از محققان قرار گرفته است. روش‌های نیمه‌تحلیلی یا همان روش‌های مهندسی، قابلیت بررسی حالات زیاد با هزینه محاسباتی کم را در اختیار طراحان قرار می‌دهند. ازاین‌رو افزایش دقت این روش‌ها موجب می‌شود تا فرایند طراحی با هزینه کمتری انجام شود و حالات زیادی بررسی شوند. بنابراین نمی‌توان توسعه این روش‌ها را متوقف کرد و باید در افزایش دقت آنها کوشید [۳].

روش تیوب جریان چندگانه دوبل (Double-multiple stream-tube) به‌اختصار DMST یک روش نیمه‌تحلیلی و مهندسی می‌باشد که مورد توجه محققان بوده است [۴, ۵]. این روش برای مدل‌سازی توربین بادی محور عمودی برآ پایه مورد استفاده قرار می‌گیرد. این مدل بر اساس نظریه مومنتوم (تکانه) می‌باشد [۶]. این مدل در پیشبینی عملکرد توربین بادی با صلبیت متوسط تا بالا دچار ضعف است؛ امری که کاربرد آن را برای طراحی توربین‌های بادی کوچک که در واقع هدف اصلی توسعه فعلی توربین‌های بادی محور عمودی هستند، محدود می‌کند.

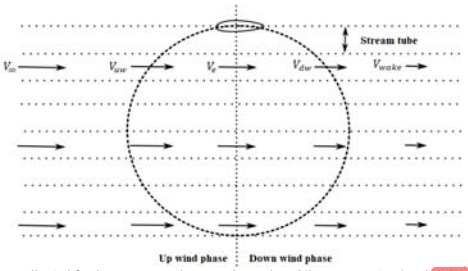
تلاش‌هایی توسط مبدع این روش برای بهبود دقت آن انجام شده است که منجر به ارائه یک مدل برای افزودن اثر تغییر گام زمانی و موقعیت پره بر روی مدل کلاسیک DMST شد [۷]. همچنین مدلی برای اضافه نمودن اثر انبساط لوله جریان (stream-tube expansion) توسط این نویسنده ارائه شد [۸]. نتایج نشان داد که اثر انبساط لوله جریان منجر به بارگذاری آیرودینامیکی کمتری در بخش پایین‌جریان روتور نسبت به محاسبات قبلی می‌شود. این کار باعث شد تا دقت مدل بیشتر شود. محققان دیگری به بررسی اثر واماندگی دینامیکی (dynamic stall) پرداختند و مدل‌های واماندگی مختلف را به روش DMST اضافه کردند [۹, ۱۰]. اثر کمبر مجازی (virtual camber) ناشی از حرکت دایرموار روتور توربین نیز توسط برخی محققان با استفاده از روش نگاشت همدیس به روش DMST اضافه شد [۱۱, ۱۲]. نتایج نشان داد که اعمال این اثر منجر به بهبود پیشبینی عملکرد توربین در فاز شروع کار می‌شود. استفاده ترکیبی از این روش‌ها نیز قابل انجام است که محققان به آن پرداخته‌اند [۳, ۱۳]. مقایسه نتایج روش‌های مختلف مانند روش گردابه‌ای و عددی با روش بهبودیافته DMST نیز در مرجع [۱۴, ۱۵] انجام شد.نتایج نشان داد که روش‌های مهندسی در بار آیرودینامیکی کم، دقت بیشتری نسبت به بار زیاد دارند.

اثر رفتار نمودار برآ و پسا بعد از واماندگی بر روی نتایج روش DMST توسط مارتن و همکاران [۱۶] انجام شده است. نتایج نشان داد که رفتار بعد از واماندگی بر روی نتایج روش DMST اثرگذار است و نمی‌توان ادعا کرد که داده‌های آزمایشگاهی در حالت استاتیکی دقت کافی را دارند. زیرا در داده استاتیکی بعد از واماندگی ضریب برآ افت ناگهانی را تجربه می‌کند؛ اما در توربین محور عمودی این افت ناگهانی دیده نمی‌شود. پیشنهاد شد که بهتر است تا زاویه واماندگی از داده آزمایشگاهی استفاده شود و بعد از آن از داده‌های برون یابی که منجر به بهبود دقت روش می‌شود، استفاده شود.

با بررسی مرور انجام شده می‌توان دریافت که استفاده از روش‌های مهندسی بهبود یافته مورد توجه محققان بوده است و با توجه به اینکه هزینه محاسباتی کمی دارند می‌توان از آنها برای طراحی توربین محور عمودی استفاده کرد. اما مشاهده می‌شود که اعمال مدل‌های تصحیحی اغلب برای یک نوع توربین انجام شده است و این در حالی است که باید برای توربین‌های مختلف بررسی شوند و اثر هرکدام به‌صورت جداگانه بررسی شود. همچنین اغلب فقط به یکی از روش‌های اصلاحی پرداخته شده است و مقایسه آنها کمتر انجام شده است. ازاین‌رو در تحقیق حاضر، سه روش تصحیحی اثر انبساط تیوب جریان، کمبر مجازی و اصلاح پسا واماندگی بر روی دقت روش DMST برای دو توربین بادی برآ پایه با مشخصات مختلف مورد بررسی قرار می‌گیرد. همچنین برای بررسی بیشتر از سه نوع داده ورودی برای نمودارهای برآ و پسا برحسب زاویه حمله استفاده می‌شود تا اثر داده ورودی بر روی دقت روش بررسی شود، که این مورد نیز از نوآوری‌های پژوهش حاضر می‌باشد.

۲- روش کلاسیک DMST

جریان عبوری از روتور توربین محور عمودی برآ پایه دو بار کاهش سرعت را تجربه می‌کند، نیمه اول چرخش (فاز بالاجریان یا upwind) و نیمه دوم (فاز پایین جریان یا downwind) چرخش. بنابراین سرعت القایی در این دو نیمه متفاوت می‌باشد. بنابراین می‌توان این نوع توربین را با دو دیسک عملگر (actuator disc) پشت‌سرهم مدل کرد که دیسک اول معادل فاز بالاجریان و دیسک دوم معادل فاز پایین جریان می‌باشد. در تاریخچه این مدل، ابتدا دو روش single stream-tube و روش stream-tubes multiple ارائه شدند که این دو روش از یک دیسک عملگر استفاده می‌کنند و در آنها اختلاف بین دو فاز بالاجریان و پایین جریان در نظر گرفته نشده است. اما این موضوع مهم در روش DMST در نظر گرفته می‌شود. فرآیند روش DMST برای توربین محور عمودی برآ پایه بسیار مشابه روش مومنتوم المان پره برای توربین محور افقی می‌باشد که در یک فرایند مشخص نیروی تراست محاسبه شده از روش مومنتوم المان پره با نیروی تراست به‌دست‌آمده از روش مومنتوم مقایسه می‌شود. بنابراین از یک حل تکراری برای رسیدن به نتیجه همگرا و نهایی استفاده می‌شود. در نتیجه یافتن نیروی تراست و سرعت‌های القایی، می‌توان زاویه حمله و سرعت جریان را در هر زاویه آزیموث (azimuth angle, θ) به دست آورد و در نتیجه نیروهای وارده بر پره محاسبه می‌شوند.



شکل ۱ نمایی از تقسیم بندی بالاجریان و پایین جریان و سرعت‌های کاهش‌یافته روش DMST

Fig.1 Visualization of upwind and downwind segmentation and the velocity deficits of the DMST method

در روش DMST علاوه بر تقسیم دامنه به دو فاز بالاجریان و پایین جریان، دامنه به تعداد مشخصی تیوب نواری تقسیم می‌شود. هنگام عبور جریان از روتور سرعت جریان آزاد، V_∞، در چهار مقطع کاهش سرعت را تجربه می‌کند. این تقسیم بندی و سرعت‌های کاهش‌یافته در شکل (۱) نشان داده شده است. سرعت V_{uw}، سرعت جریان در فاز بالاجریان، سرعت V_e، سرعت تعادلی، سرعت V_{dw}، سرعت جریان در فاز پایین جریان و سرعت V_{wake}، سرعت جریان در ناحیه ویک، این چهار سرعت کاهش‌یافته می‌باشند.

