

بررسی عددی کنترل جدایش جریان در یک زنجره کمپرسور محوری با استفاده از محرک پلازما

توجه به محرک پلازما به عنوان ابزاری در کنترل فعال جریان در سال‌های اخیر به سرعت در حال رشد بوده است. این ابزار با تزریق مومنتم و همچنین شتاب بخشیدن به سیال در راستای سطح می‌تواند برای اهدافی چون کنترل ناحیه گذرا در لایه مرزی، کاهش نیروی پسا، بهبود نیروی برا و کنترل جدایش جریان استفاده شود. در تحقیق حاضر ضمن بررسی یک مدل الکترواستاتیک به منظور شبیه‌سازی نیروی القایی ناشی از محرک پلاسمایی، روابطی برای اصلاح پارامترهای مؤثر در شبیه‌سازی آن به‌منظور استفاده در ولتاژهای بالاتر ارائه شده است. در مرحله بعد کنترل جدایش جریان به‌وسیله این ابزار در زوایای حمله بالا، در یک زنجره کمپرسور محوری بررسی شده است. به‌منظور مطالعه تأثیر محرک بر کنترل جریان، مشخصه‌های جریان سیال از قبیل تابع جریان، نسبت نیروی برا به پسا و فشار کل، در حضور محرک و در موقعیت‌ها و ولتاژهای مختلف، به صورت عددی مورد ارزیابی قرار گرفته است. نتایج عددی نشان می‌دهد که استفاده از محرک پلازما در موقعیت ۱۵ درصد از طول وتر پره، ضمن کاهش اتلاف انرژی بیش از ۱۸ درصد، منجر به بهبود عملکرد زنجره کمپرسور می‌شود.

امین کدیور^۱

کارشناسی ارشد

نیما امانی‌فرد^۲

دانشیار

حامد محدث دیلمی^۳

استادیار

واژه‌های راهنما: محرک پلازما، کنترل جدایش جریان، کمپرسور محوری، بررسی عددی

۱- مقدمه

امروزه استفاده از روش‌های فعال به منظور کنترل جریان کاربرد گسترده‌ای دارد؛ در این میان استفاده از محرک پلازما، به دلیل سبک بودن، نداشتن قطعات متحرک و همچنین سرعت پاسخ بالا، مورد توجه بسیاری از محققان قرار گرفته است. محرک پلازما از دو الکتروود تشکیل شده که به وسیله یک ماده دی‌الکتریک از هم جدا شده‌اند و نیروی حجمی حاصل از اعمال ولتاژ الکتریکی به دو سر آن، به‌منظور کنترل جریان به‌کار گرفته می‌شود. این ابزار با تزریق مومنتم به جریان سیال، منجر به شتاب بخشیدن به سیال در

^۱ کارشناسی ارشد، دانشکده مهندسی مکانیک، دانشگاه گیلان amin_kadivar@hotmail.com

^۲ دانشیار، دانشکده مهندسی مکانیک، دانشگاه گیلان namanif@guilan.ac.ir

^۳ نویسنده مسئول، استادیار، دانشکده فنی و مهندسی شرق گیلان، دانشگاه گیلان hmohaddesd@guilan.ac.ir

راستای سطح شده که می‌توان از آن برای اهدافی چون کنترل ناحیه گذرا در لایه مرزی، کاهش نیروی پسا^۱، بهبود نیروی برا^۲ و کنترل جدایش جریان استفاده نمود. معمول‌ترین نوع محرک‌های پلاسما که امروزه مورد استفاده قرار می‌گیرد در سال (۱۹۹۸) توسط راث^۳ [۱] اختراع و به کار گرفته شده است.

وی برای اولین بار موفق شد با به‌کارگیری دو الکتروود غیر هم محور و استفاده از یک ماده دی‌الکتریک بر روی یکی از الکتروودها و استفاده از یک جریان متناوب، یک سد تخلیه پلاسما ایجاد نماید. پیش از اختراع راث، برای تولید ناحیه پلاسما از جریان مستقیم و الکتروود سیمی استفاده می‌شد؛ اما وی با استفاده از یک مولد موج و با تبدیل ولتاژ مستقیم به متناوب و همچنین به‌کارگیری الکتروود نواری، موفق به ساخت محرک پلاسمای جریان متناوب شد که امروزه کاربردهای وسیعی دارد.

رایجد^۴ و روی^۵ [۲] جریان رانده شده توسط محرک پلاسما در داخل یک کانال با طول محدود را به صورت تجربی و عددی مورد بررسی قرار دادند. آن‌ها دریافته‌اند که محرک پلاسما به جریان سیال نزدیک دیواره مومنتم تزریق کرده و با حرکت به سمت پایین دست، این تزریق به سمت ارتفاع کانال نفوذ می‌کند. با وجود محرک پلاسما در داخل کانال، سرعت ایجاد شده در خروجی کانال حدود ۱ تا ۳ متر بر ثانیه می‌باشد که این سرعت با افزایش تعداد محرک پلاسما در ولتاژ ثابت افزایش می‌یابد. همچنین نتایج آن‌ها نشان می‌دهد که راندمان این نوع سیستم‌ها پایین و کمتر از ۰/۱ درصد بوده که برای پمپ کردن جریان‌های کوچک مناسب می‌باشد. تحقیقات گسترده‌ای به منظور مطالعه پارامتریک و بررسی مشخصه‌های مختلف استفاده از محرک‌های پلاسما انجام شده است. انلو^۶ و همکاران [۳] از اولین محققانی هستند که تلاش‌های قابل توجهی در این زمینه توسط آن‌ها صورت گرفته است. آن‌ها با بررسی مشخصه‌های الکتریکی دریافته‌اند که نیروی القایی با ولتاژ اعمالی رابطه‌ای توانی دارد. تحقیقات آن‌ها در نهایت منجر به ارائه یک مدل عددی بر پایه مدار الکترونیکی شده است. پوریوسفی و میرزایی [۴] نیز مشخصه‌های مؤثر در جریان القایی همچون فرکانس تحریک و سیکل کاری در شرایط محیط ساکن و فشار اتمسفریک را مورد بررسی قرار دادند. نتایج آن‌ها نشان می‌دهد که با افزایش سیکل کاری، سرعت القایی توسط محرک پلاسما افزایش می‌یابد. همچنین آن‌ها دریافته‌اند که با افزایش فرکانس تحریک، موقعیت سرعت بیشینه به سطح نزدیک‌تر می‌شود.

یکی دیگر از کاربردهای محرک پلاسما استفاده از نیروی حجمی تولید شده از آن برای کنترل لایه مرزی می‌باشد. در همین راستا وانگ^۷ و روی^۸ [۵] با بهره‌گیری از یک محرک پلاسما به شکل نعل اسبی، به بررسی اثرات آن بر بهبود کارایی خنک کاری لایه‌ای پرداختند. سلماسی و همکاران [۶] نیز اثر یک محرک پلاسما بر کارایی ایرفویل NLF0414 در زوایای حمله پس از واماندگی را به صورت عددی و تجربی مورد بررسی قرار

^۱ Drag

^۲ Lift

^۳ Roth

^۴ Riherd

^۵ Roy

^۶ Enloe

^۷ Wang

^۸ Roy

دادند. نتایج آن‌ها نشان می‌دهد که حضور محرک پلاسما بر روی ایرفویل و در نزدیکی شروع جدایش جریان، سبب جابه‌جا شدن نقطه جدایش در زاویه حمله ۱۸ درجه می‌شود. همچنین این میزان تأخیر در شروع جدایش بر روی سطح ایرفویل سبب افزایش نسبت ضریب برا به ضریب پسا و یا در حقیقت بازده ایرفویل در این زاویه می‌شود. از آنجایی که محرک‌های پلاسما یک نیروی حجمی در راستای سطح را موجب ایجاد می‌کنند، می‌توانند در افزایش انتقال حرارت نیز مؤثر واقع شوند. در این خصوص نیز تحقیقاتی بر انتقال حرارت در صفحه تخت کانال توسط رفیع و همکاران [۷] صورت گرفته است. جُکس^۱ و چوی^۲ [۸] نیز عملکرد پلاسما را حول یک سیلندر تحت جریان خارجی ارزیابی نمودند. بررسی‌های آن‌ها نشان داد، در صورتی که محرک پلاسما ۷ درجه بالاتر از نقطه شروع جدایش نصب شود می‌تواند نیروی برا را تا ۳۰۰ درصد افزایش داده و جدایش را به میزان قابل توجهی به تعویق بیندازد. محرک‌های پلاسما در توربوماشین‌ها به‌منظور بهبود عملکرد آن‌ها نیز به‌کارگرفته می‌شوند. هوانگ^۳ و همکاران [۹] از جمله اولین محققانی هستند که به استفاده از محرک پلاسما در افزایش عملکرد توربین پرداختند. آن‌ها با مقایسه محرک پلاسما با یک مولد گردابه برای کنترل جریان نشان دادند که استفاده از پلاسما علاوه بر برتری نسبی در کنترل جریان، در مواقعی که نیازی به استفاده از ابزار کنترل جریان نباشد، به علت تأثیرات بسیار ناچیز ادوات این ساختار به راحتی می‌تواند از مدار خارج شده و از این رو نیز نسبت به مولد گردابه مزیت بیشتری دارد. جورجی^۴ و همکاران [۱۰] نیز در یک تحلیل عددی، عملکرد یک توربین کم فشار در اعداد رینولدز پایین را مورد بررسی قرار دادند. نتایج آن‌ها نشان داد که استفاده از محرک پلاسما می‌تواند تا ۶۸ درصد منجر به کاهش فشار کل اتلافی شود.

مدل‌سازی عددی نیروی حجمی حاصل از محرک پلاسما هنوز هم یکی از چالش‌های مطرح در این زمینه است. تاکنون روش‌های مختلفی جهت مدل‌سازی توزیع نیروی حجمی حاصل از محرک ارائه شده و هنوز هم در حال توسعه است. یکی از اولین مدل‌های شبیه‌سازی نیروی حجمی توسط راث و همکاران [۱۱] ارائه شد. در این مدل نیروی حجمی با مشتق مجذور میدان الکتریکی ناشی از اختلاف پتانسیل حاصل می‌شود. این مدل هیچ نقشی برای میدان ناشی از چگالی بار قائل نمی‌شود که این مسأله باعث شد که به تدریج از اعتبار آن کاسته شود. یکی دیگر از مدل‌های ارائه شده برای شبیه‌سازی نیروی حجمی ناحیه پلاسما توسط شای [۱۲] ارائه شد. اساس مدل وی بر این فرض بنا شده که قدرت میدان الکتریکی از لبه الکتروود در معرض هوا تا انتهای الکتروود پوشیده شده، در یک ناحیه مثلثی شکل به صورت خطی کاهش می‌یابد. فرض خطی بودن توزیع نیروی حجمی حاصل از محرک پلاسما انطباق مناسبی با فیزیک حاکم بر پدیده پلاسما نداشته و با نتایج آزمایشگاهی [۱۳] که نشان می‌دهد این تغییرات به صورت نمایی است، مغایرت دارد. سوزن و هوانگ [۱۴] از یک مدل الکترواستاتیک برای مدل‌سازی نیروی حجمی پلاسما استفاده کردند. آن‌ها در این مدل به کمک حل توزیع پتانسیل الکتریکی و چگالی بار در اطراف محرک پلاسما به عنوان تابعی از هندسه و خواص الکتریکی، توزیع نیروی حاصل از محرک پلاسما را مدل‌سازی نمودند. مزیت اصلی

¹ Jukes

² Choi

³ Huang

⁴ Giorgi

این مدل سادگی و انعطاف‌پذیری بالای آن است؛ به‌علاوه این روش به راحتی قابلیت استفاده در هندسه‌های پیچیده را دارد. به دلیل تطابق مطلوب نتایج این مدل با نتایج آزمایشگاهی، در این تحقیق نیز از این مدل به عنوان مدل اصلی جهت شبیه‌سازی استفاده می‌شود. عمده فعالیت‌های انجام شده در این زمینه از کاربرد پلاسما، معطوف به آزمایش‌های تجربی و یا حل‌های تحلیلی ساده و محدود بوده است.

از آنجایی که روش‌های آزمایشگاهی، محدودیت‌های زمانی و تجهیزاتی را به دنبال داشته و از طرف دیگر حل‌های تحلیلی به دلیل پیچیدگی‌های موجود به راحتی قابل حصول نمی‌باشند، با استفاده از روش‌های حل عددی می‌توان بر این محدودیت‌ها فائق آمد. همچنین تاکنون تحقیقات زیادی در زمینه استفاده از محرک پلاسما برای کنترل جریان صورت گرفته که غالب آن‌ها محدود به جریان‌هایی با اعداد رینولدز پایین می‌باشند. از این رو در تحقیق حاضر سعی شده است که در مرحله اول پس از بررسی‌های انجام گرفته در مدل الکترواستاتیک انتخابی، روابطی برای اصلاح پارامترهای مؤثر در شبیه‌سازی آن به‌منظور استفاده در ولتاژهای بالاتر ارائه شود. سپس نتایج حاصل در قالب یک کد قابل تفسیر به نرم‌افزار تجاری فلوئنت^۱ که یک ابزار قدرتمند برای انواع شبیه‌سازی‌های عددی است، شناسانده شود و در نهایت در یک تحلیل عددی دوبعدی، کنترل جدایش جریان در یک زنجیره کمپرسور محوری در اعداد رینولدز بالا با استفاده از محرک پلاسما مورد مطالعه قرار گیرد.

۲- شبیه‌سازی عددی نیروی حاصل از محرک پلاسما

محرک پلاسما به طور کلی از دو الکتروود مستطیلی شکل تشکیل شده است که توسط یک عایق دی‌الکتریک از یکدیگر جدا شده‌اند. الکتروود تزریق‌کننده در معرض هوا و الکتروود جمع‌کننده توسط ماده دی‌الکتریک پوشیده شده است. با تغذیه الکتروودها توسط یک منبع ولتاژ، ذرات هوا به تدریج یونیزه شده و میدان الکتریکی حاصل از عبور جریان، یک نیروی حجمی ایجاد می‌کند. در حقیقت طراحی نامتقارن محرک پلاسما است که به وسیله تولید نیروی حجمی سبب تولید جریانی می‌شود که بسیار شبیه جریانی است که توسط یک جت ایجاد می‌شود و می‌تواند برای کنترل جریان مورد استفاده قرار گیرد.

نیروی حجمی حاصل از محرک پلاسما در مدل سوزن و هوآنگ با استفاده از رابطه (۱) قابل محاسبه بوده و به عنوان یک عبارت چشمه در معادلات بقای مومنتم وارد می‌شود [۱۴]:

$$\vec{f}_b = \rho_c \vec{E} \quad (1)$$

در این رابطه ρ_c و \vec{E} به ترتیب چگالی بار الکتریکی و بردار میدان الکتریکی می‌باشند و از حل معادلات ماکسول^۲ به دست می‌آیند. با فرض این که زمان کافی برای آرایش مجدد الکترون‌ها وجود داشته باشد، چهار معادله ماکسول به دو معادله زیر ساده می‌شود:

$$\nabla \cdot \vec{D} = \rho_c \quad (2)$$

$$\nabla \times \vec{E} = 0 \quad (3)$$

¹ Fluent

² Maxwell

که در آن \vec{D} القای الکتریکی می‌باشد. رابطه بین القای الکتریکی و بردار میدان الکتریکی به صورت زیر می‌باشد:

$$\vec{D} = \varepsilon_{ab} \vec{E} \quad (۴)$$

در این رابطه ε_{ab} نفوذپذیری الکتریکی بوده و به صورت رابطه زیر قابل بیان است:

$$\varepsilon_{ab} = \varepsilon_0 \varepsilon_r \quad (۵)$$

که در آن ε_r نفوذپذیری محیط موردنظر و ε_0 نفوذپذیری خلأ می‌باشد. با استفاده از معادله (۴)، معادله (۲) به شکل زیر قابل بازنویسی خواهد بود:

$$\nabla \cdot \varepsilon_{ab} \vec{E} = \rho_c \quad (۶)$$

از طرفی دیگر، از معادله (۳) مشخص می‌شود که میدان الکتریکی از گرادینان یک کمیت اسکالر که همان پتانسیل الکتریکی (Φ) می‌باشد، حاصل شده و به صورت زیر قابل تعریف است:

$$\vec{E} = -\nabla \Phi \quad (۷)$$

با ترکیب دو معادله (۶) و (۷) معادله زیر به دست می‌آید:

$$\nabla \cdot (\varepsilon_{ab} \nabla \Phi) = -\rho_c \quad (۸)$$

می‌توان پتانسیل الکتریکی Φ را به دو بخش پتانسیل الکتریکی ناشی از میدان خارجی اعمال شده (ϕ) و پتانسیل الکتریکی ناشی از چگالی خالص بار الکتریکی (φ) تقسیم نمود:

$$\Phi = \phi + \varphi \quad (۹)$$

با فرض کوچک بودن طول دبای و ناچیز بودن بار الکتریکی روی دیواره، می‌توان این طور در نظر گرفت که سطح دی‌الکتریک تنها شامل پتانسیل ناشی از چگالی ذرات باردار بوده و تحت تأثیر میدان الکتریکی خارجی قرار نمی‌گیرد. پتانسیل ناشی از میدان خارجی توسط معادله زیر بیان می‌شود:

$$\nabla \cdot (\varepsilon_r \nabla \phi) = 0 \quad (۱۰)$$

پتانسیل ناشی از چگالی بار الکتریکی نیز به صورت زیر در نظر گرفته می‌شود:

$$\nabla \cdot (\varepsilon_r \nabla \varphi) = -\frac{\rho_c}{\varepsilon_0} \quad (۱۱)$$

به منظور محاسبه توزیع چگالی بار الکتریکی، رابطه‌ای برای آن به شکل زیر مورد استفاده قرار می‌گیرد:

$$\rho_c = -\frac{\varepsilon_0}{\lambda_D^2} \varphi \quad (۱۲)$$

در این رابطه λ_D طول دبای بوده که یکی از پارامترهای مهم در محرک‌های پلازما شناخته می‌شود. این طول مقیاس فاصله‌ای است که روی آن چگالی‌های بار مشخصی به طور همزمان می‌توانند وجود داشته باشند. با جاگذاری رابطه (۱۲) در (۱۱) معادله دیفرانسیل جزئی زیر برای چگالی بار الکتریکی حاصل می‌شود:

$$\nabla \cdot (\varepsilon_r \nabla \rho_c) = -\frac{\rho_c}{\lambda_D^2} \quad (۱۳)$$

در نهایت با جاگذاری پتانسیل و چگالی بار الکتریکی حاصل از معادلات (۱۰) و (۱۳) در معادله (۱)، توزیع نیروی حجمی ناشی از محرک‌های پلازما به دست می‌آید.

۳- شرایط مرزی و دامنه محاسباتی

به منظور تعیین نیروی حجمی ناشی از محرک پلاسما بر سیال می بایست معادلات (۱۰) و (۱۳) حل شوند. در معادله (۱۰)، ولتاژ متناوب اعمالی به الکتروود در معرض هوا به صورت زیر تعریف می شود [۱۴]:

$$\phi(t) = \phi^{max} f(t) \quad (14)$$

در رابطه فوق ϕ^{max} و $f(t)$ به ترتیب دامنه و تابع موج هستند. $f(t)$ به صورت یک تابع موج سینوسی به صورت زیر اعمال می شود:

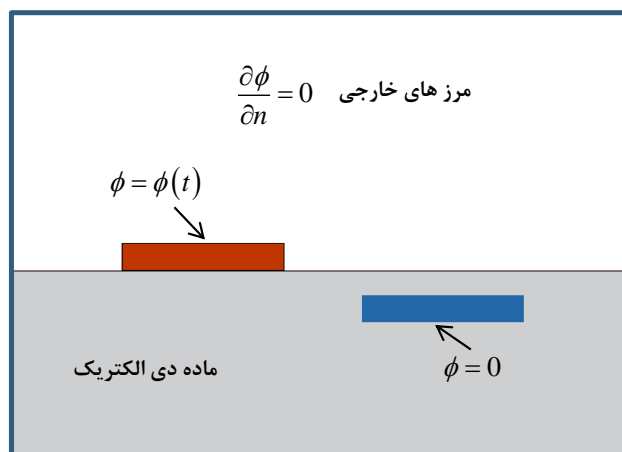
$$f(t) = \sin(2\pi\omega_t t) \quad (15)$$

که در آن ω_t فرکانس موج می باشد. همان طور که مشاهده می شود در این رابطه تابع $f(t)$ یک تابع وابسته به زمان است که در حل پایا باید از یک تابع مستقل از زمان به جای آن استفاده نمود. به همین منظور در حالت پایا، این تابع به صورت یک موج مربعی طبق رابطه زیر در نظر گرفته می شود [۱۴]:

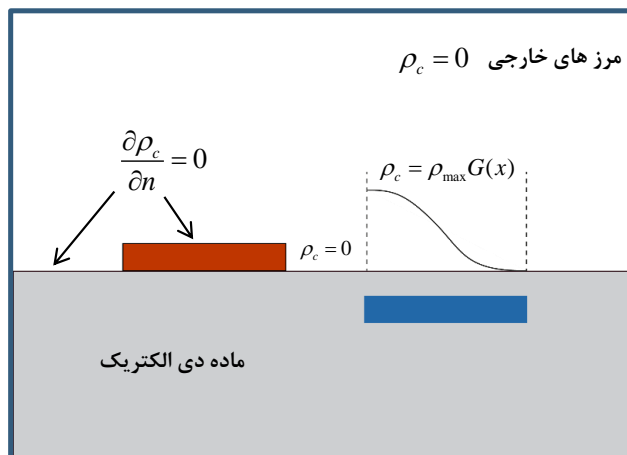
$$f(t) = \begin{cases} +1 & \sin(2\pi\omega_t t) \geq 0 \\ -1 & \sin(2\pi\omega_t t) \leq 0 \end{cases} \quad (16)$$

برای الکتروود پوشیده شده با ماده دی الکتریک، مقدار پتانسیل الکتریکی برابر صفر در نظر گرفته شده است. در شکل (۱) شرایط مرزی لازم برای حل معادله (۱۰) نشان داده شده است [۱۴].