۲-۱- محاسبه تراست با نظریه مومنتوم

برای محاسبه نیروی تراست در دو فاز بالاجریان و پایین جریان با استفاده از نظریه مومنتوم، جریان عبوری از دو دیسک عملگر مربوط به هر دو فاز به‌صورت شکل (۲) در نظر گرفته می‌شود. در فاز بالاجریان همان‌طور که در شکل (۲-الف) نشان داده شده است دو حجم کنترل ۱ و ۲ (CV1-CV2) در نظر گرفته می‌شود. برای حجم کنترل ۱ داریم [۱۷]:

از معادله پیوستگی: (۱)

$$\rho(A_0 - a_0)V_\infty = \rho(A - a)V_{uw} = \rho(A_w - a_w)V_\Omega$$

از معادله برنولی:

$$P_\infty + \frac{1}{2}\rho V_\infty^2 = P_1 + \frac{1}{2}\rho {V_{uw}}^2 \quad (۲)$$

$$P_2 + \frac{1}{2}\rho {V_{uw}}^2 = P_\infty + \frac{1}{2}\rho V_\Omega^2 \quad (۳)$$

از معادله مومنتوم در راستای جریان:

$$T_1 - T_a = \rho(A - a)V_{uw}(V_\infty - V_\Omega) \quad (۴)$$

برای حجم کنترل ۲ داریم:

In Press, Pre-Proof Version

$$T_1 - T_a = (A - a)(P_1 - P_2) \quad (۵)$$

از ترکیب روابط (۱) تا (۵) نیروی تراست در دیسک بالاجریان به‌صورت زیر قابل محاسبه می‌باشد.

$$T_1 = 2\rho A(V_\infty - V_{uw})V_{uw} \quad (۶)$$

همان‌طور که در رابطه (۶) مشاهده می‌شود، نیروی تراست در فاز بالاجریان مستقل از فاز پایین‌جریان می‌باشد که از فرضیات این روش می‌باشد که به‌عنوان یک محدودیت مطرح می‌شود.

برای به دست آوردن نیروی تراست در فاز پایین جریان، از سه حجم کنترل نشان داده شده در شکل (۲-ب) استفاده می‌شود، CV3، CV4 و CV5. برای حجم کنترل ۳ داریم:

از معادله پیوستگی:

$$\rho a_0 V_\infty = \rho a V_{uw} = \rho A V_{dw} = \rho a_w V_{wake} \quad (۷)$$

از معادله برنولی:

$$P_\infty + \frac{1}{2}\rho V_\infty^2 = P_1 + \frac{1}{2}\rho {V_{uw}}^2 \quad (۸)$$

$$P_2 + \frac{1}{2}\rho {V_{uw}}^2 = P_3 + \frac{1}{2}\rho V_{dw}^2 \quad (۹)$$

$$P_4 + \frac{1}{2}\rho {V_{dw}}^2 = P_\infty + \frac{1}{2}\rho V_{wake}^2 \quad (۱۰)$$

از معادله مومنتوم در راستای جریان:

$$T_2 + T_1 = \rho A V_{dw}(V_{uw} - V_{wake}) \quad (۱۱)$$

برای حجم کنترل‌های ۴ و ۵ داریم:

از معادله مومنتوم در راستای جریان:

$$T_1 = a(P_1 - P_2) \quad (۱۲)$$

$$T_2 = A(P_3 - P_4) \quad (۱۳)$$

با ترکیب روابط (۷) تا (۱۳) نیروی تراست در فاز پایین جریان به‌صورت زیر محاسبه می‌شود:

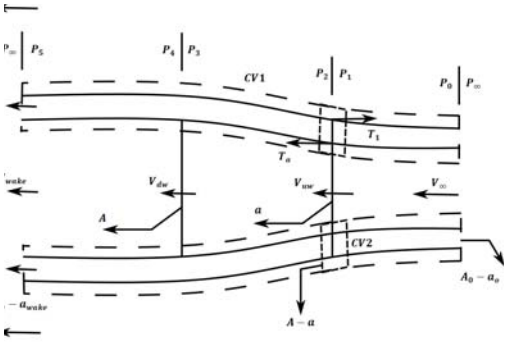
$$T_2 = \rho A V_{dw}(2V_{uw} - V_\infty - V_{wake}) \quad (۱۴)$$

از رابطه (۱۴) مشاهده می‌شود که نیروی تراست در فاز پایین جریان وابسته به سرعت جریان در فاز بالاجریان می‌باشد.

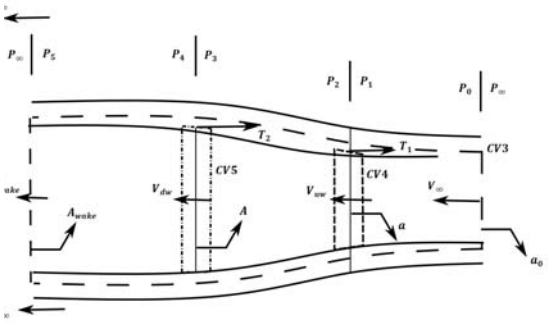
۲-۲- نظریه المان پره

بر اساس نظریه المان پره، برای یک المان از پره مستقیم توربین محور عمودی با طول dz و طول وتر c، نیروی تراست به‌صورت زیر تعریف می‌شود [۱۷]:

$$dT = qc(C_n \cos\theta - C_t \sin\theta)dz \quad (۱۵)$$



a)



b)

شکل ۲ نمایی از حجم کنترل‌های استفاده شده جهت محاسبه تراست الف) فاز بالاجریان و ب)فاز پایین جریان

Fig.2 Visualization of the utilized control volumes for calculating thrust force a) upwind phase b) downwind phase

با برابر قرار دادن رابطه تراست به‌دست‌آمده از نظریه مومنتوم در فاز بالاجریان، رابطه (۶)، با رابطه به‌دست‌آمده از نظریه المان پره، رابطه (۱۵)، روابط زیر حاصل می‌شود.

$$f_{uw}\left(\frac{V_{uw}}{V_\infty}\right)^2 = \pi\left(\frac{V_{uw}}{V_\infty}\right)\left[1 - \frac{V_{uw}}{V_\infty}\right] \quad (۱۶)$$

$$f_{uw} = \frac{NC}{8\pi R}\int_{-\frac{\pi}{2}}^{\frac{\pi}{2}}\left(\frac{C_n\cos\theta}{|\cos\theta|} - \frac{C_t\sin\theta}{|\cos\theta|}\right)\left(\frac{W}{V_{uw}}\right)^2 d\theta \quad (۱۷)$$

با تعریف $u = {V_{uw}}/{V_\infty}$ به‌عنوان ضریب کاهشی در فاز بالاجریان رابطه (۱۶) به‌صورت زیر بازتعریف می‌شود.

$$f_{uw}u = \pi(1-u) \quad (۱۸)$$

در رابطه (۱۷) W سرعت نسبی می‌باشد که به‌صورت زیر تعریف می‌شود.

$$W = V_{uw}\sqrt{\left(\frac{R\omega}{V_{uw}} - \sin\theta\right)^2 + \cos^2\theta} \quad (۱۹)$$

در فاز پایین جریان نیز به شکل قبل و با تعریف $\acute{u} = {V_{dw}}/{V_e}$ به‌عنوان ضریب کاهنده در فاز پایین جریان داریم:

$$f_{dw}\acute{u} = \pi(1-\acute{u}) \quad (۲۰)$$

$$f_{dw} = \frac{NC}{8\pi R}\int_{\frac{\pi}{2}}^{\frac{3\pi}{2}}\left(\frac{C_n\cos\theta}{|\cos\theta|} - \frac{C_t\sin\theta}{|\cos\theta|}\right)\left(\frac{\acute{W}}{V_{dw}}\right)^2 d\theta \quad (۲۱)$$

که $\acute{W}$ سرعت نسبی جریان در فاز پایین جریان می‌باشد.

$$\acute{W} = V_{dw}\sqrt{\left(\frac{R\omega}{V_{dw}} - \sin\theta\right)^2 + \cos^2\theta} \quad (۲۲)$$

بر اساس نظریه مومنتوم، V_e برابر با $(2u-1)V_\infty$ می‌باشد، بنابراین برای به دست آوردن ضریب کاهنده در فاز پایین جریان، ابتدا باید ضریب کاهنده در فاز بالاجریان به دست آورده شود. به عبارت دیگر ابتدا باید بخش بالاجریان حل شود. روابط (۱۷) و (۲۱) مستقل از گام زمانی حل می‌باشد. اما می‌توان به‌صورت روابط زیر با در نظر گرفتن موقعیت پره و گام زمانی به‌صورت زیر بازتعریف شوند تا دقت حل افزایش یابد.