برای حل معادله مربوط به توزیع چگالی بار الکتریکی نیز شرایط مشابهی وجود دارد. نکته مهم در حل این معادله تعیین تابع توزیع بار الکتریکی بر روی الکتروود پوشیده شده است. در شکل (۲) شرایط لازم جهت حل معادله (۱۳) نشان داده شده است [۱۴].



شکل ۱- شرایط مرزی معادله پتانسیل الکتریکی



شکل ۲- شرایط مرزی معادله چگالی بار الکتریکی

جدول ۱- مقادیر طول دبای و چگالی بار الکتریکی در ولتاژ ۵ کیلوولت [۱۴]

واحد	مقدار	پارامتر
C/m	۰/۰۰۰۸	ρ_c^{max}
m	۰/۰۰۱	λ_D

جدول ۲- شرایط آیرودینامیکی زنجیره کمپرسور و جریان سیال [۱۵]

مشخصات	پارامتر
NACA 65-410	پروفیل پره
۰/۱۲۷ m	طول وتر (C)
۱	صلبیت (C/s)
۲۲° الی ۷°	زاویه حمله (AoA)
۲۸/۹۵۶ m/s	سرعت جریان ورودی
۴۵°	زاویه جریان ورودی (α_1)

چگالی بار الکتریکی خالص روی الکتروود پوشیده شده از رابطه زیر محاسبه می شود [۱۴]:

$$\rho_{c,w} = \rho_c^{max} G(x)f(t) \tag{۱۷}$$

به کمک نتایج آزمایشگاهی، تابع توزیع نیمه گاوسی برای مدل سازی توزیع چگالی بار الکتریکی به صورت زیر پیشنهاد می شود:

$$G(x) = \exp\left[-\frac{(x - \mu_m)^2}{2\sigma_g^2}\right] \tag{۱۸}$$

در این رابطه مقادیر μ_m و σ_g به گونه ای تعیین می شوند که مقدار چگالی بار در سمت چپ الکتروود پوشیده شده دارای مقدار حداکثر بوده و با شیب ملایم از چپ به راست کاهش یابد. مقدار μ_m وابسته به مرجع

انتخاب شده است و σ_g/L_c نیز یک نسبت هندسی بی بعد می‌باشد. سوزن و هوآنگ در مطالعه خود نسبت σ_g/L_c را برابر با $0/3$ در نظر گرفتند. در این رابطه L_c طول الکتروود پوشیده شده و بر حسب متر است. در این مطالعه نیز از همین مقدار بهره گرفته شده است. سایر مقادیر پارامترهای مهم قابل تنظیم برای ولتاژ ۵ کیلوولت، شامل λ_D و ρ_c^{max} از طریق نتایج آزمایشگاهی در جدول (۱) ارائه شده است. در این مسأله هوا به عنوان سیال عامل به صورت تراکم ناپذیر با خواص ترموفیزیکی ثابت در نظر گرفته شده است. دامنه حل و شرایط مرزی معادلات جریان سیال نیز به گونه‌ای که در شکل (۳) نشان داده شده و اغلب در توربوماشین‌ها [۱۶] توصیه می‌شود، به کار گرفته شده است. در جدول (۲) نیز مشخصات آیرودینامیکی زنجیره کمپرسور ارائه شده است.

۴- حل عددی

در مطالعه حاضر به منظور شبیه‌سازی جریان سیال از معادلات متوسط‌گیری شده ناویر-استوکس^۱ استفاده شده است. جهت مدل‌سازی آشفتگی سیال نیز از مدل‌های آشفتگی $k - \omega$ ، $k - \varepsilon$ ، $Trans SST$ بهره گرفته شده است. هر یک از مدل‌های معرفی شده دارای نقاط قوت و ضعف می‌باشند که در تحقیق حاضر به منظور شبیه‌سازی جریان القایی ناشی از محرک پلاسما به همراه وقوع پدیده جدایش جریان مورد ارزیابی قرار می‌گیرند. حل عددی معادلات با استفاده از نرم افزار تجاری فلونت، براساس حجم محدود^۲ و توسط حل‌کننده بر مبنای فشار^۳ صورت گرفته و جهت گسسته‌سازی ترم فشار و سایر ترم‌های معادلات به ترتیب روش استاندارد^۴ و تقریب مرتبه دوم و همچنین برای حل توأم میدان فشار و سرعت، از الگوریتم سیمپل^۵ استفاده شده است. همچنین به منظور حل معادلات پتانسیل و چگالی بار الکتریکی از UDF^۶ که بر پایه زبان برنامه‌نویسی C می‌باشد استفاده می‌شود و نیروی حجمی برای کل دامنه محاسباتی به دست می‌آید. معادلات حاکم بر میدان الکتریکی را می‌توان به صورت مستقل از معادلات جریان سیال حل نمود. با محاسبه میدان و چگالی بار الکتریکی در کل دامنه محاسباتی، نیروی حجمی متأثر از ناحیه پلاسما با استفاده از معادله (۱) محاسبه و به عنوان عبارت چشمه به معادلات ناویر-استوکس اضافه می‌شود. سپس معادلات پیوستگی و مومنتم به صورت همزمان حل می‌شوند و این حل تا همگرایی کامل ادامه خواهد داشت. به منظور تشخیص همگرایی، معیار کاهش باقیمانده‌های تراز شده همه معادلات از مرتبه کمتر از 10^{-6} و کاهش خالص شارهای جرم و انرژی به میزان کمتر از $0/2\%$ کل به همراه تثبیت ضرایب نیروهای برا و پسا لحاظ شده‌اند. به منظور بررسی شرایط مؤثر بر عملکرد زنجیره کمپرسور نیز «ضریب فشار کل اتلافی»^۷ به عنوان پارامتر کلیدی در توربوماشین‌ها به صورت زیر به کار گرفته می‌شود [۱۷]:

¹ Navier-Stokse

² Finite volume

³ Pressure based

⁴ Standard

⁵ Simple Algorithm

⁶ User Define Function

⁷ Total pressure loss coefficient

$$\xi = \frac{P_1^* - P_2^*}{P_1^* - P_1} \quad (19)$$

در این معادلات P_1^* ، P_2^* و P_1 به ترتیب فشار کل ورودی، فشار کل خروجی و فشار استاتیک ورودی به زنجیره کمپرسور می‌باشند. همچنین به منظور ارزیابی‌های بیشتر، نسبت ضریب برا به ضریب پسا به عنوان یک کمیت کلیدی دیگر به صورت زیر تعریف می‌شود [۱۸]:

$$\frac{L}{D} = \frac{C_l}{C_d} = \frac{2}{\psi} (\tan \alpha_1 - \tan \alpha_2) \quad (20)$$

که در این رابطه، α_1 و α_2 به ترتیب زاویه جریان ورودی و خروجی می‌باشند. پارامتر ψ نیز به صورت زیر محاسبه می‌شود:

$$\psi = \frac{P_1^* - P_2^*}{\frac{1}{2} \rho v_m^2} \quad (21)$$

در این رابطه v_m مقدار «سرعت متوسط^۱» بوده و به صورت زیر به دست می‌آید:

$$v_m = v_x / \cos \alpha_m \quad (22)$$

که در آن α_m زاویه سرعت متوسط است که با استفاده از رابطه زیر حاصل می‌شود:

$$\alpha_m = \tan^{-1} \left[\frac{1}{2} (\tan \alpha_1 + \tan \alpha_2) \right] \quad (23)$$

نکته ضروری این است که به علت دنباله تشکیل شده در پایین دست جریان، پارامترهایی خروجی جریان همچون α_2 و P_2^* در راستای عمود بر محور زنجیره کمپرسور دارای مقادیر متفاوتی هستند؛ به همین دلیل مقادیر متوسط این پارامترها به روش انتگرالی در همین راستا محاسبه می‌شوند.

طراحی مدل هندسی و تولید شبکه محاسباتی با استفاده از نرم‌افزار گمبیت^۲ نسخه ۲/۴ انجام گرفته است. در این تحقیق از سه نوع شبکه، وابسته به شرایط و دقت مورد نیاز استفاده شده است. شکل (۴) شبکه محاسباتی به کار گرفته شده را نشان می‌دهد. همان‌گونه که ملاحظه می‌شود، در نواحی نزدیک به پره و الکترودهای محرک پلاسما، از شبکه نوع O^۳، در فواصل دور از پره‌های کمپرسور از شبکه نوع Δ ^۴ و در پایین دست و بالادست جریان از شبکه نوع H^۵ استفاده شده و همچنین به منظور افزایش دقت محاسباتی، در نواحی اطراف الکترودها، ابتدا و انتهای پره که گرادیان‌های شدیدی وجود دارد، از شبکه‌بندی با تراکم بیشتری بهره گرفته شده است. به منظور دستیابی به جواب‌های مستقل از شبکه، با توجه به لزوم دقت بالای محاسبات، مطابق جدول (۳) نسبت ضریب برا به ضریب پسا در زاویه حمله ۲۲ درجه و عدد رینولدز ۲۵۰۰۰۰ در حضور محرک پلاسما برای شبکه‌های مختلف مورد بررسی قرار گرفته است. همان‌گونه که مشاهده می‌شود، نسبت ضریب برا به ضریب پسا در شبکه‌هایی با تعداد سلول‌های ۳۶۳۷۸۰ و ۴۲۹۳۲۹ تقریباً یکسان می‌باشد. بنابراین برای کاهش هزینه‌های محاسباتی در تحلیل عددی از شبکه‌های نزدیک به تعداد سلول ۳۶۳۷۸۰ بهره گرفته شده است.

¹ Mean velocity

² Gambit

³ O-grid

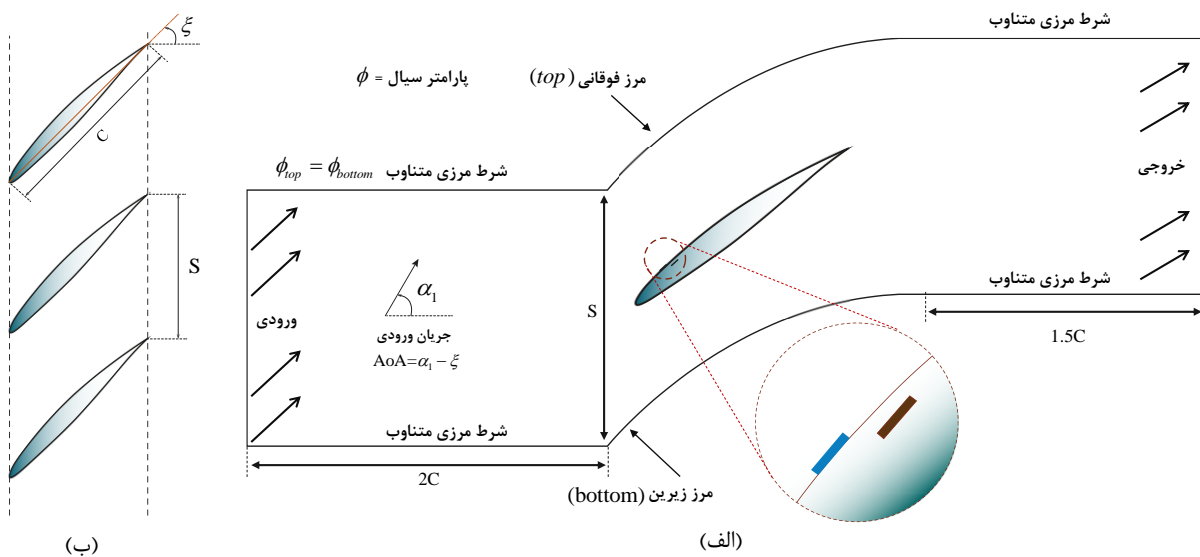
⁴ Δ -grid

⁵ H-grid

۵- بحث و بررسی نتایج

به منظور بررسی صحت نتایج به دست آمده، نتایج تحلیل عددی در دو بخش مجزا مورد ارزیابی قرار گرفته است. در بخش اول صحت نتایج به دست آمده ناشی از شبیه سازی نیروی القایی محرک پلاسما بررسی شده و در بخش دوم به بررسی صحت نتایج حاصل از شبیه سازی جریان سیال بر روی یک زنجیره کمپرسور پرداخته شده است.

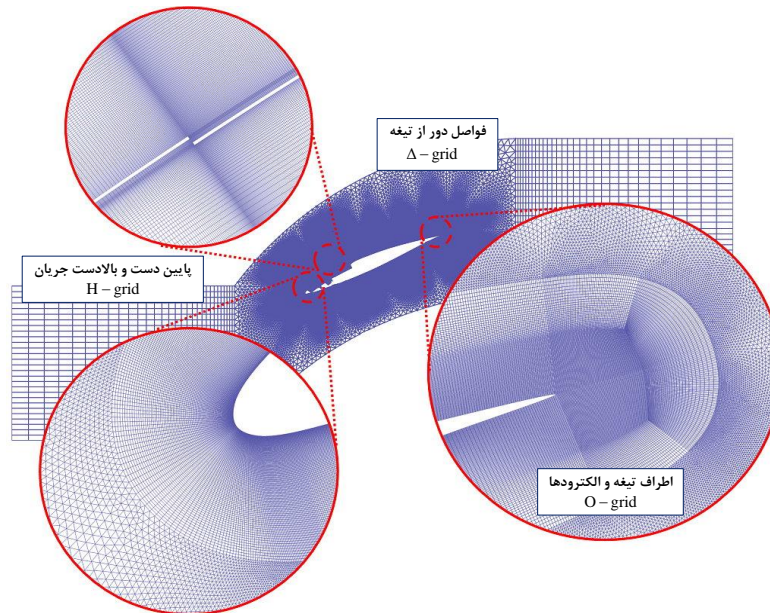
به منظور بررسی صحت نتایج ارایه شده در شبیه سازی نیروی القایی ناشی از محرک پلاسما، نتایج تحلیل عددی با نتایج سوزن و هوآنگ [۱۴] مقایسه شده است. آن ها به صورت عددی توزیع میدان الکتریکی و چگالی جریان الکتریکی را با مدل ارائه شده، بر روی یک صفحه تخت مورد بررسی قرار دادند.



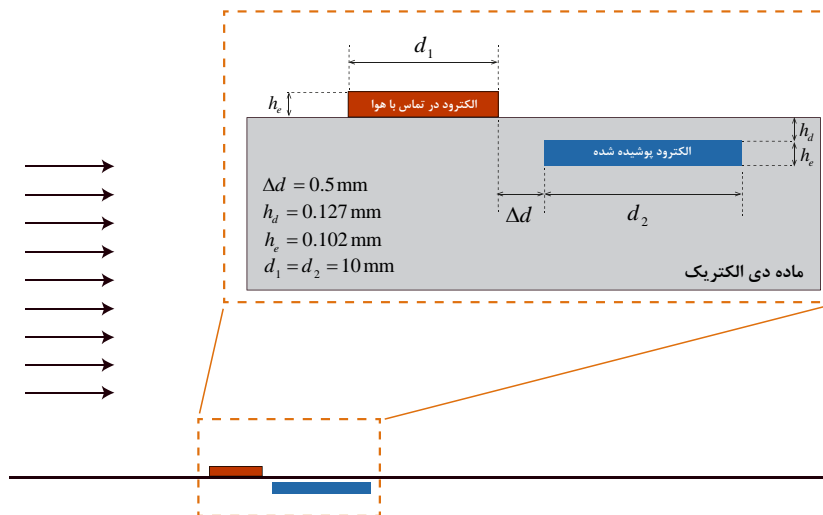
شکل ۳- نمایی از الف) دامنه محاسباتی جریان و نحوه قرارگیری محرک های پلاسما بر روی پره ب) پارامترهای زنجیره کمپرسور

جدول ۳- بررسی اثر تعداد شبکه محاسباتی در نسبت ضریب برا به ضریب پسا

مقدار اختلاف (%)	C_d/C_l	تعداد شبکه محاسباتی
-	۶۵/۹۶۰۷۳	۲۳۴۸۹۳
۱/۴۵۲۰	۶۶/۹۳۲۶۵	۳۲۰۰۷۱
۰/۵۱۴۱	۶۷/۲۷۸۵۴	۳۶۳۷۸۰
۰/۰۰۰۰۱۶	۶۷/۲۷۹۶۲	۴۲۹۳۲۹



شکل ۴- نمایشی از شبکه محاسباتی به همراه نوع شبکه انتخاب شده در هر ناحیه



شکل ۵- نمایشی دو بعدی از هندسه مورد مطالعه سوزن و هوآنگ [۱۴]

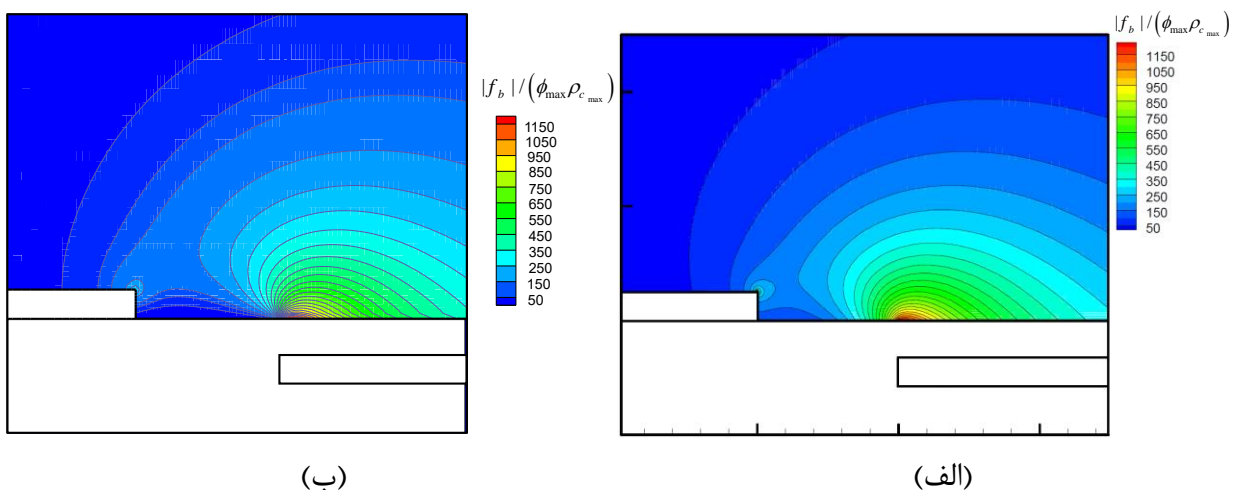
هندسه مورد مطالعه سوزن و هوآنگ به همراه ابعاد مورد استفاده در شکل (۵) به صورت شماتیک نشان داده شده است. مشابه وضعیت تجربی، محاسبات در هوای ساکن انجام گرفته تا تزریق مومنتم خارجی به سیال در حضور محرک پلاسما به خوبی مشاهده شود.