$$u(\theta) = \frac{\frac{8\pi R}{Nc}\left(\sin\left(\theta+\frac{\Delta\theta}{2}\right) - \sin\left(\theta-\frac{\Delta\theta}{2}\right)\right)}{\frac{8\pi R}{Nc}\left(\sin\left(\theta+\frac{\Delta\theta}{2}\right) - \sin\left(\theta-\frac{\Delta\theta}{2}\right)\right) + \int_{\theta-\frac{\Delta\theta}{2}}^{\theta+\frac{\Delta\theta}{2}}\left(\frac{C_n\cos\theta}{|\cos\theta|} - \frac{C_t\sin\theta}{|\cos\theta|}\right)\left(\frac{W}{V_{uw}}\right)^2 d\theta} \quad (۲۳)$$

$$\acute{u}(\theta) = -\frac{\frac{8\pi R}{Nc}\left(\sin\left(\theta+\frac{\Delta\theta}{2}\right) - \sin\left(\theta-\frac{\Delta\theta}{2}\right)\right)}{\frac{8\pi R}{Nc}\left(\sin\left(\theta+\frac{\Delta\theta}{2}\right) - \sin\left(\theta-\frac{\Delta\theta}{2}\right)\right) + \int_{\theta-\frac{\Delta\theta}{2}}^{\theta+\frac{\Delta\theta}{2}}\left(\frac{C_n\cos\theta}{|\cos\theta|} - \frac{C_t\sin\theta}{|\cos\theta|}\right)\left(\frac{\acute{W}}{V_{dw}}\right)^2 d\theta} \quad (۲۴)$$

۳- داده ورودی

در فرآیند استفاده از روش DMST، منحنی‌های ضریب برآ و ضریب پسا باید در دسترس باشند. بنابراین، این پارامترها تأثیر مستقیمی بر نتایج مدل دارند. در این مطالعه، از سه مجموعه داده ایرفویل استفاده شده است. دو مورد از این داده‌ها از منابع مختلف و بر اساس آزمایش‌های تجربی به‌دست آمده‌اند [۱۸, ۱۹]، و مورد سوم داده‌های استخراج‌شده از نرم‌افزار XFOIL است [۲۰]. با توجه به تغییرات سرعت نسبی با چرخش روتور، عدد رینولدز نیز متغیر است. بنابراین بایستی از داده‌های مربوط به اعداد رینولدز مختلف استفاده شود. در شکل (۳) تغییرات ضریب برآ و پسا با زاویه حمله در رینولدزهای مختلف برای ایرفویل NACA0021 برای سه منبع گفته شده ارائه شده است.

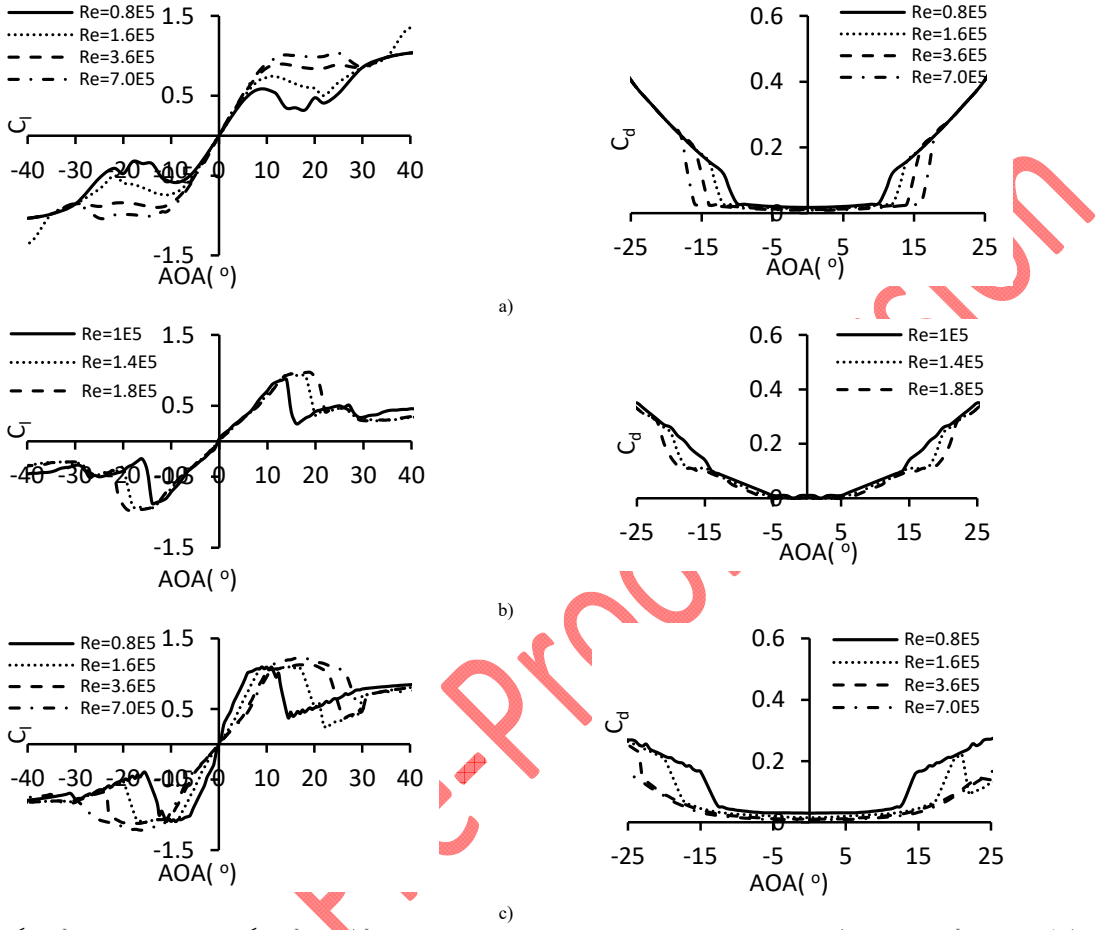
۴-بهبود روش DMST

سه روش برای بهبود مدل DMST کلاسیک در ادامه ارائه می‌شود.

In Press, Pre-Proof Version

۴-۱- اثر کمبر مجازی

در نتیجه چرخش پره‌های توربین بادی محور عمودی در یک مسیر دایره‌ای، پره‌ها جریان مستقیم را تجربه نمی‌کنند. این امر منجر به ایجاد یک زاویه حمله اضافی به نام α_{vc} علاوه بر زاویه حمله‌ای می‌شود که با استفاده از مدل DMST محاسبه می‌شود. شماتیک این پدیده در شکل (۴) نشان داده شده است. همان‌طور که مشاهده می‌شود، جریان حول یک ایرفویل متقارن در مسیر دایره‌ای را می‌توان معادل یک ایرفویل نامتقارن در جریان مستقیم در نظر گرفت. روش دیگر این است که یک زاویه گام ثابت برای پره‌های توربین تنظیم شود که این نیز منجر به ایجاد یک زاویه حمله اضافی می‌گردد. این زاویه حمله اضافی به نسبت وتر پره به شعاع روتور وابسته است.



شکل ۳ ضرایب برآ و پسا برای ایرفویل NACA0021، نمودارهای سمت راست ضریب پسا و سمت چپ ضریب برآ الف) داده آزمایشگاهی ۱ (EX1) [۱۸] ب) داده آزمایشگاهی ۲ (EX2) [۱۹] ج) داده XFOIL

Fig. 3 Lift and drag coefficients for NACA0021 airfoil, right plots show the drag coefficient and left ones lift coefficient a) Experimental data 1 (EX1) [18], b) Experimental data 2 (EX2) [19], and c) XFOIL data

با افزایش این نسبت، زاویه حمله اضافی ناشی از انحنای جریان نیز افزایش می‌یابد. بدین جهت، مدلی که توسط مندال و برتون [۲۱] پیشنهاد شده است برای محاسبه زاویه حمله اضافی استفاده می‌شود.

$$\alpha_c = \tan^{-1}\left(\frac{1-\cos\left(\frac{\beta}{2}\right)}{\sin\left(\frac{\beta}{2}\right)}\right) \quad (۲۵)$$

که در آن:

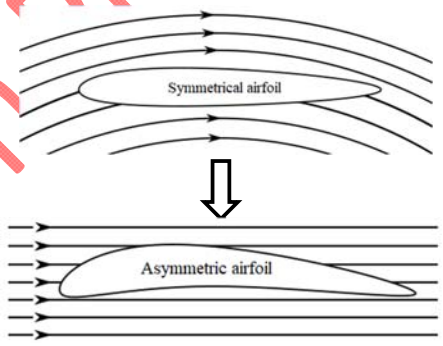
$$\frac{\beta}{2} = \sin^{-1}\left(\frac{c}{2R}\right) \quad (۲۶)$$

زاویه حمله بهبودیافته از ترکیب زاویه حمله به‌دست‌آمده از DMST و مقدار محاسبه شده در رابطه (۲۵) به دست می‌آید.

$$\alpha = \alpha_{DMST} - \alpha_c \quad (۲۷)$$

۴-۲- اثر انبساط لوله‌های جریان

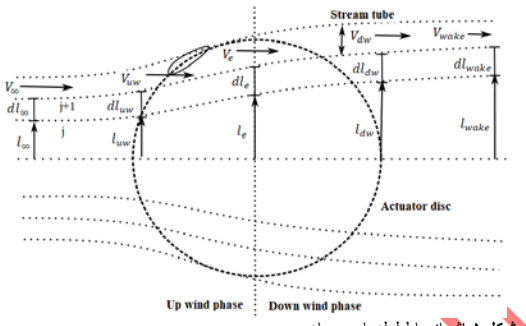
در توربین بادی محور عمودی، هنگامی که جریان از بخش بالاجریان عبور می‌کند، سرعت کاهش می‌یابد که منجر به پراکندگی جریان و انبساط لوله جریان می‌شود. در مدل واقعی، مساحت مقطع لوله جریان در ورودی جریان باید کمتر از مقطع بخش بالادست باشد. در نتیجه، مساحت مقطع در بخش پایین‌جریان بیشتر از بخش بالاجریان خواهد بود. شکل (۵) نمایی از انبساط لوله جریان را نشان می‌دهد. روش پیشنهادی مرجع [۸] برای در نظر گرفتن اثر انبساط لوله جریان به کار گرفته شده است که در این بخش به طور خلاصه توضیح داده می‌شود.



شکل ۴ اثر کمبر مجازی و نحوه معادل‌سازی آن

Fig. 4 Effect of virtual camber and its modeling method

In Press Pre-Production



شکل ۵ اثر انبساط لوله‌های جریان

Fig. 5 Effect of stream-tube expansion

همان‌طور که نشان داده شده است، خطوط جریان j و $j+1$ موازی نیستند و سطح مقطع بین این دو خط با عبور از فاز بالاجریان به ناحیه ویک افزایش داشته است. با فرض dl_∞، dl_{uw}، dl_e، dl_{dw} و dl_{wake} به‌عنوان فاصله بین دو خط در بخش‌های جریان ورودی، بالاجریان، میانی، پایین جریان و ویک و در صورت محاسبه این مقادیر می‌توان سرعت جریان را محاسبه کرد. بر اساس معادله پیوستگی داریم [۸]:

$$V_\infty dl_\infty = V_{uw} dl_{uw} = V_e dl_e = V_{dw} dl_{dw} = V_{wake} dl_{wake} \quad (۲۸)$$

ازآنجاکه $l_{uw} = R\,sin(\theta)$، رابطه (۲۸) به‌صورت زیر محاسبه می‌شود.

$$dl_\infty = uR\cos(\theta)d\theta = (2u-1)dl_e = \acute{u}(2u-1)dl_{dw} = (2\acute{u}-1)(2u-1)dl_{wake} \quad (۲۹)$$

بنابراین dl_∞، dl_{uw}، dl_e، dl_{dw} و dl_{wake} به‌صورت زیر محاسبه می‌شوند.

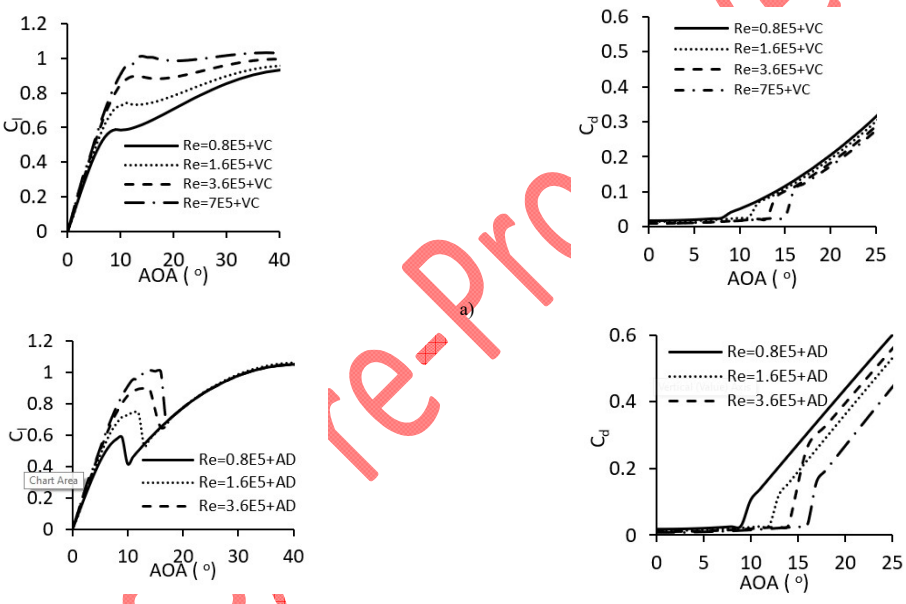
$$dl_\infty = u dl_{uw} \quad (۳۰)$$

$$dl_e = \frac{u}{(2u-1)} dl_{uw} \quad (۳۱)$$

$$dl_{dw} = \frac{u}{\acute{u}(2u-1)} dl_{uw} \quad (۳۲)$$

$$dl_{wake} = \frac{u}{(2\acute{u}-1)(2u-1)} dl_{uw} \quad (۳۳)$$

برای حل کافی است از $\theta = 0^o$ شروع کرد و خط جریان $j+1$ با استفاده از روابط (۳۰) تا (۳۳) محاسبه شود. در این مدل، انبساط لوله جریان تنها بر نتایج فاز پایین‌جریان تأثیر می‌گذارد و بر فاز بالاجریان اثری ندارد. همچنین، انبساط لوله جریان در نسبت‌های سرعت پره بالاتر، اثر قابل توجه‌تری دارد.



a)

b)

شکل ۶ داده‌های آزمایشگاهی ۱ (ضرایب برآ و پسا) با اصلاح پسا واماندگی با مدل الف) VC ب) AD

Fig. 6 Experimental data 1 (lift and drag coefficients) with post-stall correction using (a) VC (b) AD models

In Press Pre-Proof Version

٤-۳- اثر تصحیح پسا واماندگی

اصلاح پسا واماندگی ممکن است منجر به بهبود دقت مدل DMST شود. در این مطالعه، دو مدل مختلف بهکار گرفته شده است و تأثیر استفاده از این مدل‌ها بر دقت مدل بررسی می‌شود. این دو مدل عبارت‌اند از مدل ویترنا و کوریگان (Viterna/Corrigan) بهاختصار VC و مدل آیروداس (AERODAS) بهاختصار AD [۲۲]. در شکل (۶)، داده‌های تجربی اول همراه با اصلاح پسا واماندگی ارائه شده‌اند. مشاهده می‌شود که رفتار پسا واماندگی در دو مدل متفاوت است. در مدل VC، برخلاف مدل AD، کاهش ناگهانی در ضریب برآ دیده نمی‌شود.

٥-توربین بادی‌های مرجع

در این مطالعه، دو توربین بادی عمودی برآ پایه با ویژگی‌های متفاوت (توربین A و توربین B) برای بررسی‌های بیشتر انتخاب شده‌اند. مورد A صلبیت (solidity) کمتری نسبت به توربین B دارد و محدوده عدد رینولدز آن نسبت به مورد B بیشتر می‌باشد. صلبیت بهصورت زیر تعریف می‌شود:

$$\sigma = \frac{NC}{2R} \qquad (٣٤)$$

برای اعتبارسنجی مدل کلاسیک DMST، نتایج گزارش شده در مرجع [۲۳] به کار گرفته می‌شود. مشخصات توربین‌های مرجع در جدول (۱) ارائه شده است.