همان‌گونه که در شکل (۶) نمایش داده شده است، برای حالتی که ولتاژ ۵ کیلوولت به الکتروود تزریق کننده اعمال شده است، توزیع نیروی القایی حاصل از اعمال ولتاژ الکتریکی مقایسه شده است. پس از اعمال ولتاژ الکتریکی مقدار چگالی بار الکتریکی در مکانی بالای الکتروود پوشیده با ماده دی الکتریک به مقدار بیشینه خود می‌رسد. همچنین تغییرات پتانسیل الکتریکی در فاصله بین دو الکتروود بیشتر از سایر مناطق

بوده و به این ترتیب با توجه به معادله (۱) انتظار می‌رود که نیروی الکتریکی حاصل از اعمال ولتاژ الکتریکی در همین فاصله بیشتر بوده و جریان ثانویه تولیدی در اثر یونیزاسیون سیال دی‌الکتریک دارای قدرت بیشتری باشد. همان‌گونه که ملاحظه می‌گردد، بین نتایج عددی حاضر و نتایج عددی [۱۴] تطابق مطلوبی برقرار می‌باشد. از آنجایی که نتایج به دست آمده توسط سوزن و هوآنگ تنها در یک ولتاژ معین بوده و محدود به توزیع حاصل از حل معادلات میدان الکتریکی می‌باشد، بنابراین به منظور ارزیابی دقیق‌تر صحت نتایج عددی، نتایج شبیه‌سازی محرک پلازما با نتایج تجربی دیپاسی و همکاران [۱۹] نیز مقایسه شده است. با توجه به پارامترهای تعریف شده در شکل (۵)، ابعاد هندسه مورد مطالعه در جدول (۴) ارائه شده است.

جدول ۴- ابعاد هندسه مورد مطالعه دیپاسی و همکاران [۱۹]

مقدار	پارامتر
۸ mm	d_1
۱۵ mm	d_2
۰/۱۰۲ mm	h_d
۰/۱۲۷ mm	h_e
.	Δd

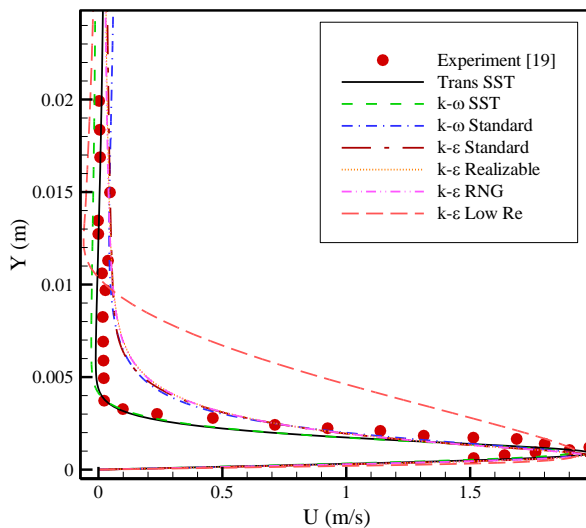


شکل ۶- توزیع نیروی القایی ناشی از محرک پلازما (الف) سوزن و هوآنگ و (ب) تحلیل عددی حاضر

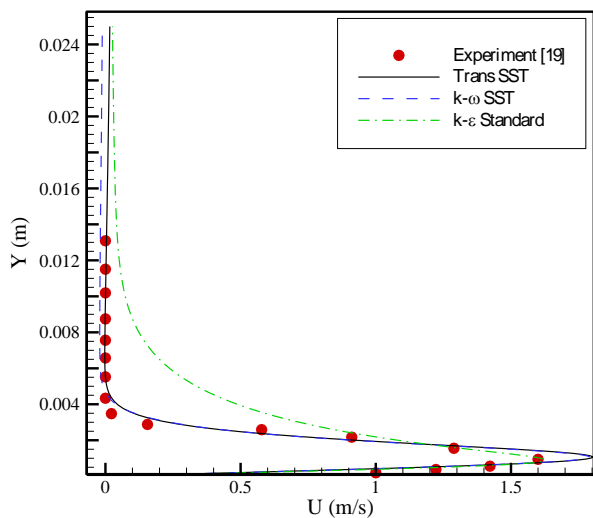
به منظور ارزیابی کمی نتایج، پروفیل سرعت جریان عبوری در شکل (۷) در مقطعی مشخص از صفحه برای مدل‌های مختلف آشفتگی رسم شده است. همان‌گونه که مشاهده می‌شود، استفاده از مدل‌های Transition SST، SST و $k - \omega$ در مقایسه با سایر مدل‌ها از تطابق مطلوبی با داده‌های تجربی برخوردارند. در این میان، مدل Transition SST و $k - \omega$ در پیش‌بینی ضخامت لایه مرزی نسبت به مدل $k - \varepsilon$ عملکرد بهتری دارند.

بررسی‌های بیشتر در مقاطع مختلف صفحه نشان می‌دهد که هر چند مدل $k - \varepsilon$ در پیش‌بینی ضخامت لایه مرزی ضعیف عمل می‌کند اما در مقابل به خوبی توانسته است، مقدار بیشینه سرعت

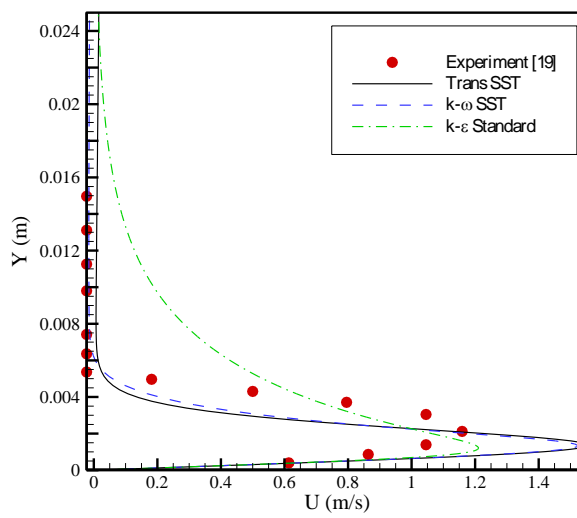
را در مقاطع مختلف پیش‌بینی نماید که در شکل (۸) این مطلب به خوبی نشان داده شده است. شایان ذکر است در این مطالعه به منظور مطالعات آتی در زنجیره کمپرسور از هندسه معرفی شده در جدول (۴) استفاده شده است.



شکل ۷- پروفیل سرعت جریان، به همراه مقایسه مدل‌های آشفتگی در فاصله ۱۵ میلی‌متر بعد از الکتروود در معرض هوا



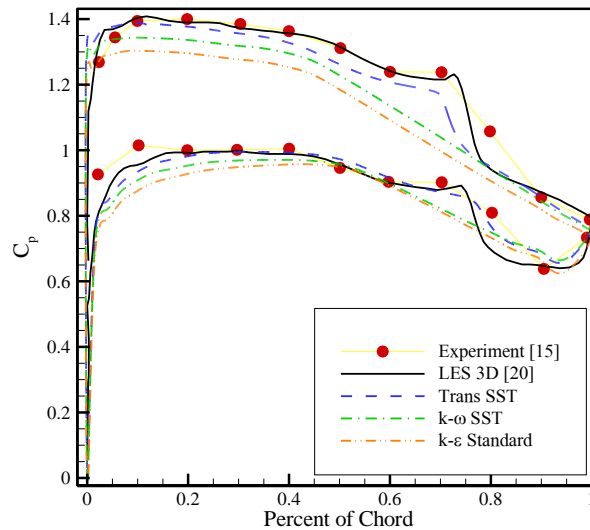
(ب)



(الف)

شکل ۸- پروفیل سرعت جریان به همراه مقایسه مدل‌های مختلف آشفتگی در مقاطع (الف) و (ب) و

(ب) ۳۰ میلی‌متر بعد از الکتروود در معرض هوا



شکل ۹- توزیع ضریب فشار برای زنجیره کمپرسور با پروفیل NACA 65-410، $AoA = 7^\circ$ ، $Re_c = 250000$ و $\alpha_1 = 45^\circ$

به منظور اعتبارسنجی تحلیل عددی، نتایج مورد نظر با نتایج تجربی هرینگ^۱ و همکاران [۱۵] و همچنین نتایج عددی مدیک^۲ و همکاران [۲۰] مقایسه شده است. شکل (۹) توزیع ضریب فشار بر روی پره را برای مدل‌های مختلف آشفتگی نشان می‌دهد. همان‌گونه که مشاهده می‌شود استفاده از مدل Transition SST در مقایسه با سایر مدل‌های استفاده شده در تحقیق حاضر، از تطابق مطلوبی با داده‌های تجربی برخوردار است.

انتخاب مدل‌های آشفتگی به گونه‌ای بوده است که علاوه بر شبیه‌سازی جریان، بهترین عملکرد را در شبیه‌سازی نیروی القایی ناشی از محرک پلاسما داشته باشد. از طرف دیگر، بیشینه خطای نسبی ۱۰ درصد در مدل‌سازی دوبعدی در کنار بیشینه خطای نسبی ۱۴ درصد حاصل از نتایج تحلیل عددی سه‌بعدی مدیک و همکاران نشان می‌دهد که می‌توان با تقریب قابل قبولی از تأثیرات ناچیز جریان‌های شعاعی صرف‌نظر کرده و به شبیه‌سازی دوبعدی مسأله حاضر پرداخت.

۶- نقش ولتاژ اعمالی در عملکرد محرک پلاسما

مشاهدات تجربی استفاده از محرک پلاسما حاکی از آن است که پارامترهای شبیه‌سازی نیروی القایی حاصل از محرک پلاسما با تغییر ولتاژ دچار تغییراتی می‌شود. نتایج به دست آمده توسط بوچمال^۳ [۲۱] نشان می‌دهد که پارامترهای مهم در شبیه‌سازی محرک پلاسما با استفاده از مدل الکترواستاتیک و در رأس آن‌ها ρ_{max} و λ_d با افزایش ولتاژ به صورت خطی تغییر می‌کنند. از طرفی نتایج حاصل از شبیه‌سازی پلاسما توسط سوزن و هوآنگ، تنها در یک ولتاژ صورت گرفته و پارامترهای مدل الکترواستاتیک در همان ولتاژ بر اساس نتایج آزمایشگاهی به دست آمده‌اند.