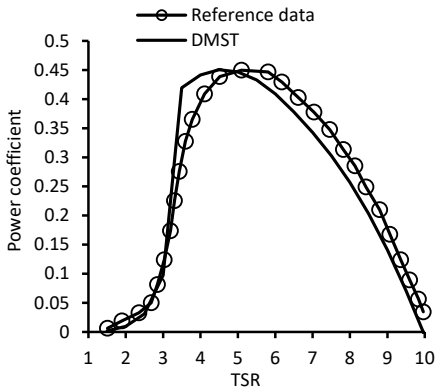
جدول ۱ مشخصات توربین‌بادی‌های مرجع

Table 1 Characteristics of the reference VAWTs

Characteristic	Turbine A [24], 12KW	Turbine B [25]	Turbine for validation
Number of blades	3-Bladed	3-Bladed	2-Bladed
Rotor radius, R (m)	3.24	0.515	3
Chord, c (m)	0.25	0.0858	0.2
Initial pitch (°)	2	0	0
H (m)	5	1.4564	6
V_∞ (m/s)	12	9	12
Solidity, σ	0.12	0.25	0.07
Airfoil name	NACA0021	NACA0021	NACA0015
TSR Range ($R\omega/V_\infty$)	2-4.5	1.4-3.3	1.5-10
Reynolds Range	4e5-8.4e5	0.8e5-1.6e5	2.6e5-1.46e6

٦- اعتبارسنجی کد DMST کلاسیک

نتایج کد DMST جاری و مقایسه آن با داده‌های مرجع [۲۳] (ضریب توان در برابر TSR) در شکل (۷) ارائه شده است. مشاهده می‌شود که الگوی تغییر ضریب توان با تغییر TSR با داده توربین مرجع همخوانی دارد که نشان از دقت مناسب کد نوشته شده دارد. ضریب توان برای TSR کمتر از ۳ بادقت بالا پیشبینی شده است. میزان ضریب توان بیشینه بهخوبی پیشبینی شده است ولی TSR مربوط به ضریب توان بیشینه کمتر از داده مرجع پیشبینی شده است. در TSRهای بالا ضریب توان ۵ درصد کمتر پیشبینی شده است. لازم به ذکر است که نتایج در این بخش توسط کد DMST کلاسیک پیشبینی شده است و اثرات تصحیحی لحاظ نشده است.

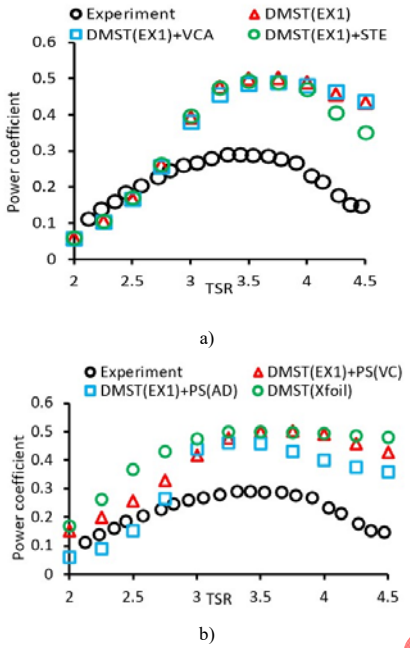


شکل ۷ مقایسه نتایج کد DMST حاضر با داده توربین مرجع [۲۳]

Fig. 7 Comparing current DMST result with data of ref. [23]

۷- نتایج و بحث

توربین A در دامنه رینولدزی بالاتری نسبت به توربین B کار می‌کند؛ اما صلبیت آن کمتر است، همان‌طور که در جدول ۱ ارائه شده است. با توجه به دامنه نوسان رینولدز، از داده آزمایشگاهی ۱ و داده نرم‌افزار XFOIL برای پیشبینی عملکرد توربین استفاده می‌شود و تصحیحات بر روی روش کلاسیک اعمال می‌شوند.

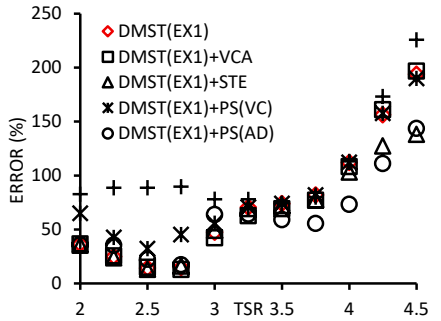


شکل ۸ تغییرات ضریب توان بر حسب نسبت سرعت برای توربین A، اثر تصحیحات (PS=post-stall-VCA=virtual camber) (STE=stream-tube expansion

Fig. 8 Power coefficient variation with TSR for turbine A, effect of corrections (PS=post-stall, VCA=virtual camber, STE=stream-tube expansion)

In Press, Pre-Proof Version

شکل (۸) تغییرات ضریب توان با TSR برای توربین A را با اعمال تصحیحات مختلف نشان می‌دهد. شکل (۸-الف) نشان می‌دهد که در مدل کلاسیک، DMST(EX1)، در TSR کمتر از ۲٫۷۵، ضریب توان کمتر از نتایج آزمایشگاهی پیشبینی شده است و در TSRهای بیشتر ضریب توان بیشتر از نتایج آزمایشگاهی پیشبینی شده است. میزان درصد خطای پیشبینی شده در هر TSR برای حالات تصحیحی مختلف در شکل (۹) ارائه شده است.



شکل ۹ درصد خطا نسبت به داده آزمایشگاهی برای توربین A

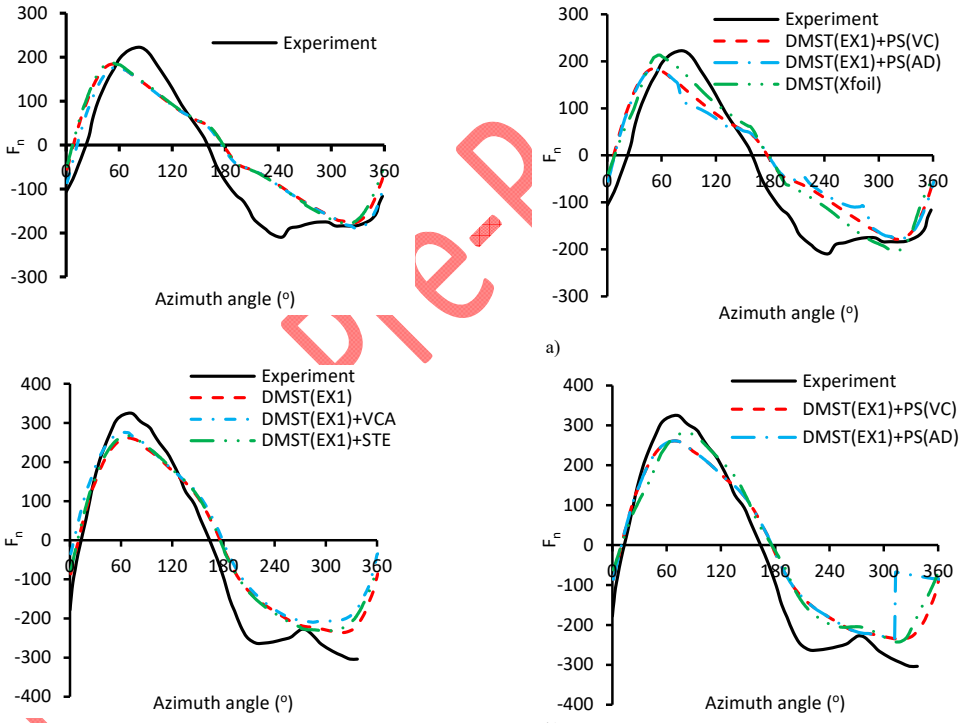
Fig. 9 Error percentage with respect to experiment for turbine A

از شکل (۸-الف) مشاهده می‌شود که اعمال اثر کمبر مجازی و انبساط لوله جریان اثر بیشتری در TSRهای بیشتر از ۲٫۷۵ داشته است و مخصوصاً اثر انبساط لوله جریان منجر به بهبود پیشبینی در TSRهای بالا شده است، ولی در TSRهای کم اثر این دو تصحیح ناچیز می‌باشد. این موضوع برای اثر انبساط لوله جریان همان‌طور که قبلاً گفته شد طبیعی می‌باشد. از شکل (۸-ب) مشاهده می‌شود که اعمال اثر اصلاح پسا واماندگی VC باعث شده که در همه TSRها ضریب توان بیشتری نسبت به داده آزمایشگاهی پیشبینی شود. اعمال اثر اصلاح پسا واماندگی AD دقت نتایج را در TSRهای بالا افزایش داده است؛ ولی در TSRهای کم اثر آن کم بوده است در حالی که بر خلاف روش VC در TSRهای کم هنوز ضریب توان پیشبینی شده کمتر از داده آزمایشگاهی می‌باشد. استفاده از داده‌های نرم‌افزار XFOIL اثر مثبتی نداشته است و حتی منجر به افزایش شدید خطا در TSRهای کم شده است. لازم به ذکر است، از شکل (۹) مشاهده می‌شود که در همه حالات خطا با افزایش TSR افزایش یافته است که این نشان از کاهش دقت با افزایش بار بر توربین است، زیرا با افزایش TSR بار وارده بر توربین بیشتر می‌شود.