¹ Herrig

² Medic

³ Bouchmal

با توجه به خطی بودن تغییرات پارامترها و مقادیر به دست آمده در یک ولتاژ، روابط زیر برای مقادیر λ_d و ρ_{max} پیشنهاد می شود:

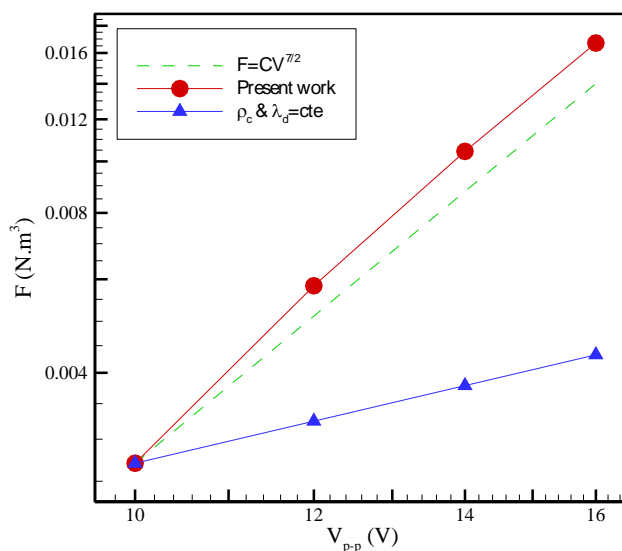
$$\lambda_d = 10^{-4}(3.2596 V - 8.2979) \quad (24)$$

$$\rho_{max} = 10^{-4}(3.96 V - 9.79) \quad (25)$$

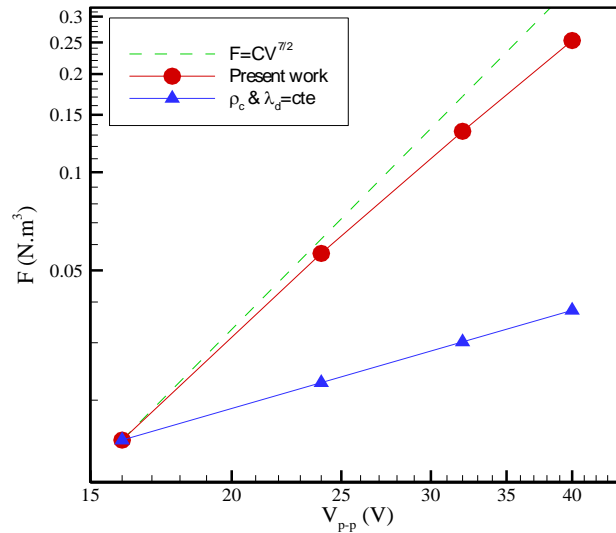
نتایج تجربی استفاده از محرک پلاسما نشان می دهد که نیروی القایی محرک پلاسما با ولتاژ اعمالی رابطه $F_{AC} = CV^{7/2}$ دارد که به قانون توانی $7/2$ موسوم است [۳]. به منظور ارزیابی صحت روابط ارائه شده، مقدار نیروی القایی ناشی از محرک پلاسما در ولتاژهای مختلف و برای هندسه سوزن و هوآنگ در شکل (۱۰) رسم شده است. همان گونه که مشاهده می شود، استفاده از روابط (۲۴) و (۲۵) به منظور اصلاح مقادیر ρ_{max} و λ_d در مقایسه با عدم تغییر آنها تطابق مطلوب تری با مشاهدات تجربی دارد. به منظور ارزیابی های بیشتر، روابط اصلاح شده مقادیر ρ_{max} و λ_d در ولتاژهای مختلف برای هندسه دیبسی و همکاران [۱۹] نیز محاسبه و مطابق زیر می باشد:

$$\lambda_d = 10^{-4}(1.8094 V - 4.4753) \quad (26)$$

$$\rho_{max} = 10^{-4}(3.667 V - 9.335) \quad (27)$$



شکل ۱۰- نیروی القایی ناشی از محرک پلاسما در ولتاژهای مختلف برای هندسه سوزن و هوآنگ

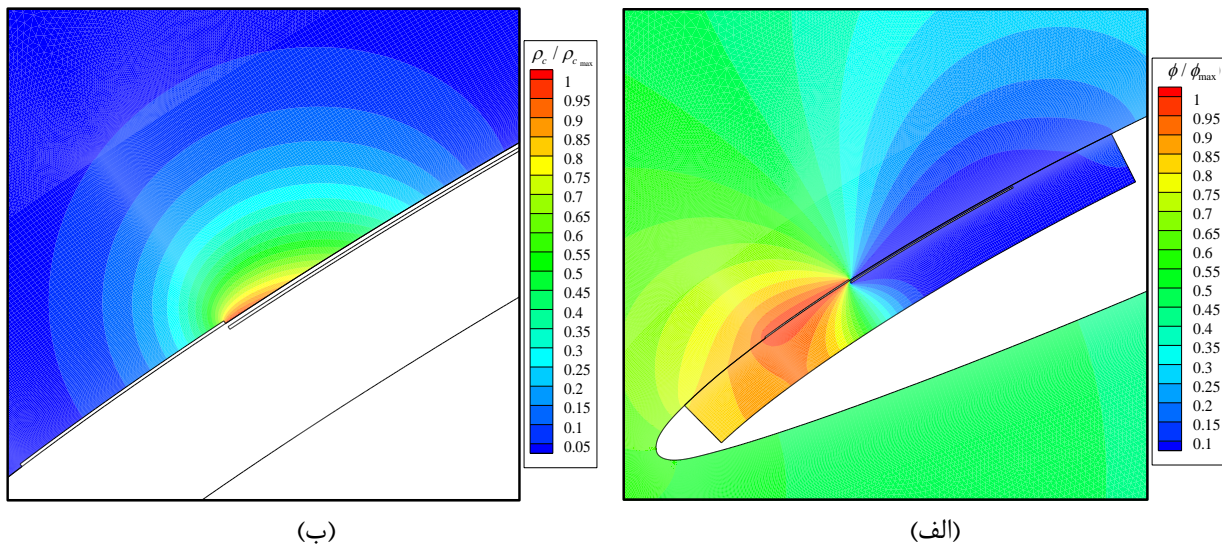


شکل ۱۱- نیروی القایی ناشی از محرک پلاسما در ولتاژهای مختلف برای هندسه دبیاسی و همکاران [۱۹]

نتایج به دست آمده در محاسبه نیروی القایی ناشی از محرک پلاسما با استفاده از روابط (۲۶) و (۲۷) در شکل (۱۱) نشان داده شده است. همان گونه که مشاهده می شود، استفاده از مدل الکترواستاتیک همراه با اصلاح مقادیر ρ_{max} و λ_d در این هندسه نیز تطابق مطلوب تری با مشاهدات تجربی داشته است.

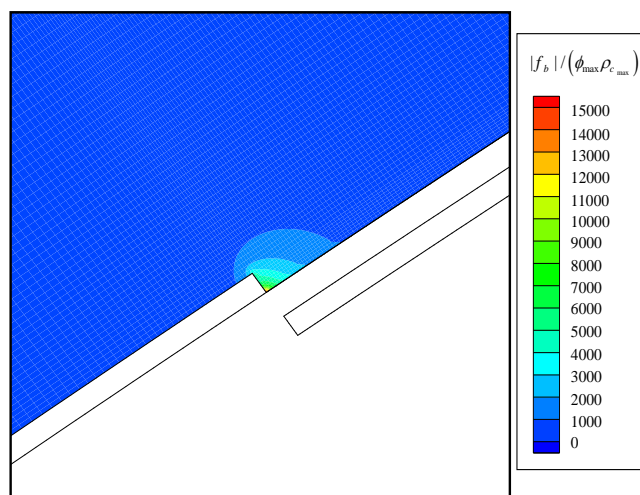
۷- نیروی القایی محرک پلاسما

در شبیه سازی محرک پلاسما با استفاده از مدل الکترواستاتیک، پس از حل معادلات ساده شده ماکسول و به دست آوردن توزیع چگالی بار و پتانسیل الکتریکی، نیروی القایی ناشی از محرک پلاسما حاصل می شود. شکل (۱۲) نتایج حاصل از حل معادلات الکتریکی بر روی زنجیره کمپرسور محوری را نشان می دهد. همان گونه که مشاهده می شود، نیروی القایی ناشی از محرک پلاسما در انتهای الکتروود در معرض هوا دارای بیشترین مقدار است.



(ب)

(ف)



(ج)

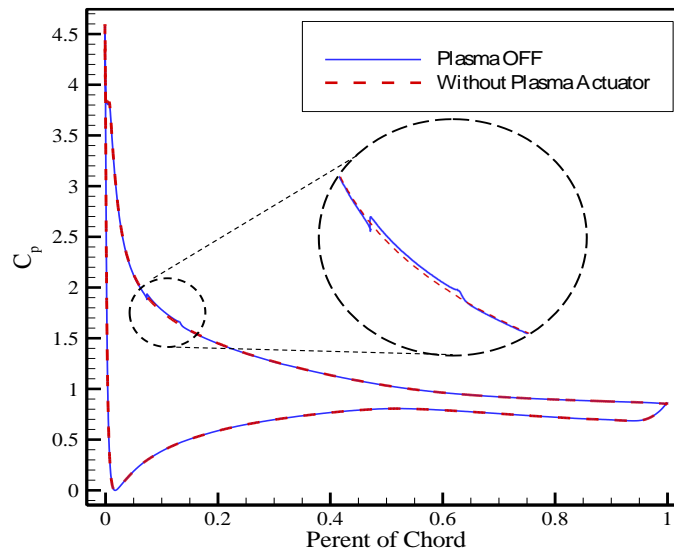
شکل ۱۲- توزیع الف) پتانسیل الکتریکی ب) چگالی بار الکتریکی ج) نیروی حجمی تولید شده محرک‌های پلاسما در زنجیره کمپرسور در ولتاژ ۲۰ کیلوولت

۸- نقش محرک پلاسمای غیرفعال بر عملکرد زنجیره کمپرسور

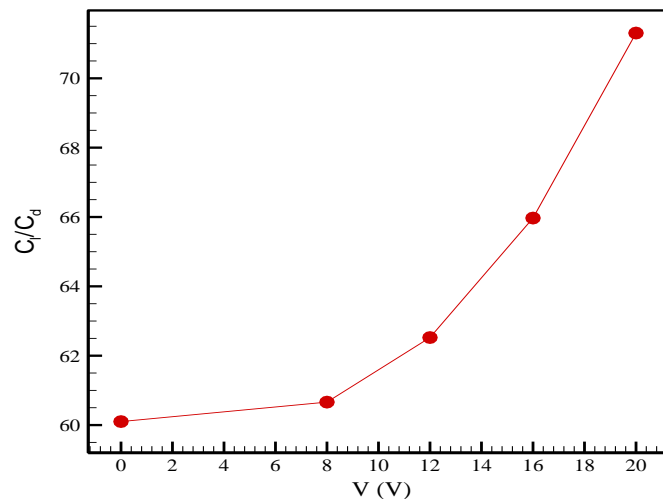
یکی از مهم‌ترین مزیت‌های استفاده از محرک پلاسما در مقایسه با سایر روش‌های فعال و غیرفعال، ابعاد ناچیز تجهیزات آن می‌باشد، به طوری که در صورت عدم نیاز به راحتی می‌توان آن را غیرفعال نمود. شکل (۱۳) توزیع ضریب فشار بر روی پره را در حالتی که محرک پلاسما خاموش می‌باشد در مقایسه با عدم به کارگیری آن نشان می‌دهد. همان‌گونه که مشاهده می‌شود، ابعاد بسیار ناچیز تجهیزات پلاسما به گونه‌ای است که تأثیر آن بر جریان سیال تقریباً قابل نظر کردن است. بررسی‌های بیشتر نشان می‌دهد که صرف قرارگیری تجهیزات محرک پلاسما، بدون استفاده از آن، تنها ۰/۲۳ درصد اتلاف انرژی را با خود به همراه خواهد داشت که خود گواه بر این مطلب است.

۹- تأثیر ولتاژ اعمالی محرک پلاسما در عملکرد زنجیره کمپرسور

حفظ حجم بالایی از تخلیه الکتریکی بدون ایجاد پدیده قوس الکتریکی، یکی از مهم‌ترین مشخصه‌های استفاده از محرک پلاسما به عنوان ابزاری برای کنترل جریان است. تخلیه الکتریکی پس از اعمال ولتاژ به دو سر الکترودهای محرک پلاسما آغاز شده و با یونیزه نمودن و سپس برخورد ذرات باردار با هوا موجب انتقال مومنت می‌شود. نتایج به دست آمده نشان می‌دهد که افزایش ولتاژ اعمالی به دو سر الکترودها، افزایش نیروی القایی را به همراه خواهد داشت. با توجه به پارامترهای کلیدی عنوان شده، نسبت ضریب برا به ضریب پسا در ولتاژهای مختلف در شکل (۱۴) رسم شده است. همان‌گونه که مشاهده می‌شود، در ولتاژهای پایین به علت کاهش نیروی القایی، مومنت سیال در مقایسه با مومنت انتقالی بسیار بالا بوده و تغییرات چندان قابل ملاحظه نمی‌باشند. اما به تدریج با افزایش ولتاژ و افزایش توانی نیروی القایی، بهبود عملکرد زنجیره کمپرسور با شیب بیشتری صورت می‌گیرد.



شکل ۱۳- توزیع ضریب فشار بر روی پره در $\alpha_1 = 45^\circ$, $Re_C = 250000$ و $AoA = 22^\circ$



شکل ۱۴- نسبت ضریب برا به پسا در ولتاژهای مختلف، $\alpha_1 = 45^\circ$, $AoA = 22^\circ$ و $Re_C = 250000$

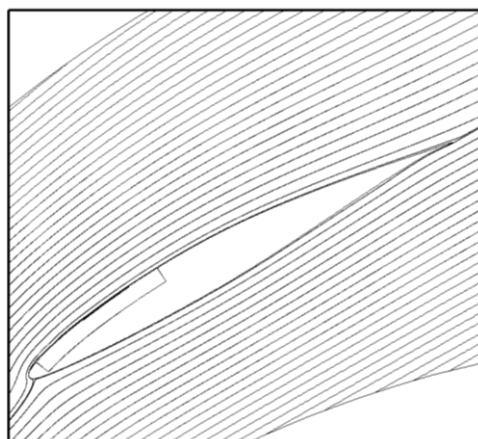
۱۰- تأثیر زاویه حمله در عملکرد محرک پلاسما

تغییرات فشار سیال در طول جریان، تأثیر زیادی بر ارتفاع لایه مرزی سیال خواهد داشت. در اثر افزایش فشار در طول جریان، مومنتم سیال به خاطر وجود نیروی اصطکاک و نیروی فشار که هر دو در جهت مخالف حرکت می‌باشند، کاهش می‌یابد. در صورتی که تغییرات فشار زیاد باشد، کاهش مومنتم سیال در داخل لایه مرزی شدید بوده و حتی ممکن است که مقدار آن به صفر رسیده و در نهایت منجر به جدایش جریان شود. زاویه حمله پره در زنجیره کمپرسور، در کنار عواملی همچون عدد رینولدز از جمله عواملی است که در وقوع این پدیده مؤثر است. افزایش زاویه حمله تا قبل از وقوع جدایش، افزایش عملکرد پره را با خود به همراه دارد ولی در صورتی که این زاویه از حد معینی افزایش یابد به علت وقوع جدایش، عملکرد پره به شدت کاهش می‌یابد. شکل (۱۵) خطوط جریان عبوری از پره، در عدد رینولدز 250000 و برای سه زاویه حمله 16° ،

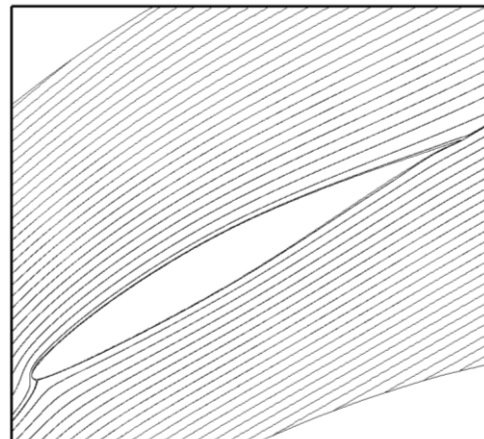
$19/5^\circ$ و 22° را نشان می‌دهد. انتخاب این زوایا به گونه‌ای است که عملکرد پلاسما در سه حالت جریان بدون جدایش (16°)، آستانه جدایش ($19/5^\circ$) و جدایش جریان (22°) مورد ارزیابی قرار گیرد. همان‌گونه که مشاهده می‌شود، محرک پلاسما منجر به تعویق جدایش جریان در زوایای حمله $19/5^\circ$ و 22° است. شکل (۱۶) نیز نسبت ضریب برا به پسا در زوایای حمله مختلف را برای عدد رینولدز 250000 نشان می‌دهد. همان‌گونه که مشاهده می‌شود، عملکرد محرک پلاسما به تدریج با افزایش زاویه حمله کاهش می‌یابد. با افزایش زاویه حمله و پیدایش جدایش جریان، بخش زیادی از تأثیر تزریق مومنتم ناشی از محرک پلاسما به سیال، در گردابه‌های تشکیل شده در ناحیه جدایش تضعیف شده و باعث کاهش عملکرد محرک پلاسما می‌شود. به طوری که به کارگیری محرک پلاسما در زاویه حمله 16° ، افزایش $28/3$ درصدی نسبت ضریب برا به پسا را به همراه داشته و این در حالی است که در زاویه حمله 22° این مقدار به $18/7$ درصد کاهش می‌یابد.

۱۱- تأثیر موقعیت نصب محرک پلاسما

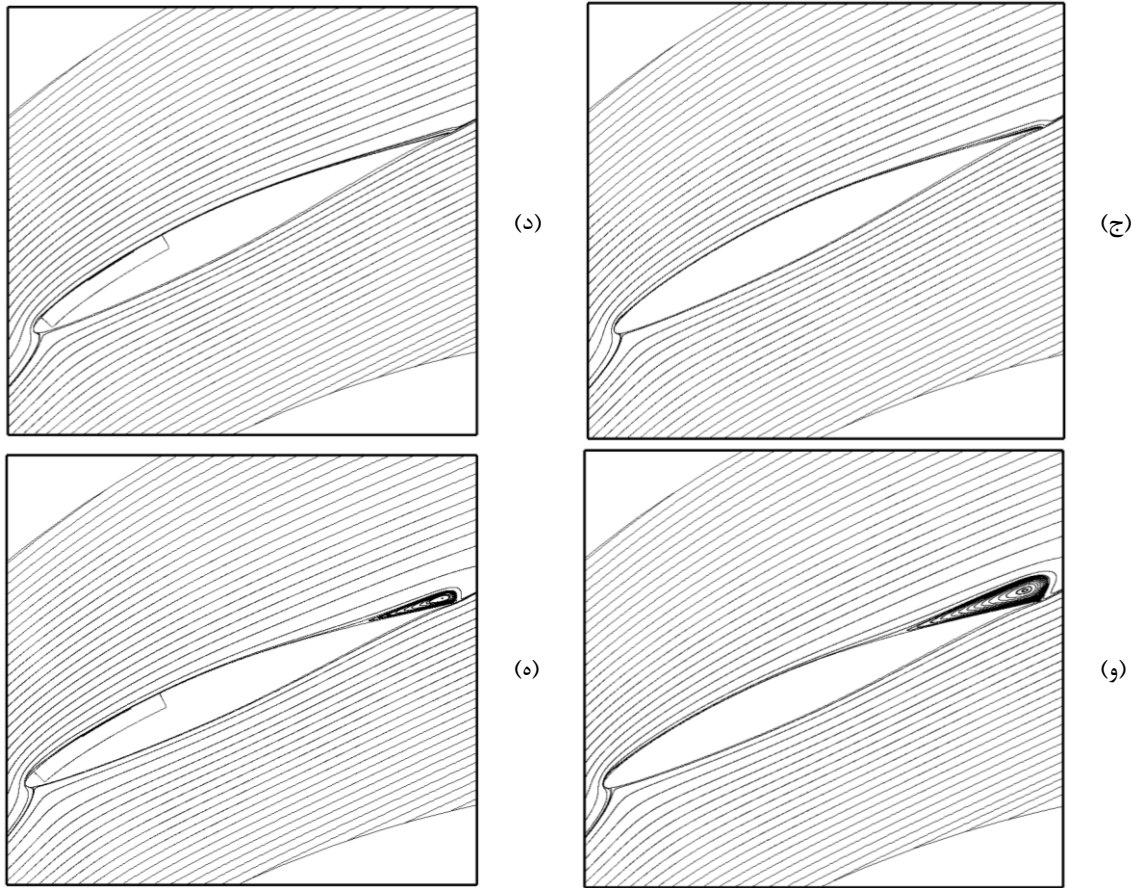
موقعیت مکانی نصب محرک‌های پلاسما، نقش به‌سزایی در میزان کنترل جریان سیال خواهد داشت. به همین منظور، موقعیت‌های مختلف قرارگیری محرک پلاسما بر روی زنجیره کمپرسور مورد مطالعه قرار گرفته است. در جدول (۵) این موقعیت‌ها همراه با محل قرارگیری آن‌ها مشخص شده است. موقعیت‌های معرفی شده در این جدول، محل بیشترین نیروی القایی ناشی از محرک‌های پلاسما، یعنی انتهای الکتروود در معرض هوا را نشان می‌دهد. در شکل (۱۷) نسبت ضرایب برا به پسا به همراه ضریب فشار کل اتلافی برای موقعیت‌های مختلف قرارگیری محرک پلاسما بر روی پره نشان داده شده است؛ در این نمودار $x_{PA} = 0$ معرف شرایط بدون استفاده از محرک‌های پلاسما است. شکل (۱۸) نیز خطوط جریان عبوری در انتهای پره را همراه با به کارگیری محرک پلاسما در موقعیت‌های مختلف قرارگیری آن بر روی پره نشان می‌دهد. همان‌گونه که مشاهده می‌شود، استفاده از محرک پلاسما در تمامی موقعیت‌های تعریف شده، باعث تعویق جدایش جریان می‌شود. همان‌گونه که در این شکل ملاحظه می‌گردد، به کارگیری محرک پلاسما در نواحی نزدیک به انتهای پره علی‌رغم انحراف شدیدتر جریان، در تعویق جدایش جریان مؤثرتر بوده است.