جدول ۲ خطای روش DMST نسبت به داده آزمایشگاهی برای توربین A

Table 2 Error of DMST with respect to experiment for turbine A

	DMST (EX1)	DMST (EX1) +VCA	DMST (EX1) +STE
Average Error (%)	75%	73%	65%
	DMST (EX1) +PS(VC)	DMST (EX1) +PS(AD)	DMST (XFOIL)
Average Error (%)	84%	62%	106%



شکل ۱۰ مقایسه تغییرات نیروی عمود بر پره حاصل از تحقیق حاضر با داده آزمایشگاهی برای توربین A الف) TSR=2.55 و ب) TSR=3.44

Fig. 10 Comparison of normal force variation resulted from the current investigation with experiment for turbine A, a) TSR=2.55 and b) TSR=3.44

جدول (۲) خطای کلی روش‌های استفاده شده را نسبت به داده آزمایشگاهی نشان می‌دهد. همان‌طور که مشاهده می‌شود استفاده از روش اصلاح پسا واماندگی AD کمترین خطا را در بین روش‌های استفاده شده برای این توربین دارد.

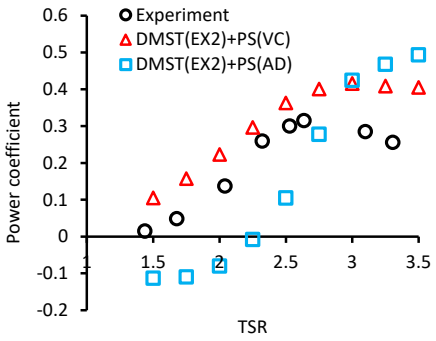
جهت بررسی بیشتر، ازآنجاکه داده آزمایشگاهی مربوط به نیروی عمود بر پره این توربین موجود است، نتایج روش DMST و روش‌های اصلاحی با داده آزمایشگاهی در دو TSR ۲٫۵۵ و ۳٫۴۴ مقایسه می‌شوند، همان‌طور که در شکل (۱۰) نشان داده شده است. نیروی عمود بر پره اثری معادل نیروی گریز از مرکز دارد که به مرکز روتور وارد می‌شود. مشاهده می‌شود که اثر تصحیحات بر روی ضریب نیرو اندک است، به طور مثال اثر کمبر مجازی بر روی میزان نیرو در آزیموث صفر درجه مشهود است که باعث شده میزان نیرو در این نقطه بادقت بیشتری پیشبینی شود.

توربین B، توربینی است با ابعاد کوچک‌تر نسبت به توربین A و توان خروجی حداکثر ۲۰۰ واتی. اما صلبیت این توربین حدوداً دوبرابر توربین A می‌باشد و در محدوده رینولدزی کمتری عمل می‌کند. برای توربین B نیز نتایج مشابه توربین A ارائه شده است با این تفاوت که از هر دو داده آزمایشگاهی برای شبیه‌سازی استفاده شده است و روش تصحیحی بر آنها اعمال شده‌اند، همان‌طور که از شکل (۱۱)

ارائه شده است. همچنین میزان خطای کلی روش‌های استفاده شده نسبت به داده آزمایشگاهی در جدول ۳ ارائه شده است تا بتوان خطای هر روش تصحیحی متوجه شد.

از شکل (۱۱-الف) مشاهده می‌شود که استفاده از داده آزمایشگاهی ۱ خطای بسیار زیادی را ایجاد کرده است و حتی روند تغییرات ضریب توان نیز به‌درستی پیشبینی نشده است. این موضوع برای داده آزمایشگاهی ۲ نیز صادق است. استفاده از تصحیحات کمبر مجازی و انبساط لوله جریان برای هر دو داده آزمایشگاهی در TSRهای بالا باعث بهبود نتایج شده است، اگرچه در این دو حالت به طور کلی روند به‌درستی پیشبینی نشده است. استفاده از داده نرم‌افزار XFOIL برعکس توربین A باعث شده است تا دقت حل نسبت به داده‌های آزمایشگاهی بهبود یابد، با توجه به جدول (۳) می‌توان دریافت که به طور متوسط خطا ۷۷ درصد کاهش‌یافته است. همان‌طور که از شکل (۱۱-ج) مشاهده می‌شود با استفاده از داده XFOIL هم روند بهتر پیشبینی شده است و هم نتایج در TSR کمتر از ۲/۵ بادقت مناسبی پیشبینی شده است. از نظر بیشینه ضریب توان، این ضریب ۳۰ درصد بیشتر پیشبینی شده است.

در بین دو روش اصلاح پسا واماندگی، روش VC اثر مثبت بر روی پیشبینی ضریب توان داشته است و منجر به افزایش دقت تا ۷۷ درصد برای داده آزمایشگاهی ۱ و برای داده آزمایشگاهی ۲، ۲۰ درصد شده است. مشاهده می‌شود که استفاده از روش پسا واماندگی VC برای داده آزمایشگاهی ۱ بیشترین دقت در بین روش‌های استفاده شده را داشته است.



d)

شکل ۱۱ تغییرات ضریب توان بر حسب نسبت سرعت برای توربین B، اثر تصحیحات

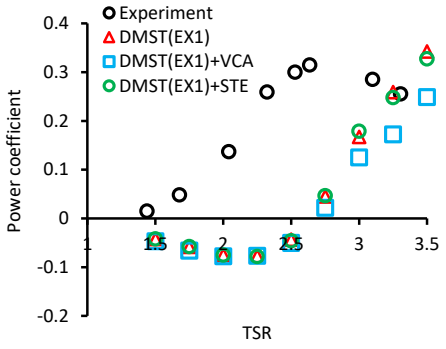
Fig. 11 Power coefficient variation with TSR for turbine B, effect of corrections

جدول ۳ خطای روش DMST نسبت به داده آزمایشگاهی برای توربین B

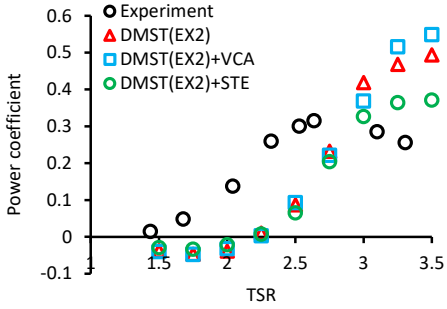
Table 3 Error of DMST with respect to experiment for turbine B

	DMST (EX1)	DMST (EX1) +VCA	DMST (EX1) +STE
Average Error (%)	114%	120%	113%
	DMST (EX2)	DMST (EX2) +VCA	DMST (EX2) +STE
Average Error (%)	109%	113%	90%
	DMST (EX1) +PS(VC)	DMST (EX1) +PS(AD)	DMST (XFOIL)
Average Error (%)	37%	123%	45%
	DMST (EX2) +PS(VC)	DMST (EX2) +PS(AD)	
Average Error (%)	88%	159%	

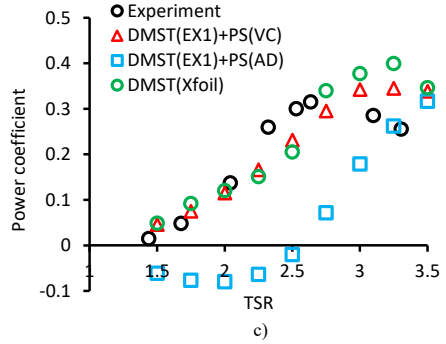
برای بررسی بیشتر، تغییرات زاویه حمله پیشبینی شده توسط روش DMST و روش‌های اصلاحی مورد بررسی قرار می‌گیرد و با زاویه حمله به‌دست‌آمده از حل عددی دقیق ارائه شده توسط نویسندگان تحقیق حاضر [۲۶] برای توربین B مقایسه می‌شود. دو عامل مهم در پیشبینی عملکرد توربین بادی محور عمودی برآ پایه یکی زاویه حمله و یکی ضرایب آیرودینامیکی می‌باشد که هر چه دقیق‌تر محاسبه شوند نتایج بهتری به دست می‌آید. مقایسه نتایج با حل عددی در TSR برابر با ۳ در شکل (۱۲) ارائه شده است. در آزیموث صفر درجه و نزدیک ۳۶۰ درجه بهترین پیشبینی مربوط به استفاده از تصحیح کمبر مجازی می‌باشد که منجر شده است تا اعمال این اثر دقت پیشبینی را افزایش دهد. در فاز بالا جریان با همان آزیموث کمتر از ۱۸۰ درجه زاویه حمله حاصل از ترکیب داده



a)

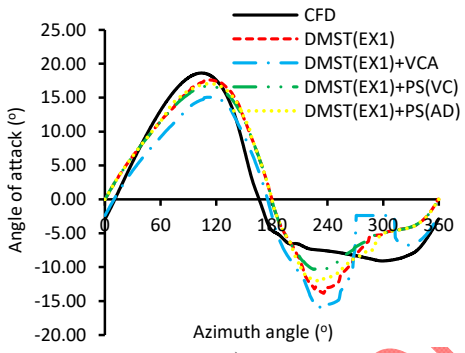


b)

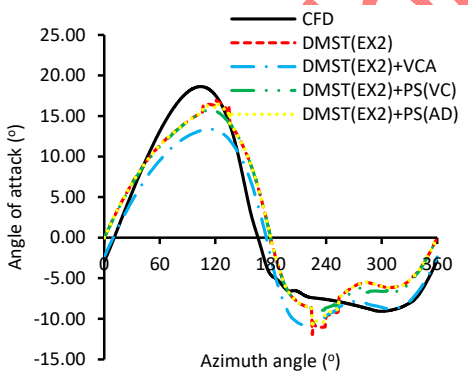


c)

In Press Pre-Proof Version



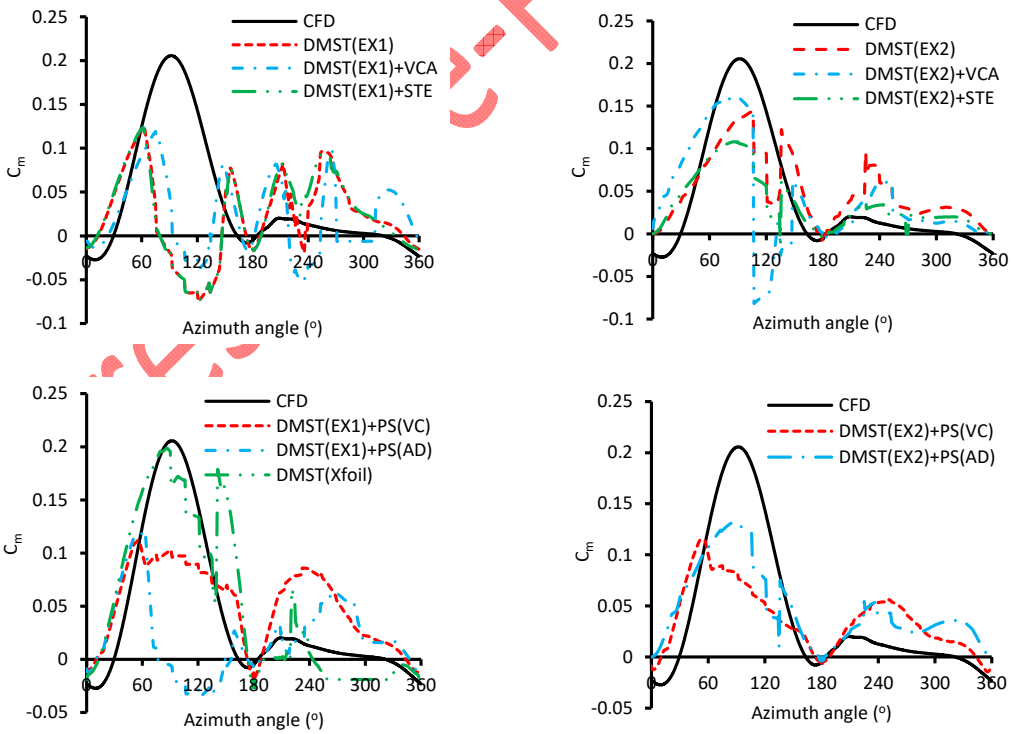
a)



b)

شکل ۱۲ مقایسه تغییرات زاویه حمله حاصل از تحقیق حاضر با داده عددی برای توربین B در نسبت سرعت پره ۳

Fig. 12 Comparison of angle of attack variation resulted from the current investigation with numerical data for turbine B at TSR=3



شکل ۱۳ مقایسه تغییرات ضریب گشتاور حاصل از تحقیق حاضر با داده عددی برای توربین B در نسبت سرعت پره ۳

Fig. 13 Comparison of moment coefficient variation resulted from the current investigation with numerical data for turbine B at TSR=3

آزمایشگاهی ۱ با روش‌های تصحیحی بادقت بیشتری پیشبینی شده است. در فاز پایین جریان، ترکیب تصحیح کمبر مجازی با داده آزمایشگاهی ۲ دقت بیشتری نسبت به دیگر روش‌ها داشته است.

شکل (۱۳) تغییرات ضریب گشتاور با زاویه آزیموث برای روش‌های تصحیحی استفاده شده و نتایج به‌دست‌آمده از حل عددی را برای توربین B در TSR برابر با ۳ نشان می‌دهد. همان‌طور که مشاهده می‌شود، افت ناگهانی ضریب گشتاور مخصوصاً در فاز بالاجریان نتایج روش را ضعیف کرده است که این ناشی از رخداد واماندگی و عدم توانایی روش در اعمال تغییرات به‌صورت تدریجی می‌باشد که این موضوع در تحلیل عددی دیده نمی‌شود؛ بنابراین می‌توان انتظار داشت که نتایج این روش باید در زوایای حمله کم یا TSR بالا بیشتر باشد. این موضوع برای توربین B صادق است؛ زیرا این توربین بارگذاری کمی دارد. اما این موضوع برای توربین A دیده نمی‌شود؛ زیرا این توربین بارگذاری بسیار بیشتری نسبت به توربین B دارد. مقایسه نتایج نشان می‌دهد که در فاز بالاجریان، بیشینه ضریب گشتاور بادقت بیشتری با استفاده از داده XFOIL به‌دست‌آمده است. در فاز پایین‌جریان مشاهده می‌شود که استفاده از داده آزمایشگاهی ۲ نتایج بهتری داشته است. از نظر تغییرات تدریجی و عدم رخداد افت ناگهانی در ضریب گشتاور، مشاهده می‌شود که استفاده از مدل‌های تصحیح پسا واماندگی این دو مورد را بهبود داده است و افت‌های ناگهانی کمتر رخ داده است.

۸- نتیجه‌گیری

در پژوهش حاضر، به بررسی اثر تصحیحات مختلف بر روی دقت روش DMST پرداخته شد. تصحیحات مورد استفاده شامل اعمال اثر کمبر مجازی، انبساط لوله جریان و اصلاح داده‌های پسا واماندگی می‌باشد. این روش به‌عنوان یک روش مهندسی با هزینه محاسباتی بسیار کم برای پیشبینی عملکرد توربین محور عمودی برآ پایه مورد استفاده قرار گرفته است و این امکان را می‌دهد که در فاز ابتدایی طراحی، حالات بسیار زیادی را بررسی کرد. اما درباره دقت آن در شرایط کاری مختلف نیاز به بررسی بیشتر می‌باشد. بدین منظور، دو توربین محور عمودی برآ پایه با شرایط هندسی و رینولدزی مختلف انتخاب شد و به پیشبینی عملکرد آنها با روش DMST و اعمال اثرات تصحیحی پرداخته می‌شود. مقایسه نتایج به‌دست‌آمده برای دو توربین بادی انتخاب شده به شرح زیر می‌باشد:

- مقایسه خطای نتایج روش کلاسیک (بدون روش اصلاحی) نشان می‌دهد که خطای کلی برای توربین A کمتر از توربین B می‌باشد. توربین A در بازه رینولدزی بالاتری کار می‌کند و صلبیت آن نصف توربین B می‌باشد. بالاتر بودن رینولدز باعث می‌شود تا واماندگی در زاویه حمله بالاتری رخ دهد، که مفید می‌باشد.
- روش کلاسیک برای توربین A در نسبت سرعت‌های کم، دقت بیشتری داشته است؛ اما در نسبت سرعت‌های بالا دقت روش کم شده است. این موضوع برای توربین B برعکس می‌باشد.
- استفاده از مدل اصلاحی کمبر مجازی باعث می‌شود تا دقت پیشبینی زاویه حمله در حوالی آزیموث صفر و ۳۶۰ درجه افزایش یابد که موجب می‌شود تا دقت روش افزایش یابد.
- استفاده از مدل اصلاحی انبساط لوله جریان دقت روش را در نسبت سرعت‌های بالا افزایش داده که با توجه به افزایش اثر انبساط ناحیه ویک در نسبت سرعت‌های بالا قابل توجیه می‌باشد.
- استفاده از مدل اصلاح پسا واماندگی منجر به افزایش دقت روش برای هر دو توربین شده است. این افزایش دقت به‌خصوص در نسبت سرعت‌های کم برای توربین B بیشتر بوده است.
- از محدودیت‌های پژوهش حاضر عدم بررسی مدل‌های اعمال اثر واماندگی دینامیکی می‌باشد. در پژوهش‌های بعدی می‌توان این موضوع را بررسی کرد.

تأییدیه اخلاقی: محتویات علمی این مقاله حاصل پژوهش نویسندگان است و در هیچ نشریه ایرانی و غیرایرانی منتشر نشده است. در این اثر از برخی نتایج حاصل از پروژه پسادکتری که تحت راهنمایی نویسنده مسئول و با حمایت بنیاد علم ایران INSF، انجام شده، استفاده گردیده است.

تعارض منافع: در این مقاله هیچ گونه تعارض منافع برای اظهار وجود ندارد.

منابع مالی: این اثر تحت حمایت مالی بنیاد ملی علم ایران (INSF) در قالب طرح پسا دکتری با شماره «۴۰۴۶۳۱۴» انجام شده است.

منابع

[1] J. Pan, C. Ferreira, and A. van Zuijlen, "A numerical study on the blade–vortex interaction of a two-dimensional Darrieus–Savonius combined vertical axis wind turbine," vol. 35, no. 12, 2023. doi: 10.1063/5.0174394.

[2] H. Fatahian, Z. Mohamed-Kassim, and W. S. Chang, "Insights into the flow dynamics and rotor performance of a Savonius turbine with dynamic venting using controllable flaps," vol. 34, no. 12, 2022. doi: 10.1063/5.0120379.

[3] G. Bangga, A. Dessoky, T. Lutz, and E. Krämer, "Improved double-multiple-streamtube approach for H-Darrieus vertical axis wind turbine computations," vol. 182, pp. 673-688, 2019. doi: 10.1016/j.energy.2019.06.083.

[4] L. M. Sanchez-Rivera, J. Díaz-Salgado, O. M. Huerta-Chávez, and J. García-Barrera, "Experimental and Dynamic Modeling of a Variable-Pitch VAWT Using a Neural Network and the DMST Model," vol. 15, no. 20, p. 10989, 2025. doi: 10.3390/app152010989.

[5] M. Pucci, S. Zanforlin, D. Bellafiore and G. Umgiesser, "A DMST-based tool to establish the best aspect ratio, solidity and rotational speed for tidal turbines in real sea conditions," vol. 8, no. 3, pp. 285-303, 2022. doi: 10.1007/s40722-022-00231-4.

[6] I. Paraschivoiu, "Double-multiple streamtube model for Darrieus in turbines," 1981.

[7] I. Paraschivoiu, "Double-multiple streamtube model for studying vertical-axis wind turbines," vol. 4, no. 4, pp. 370-377, 1988. doi: 10.2514/3.23076.

[8] I. Paraschivoiu, P. Fraunie and C. Beguier, "Streamtube expansion effects on the Darrieus wind turbine," vol. 1, no. 2, pp. 150-155, 1985.

[9] M. Brahimi, A. Allet, and I. Paraschivoiu, "Aerodynamic Analysis Models for Vertical-Axis Wind Turbines," vol. 2, no. 1, pp. 15-21, 1995. doi: 10.1155/S1023621X95000169.

[10] C. Masson, C. Leclerc, and I. Paraschivoiu, "Appropriate Dynamic-Stall Models for Performance Predictions of VAWTs with NLF Blades," vol. 4, no. 2, pp. 129-139, 1998. doi: 10.1155/s1023621x98000116.

[11] P. Migliore, W. Wolfe, and J. Fanucci, "Flow curvature effects on Darrieus turbine blade aerodynamics," vol. 4, no. 2, pp. 49-55, 1980. doi: 10.2514/3.62459.

[12] A. Bianchini, E. A. Carnevale, and L. Ferrari, "A model to account for the Virtual Camber Effect in the Performance Prediction of an H-Darrieus VAWT Using the Momentum Models," vol. 35, no. 4, pp. 465-482, 2011. doi: 10.1260/0309-524x.35.4.465.

[13] E. Dyachuk "Aerodynamics of vertical axis wind turbines: Development of simulation tools and experiments," Acta Universitatis Upsaliensis, 2015.

[14] G. Bangga, A. Dessoky, Z. Wu, K. Rogowski, and M. O. Hansen, "Accuracy and consistency of CFD and engineering models for simulating vertical axis wind turbine loads," vol. 206, p. 118087, 2020. doi: 10.1016/j.energy.2020.118087.

[15] M. Akhlaghi, M. Asadbeigi, and F. Ghafoorian, "Novel CFD and DMST dual method parametric study and optimization of a Darrieus vertical axis wind turbine," vol. 17, no. 1, pp. 205-218, 2023. doi: 10.47176/jafm.17.1.1985.

[16] D. Marten *et al.*, "Effects of airfoil's polar data in the stall region on the estimation of Darrieus wind turbine performance," vol. 139, no. 2, p. 022606, 2017. doi: 10.1115/gt2016-56685

In Press, Pre-Proof Version

[17] I. Paraschivoiu, *Wind turbine design: with emphasis on Darrieus concept*. Presses inter Polytechnique, 2002.
[18] R. E. Sheldahl and P. C. Klimas, "Aerodynamic characteristics of seven symmetrical airfoil sections through 180-degree angle of attack for use in aerodynamic analysis of vertical axis wind turbines," Sandia National Labs., Albuquerque, NM (USA)1981.
[19] D. Holst *et al.*, "Experimental analysis of a NACA 0021 airfoil section through 180-degree angle of attack at low reynolds numbers for use in wind turbine analysis," in *Turbo Expo: Power for Land, Sea, and Air*, 2017, vol. 50961, p. V009T49A006: American Society of Mechanical Engineers.
[20] M. Drela, "XFOIL: An analysis and design system for low Reynolds number airfoils," in *Low Reynolds number aerodynamics: proceedings of the conference notre dame, Indiana, USA, 5–7 June 1989*, 1989, pp. 1-12: Springer.
[21] A. Mandal and J. Burton, "The effects of dynamic stall and flow curvature on the aerodynamics of Darrieus turbines applying the cascade model," pp. 267-282, 1994.
[22] F.-Z. Tai, T.-H. Yun, K.-W. Kang, J. H. Lee, "Analysis of small vertical wind turbine having H-Darrieus blades with stall delay model," vol. 5, no. 5, 2013. doi: 10.1063/1.4826702.
[23] I. Paraschivoiu, O. Trifu, and F. Saeed, "H-Darrieus wind turbine with blade pitch control," vol. 2009, no. 1, p. 505343, 2009. doi: 10.1155/2009/505343.
[24] J. Kjellin, F. Bülow, S. Eriksson, P. Deglaire, M. Leijon, and H. Bernhoff, "Power coefficient measurement on a 12 kW straight bladed vertical axis wind turbine," vol. 36, no. 11, pp. 3050-3053, 2011. doi: 10.1016/j.renene.2011.03.031.
[25] M. R. Castelli, A. Englaro, and E. Benini, "The Darrieus wind turbine: Proposal for a new performance prediction model based on CFD," vol. 36, no. 8, pp. 4919-4934, 2011. doi: 10.1016/j.energy.2011.05.036.
[26] S. Rasekh, S. K. Aliabadi, and M. O. Hansen, "Toward improving the performance of a variable pitch vertical axis wind turbine (VP-VAWT), Part 1: Sensitivity analysis using Taguchi-CFD approach," vol. 279, p. 114478, 2023. doi: 10.1016/j.oceaneng.2023.114478.

In Press, Pre-Proof Version