(ب)

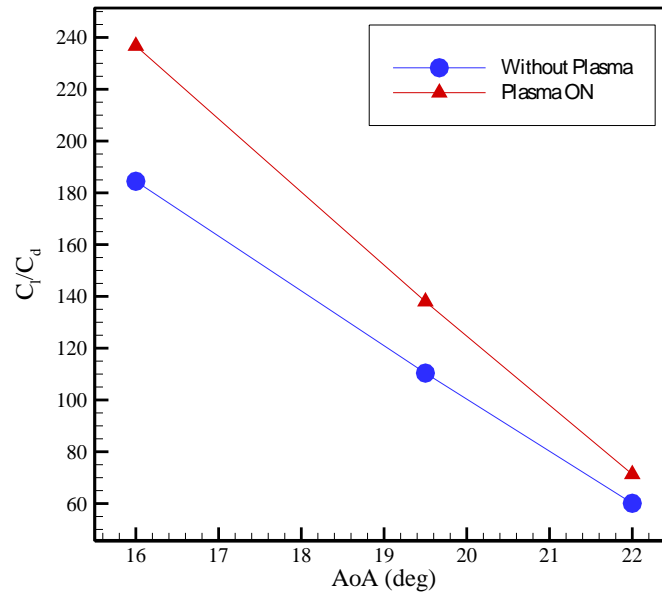


(الف)



شکل ۱۵- خطوط جریان عبوری از زنجیره کمپرسور در زوایای حمله مختلف، $x_{PA} = 15$ ، $\alpha_1 = 45^\circ$ و $Re_c = 250000$

الف) زاویه حمله 16° بدون محرک پلاسما ب) زاویه حمله 16° همراه با محرک پلاسما
 ج) زاویه حمله $19,5^\circ$ بدون محرک پلاسما د) زاویه حمله $19,5^\circ$ همراه با محرک پلاسما
 و) زاویه حمله 22° بدون محرک پلاسما ه) زاویه حمله 22° همراه با محرک پلاسما

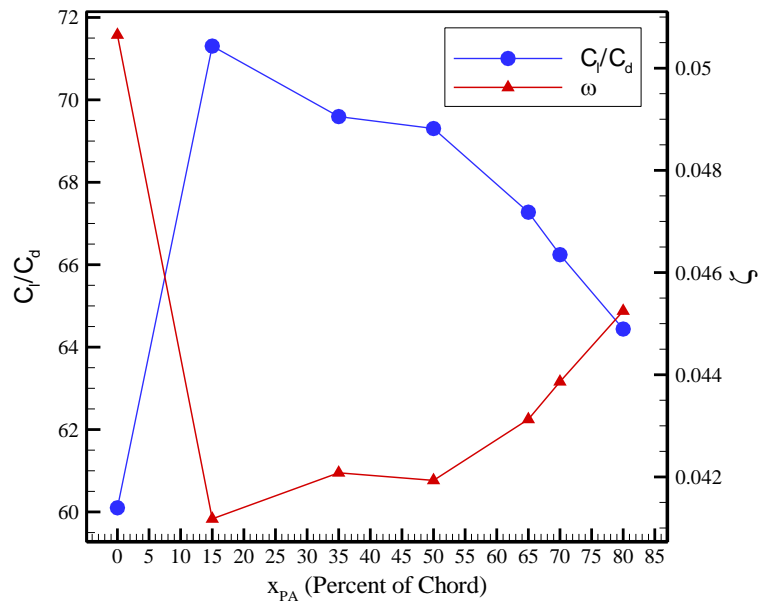


شکل ۱۶- نسبت ضرایب برا به پسا در زوایای حمله مختلف برای $\alpha_1 = 45^\circ$ و $Re_C = 250000$ ، $x_{PA} = 15$

از طرفی همان گونه که در شکل (۱۷) ملاحظه می شود، به کارگیری محرک پلازما در ابتدای پره، یعنی ۱۵ درصد $x_{PA} =$ علاوه بر نسبت ضریب برا به پسای بالاتر، افت کمتری را به همراه دارد، به طوری که با ۱۸/۷ درصد بهبود ضریب برا به پسا، ۱۸/۷ درصد کاهش فشار کل اتلافی را به دنبال داشته است. این در حالی است که با توجه به شکل (۱۸)، استفاده از محرک پلازما در انتهای پره تعویق هرچه بیشتر جدایش جریان را موجب می شود. این نتیجه از دو منظر قابل بررسی است؛ در نگاه اول، میزان انتقال انرژی محرک پلازما به سیال در موقعیت های مختلف قرارگیری محرک پلازما با یکدیگر متفاوت بوده و تفکیک این مقدار انرژی در حالت های مختلف غیرممکن است. در نگاه دوم، به کارگیری محرک پلازما در $x_{PA} = 15$ ، کمترین میزان انحراف جریان را موجب می شود و با نزدیک تر شدن قرارگیری محرک پلازما به انتهای پره، همان گونه که در شکل (۱۸) (ز) مشاهده می گردد، انحراف به بیشینه مقدار خود می رسد. این انحراف می تواند تلفاتی را با خود همراه داشته باشد که در مقایسه با مقدار مومنتم القایی به سیال توسط محرک های پلازما قابل ملاحظه باشد. در مجموع نتایج به دست آمده نشان می دهد که استفاده از محرک پلازما در تمامی موقعیت ها، باعث بهبود عملکرد زنجیره کمپرسور خواهد شد.

جدول ۵- موقعیت های مختلف نصب الکترودهای محرک پلازما

شماره	موقعیت قرارگیری (درصد طول وتر) (x_{PA})
۱	۱۵
۲	۳۵
۳	۵۰
۴	۶۵
۵	۷۰
۶	۸۰

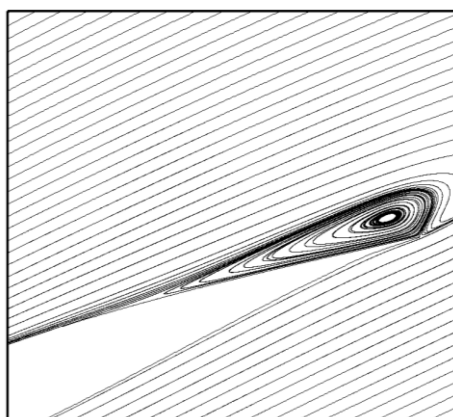


شکل ۱۷- نسبت ضرایب برا به پسا و ضریب فشار کل اتلافی برای موقعیت‌های مختلف قرارگیری محرک پلاسما بر روی پره در $\text{AoA} = 22^\circ$ ، $\alpha_1 = 45^\circ$ و $\text{Re}_C = 250000$

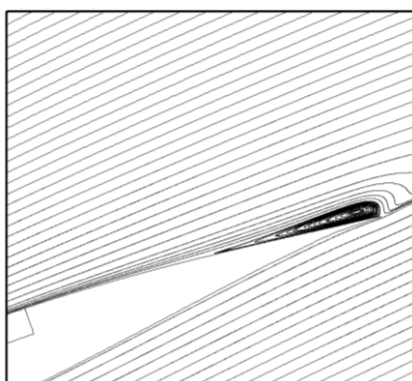
۱۲- نتیجه‌گیری

در این تحقیق ابتدا شبیه‌سازی عددی محرک پلاسما با استفاده از یک مدل الکترواستاتیک انجام شده است. سپس از این ابزار به عنوان یک روش فعال در کنترل جریان سیال به منظور بهبود عملکرد زنجیره کمپرسور محوری و تعویق جدایش جریان استفاده شده که مهم‌ترین نتایج آن به صورت زیر است:

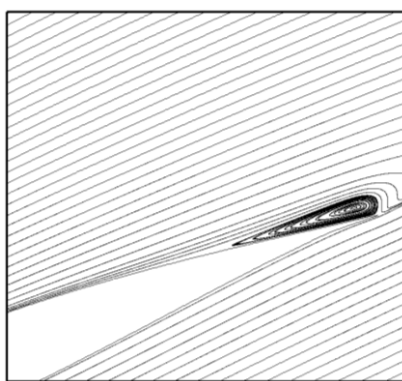
- در بررسی مدل‌های مختلف آشفتگی، مدل‌های Transition SST و $k - \omega$ SST در پیش‌بینی ضخامت لایه مرزی و مدل $k - \varepsilon$ Standard در پیش‌بینی بیشینه سرعت در مقاطع مختلف در لایه مرزی عملکرد مطلوب‌تری از خود نشان می‌دهند.
- پارامترهای ثابت در شبیه‌سازی محرک پلاسما با استفاده از مدل الکترواستاتیک برای استفاده در ولتاژهای مختلف اصلاح شده است.
- اثرات به‌کارگیری محرک پلاسما به صورت غیرفعال، علی‌رغم حضور آن بر روی پره، بسیار ناچیز بوده و تنها ۰/۲۳ درصد اتلاف انرژی را به همراه دارد که از این جهت نسبت به سایر روش‌های کنترل فعال و غیرفعال برتری دارد.
- عملکرد محرک پلاسما به‌منظور بهبود کارایی زنجیره کمپرسور، با افزایش ولتاژ اعمالی به صورت توانی افزایش می‌یابد، به‌طوری که در ولتاژ ۲۰ کیلوولت، ضمن تعویق هر چه بیشتر جدایش جریان ۱۸/۷ درصد افزایش ضریب برا به پسا را منجر می‌شود.



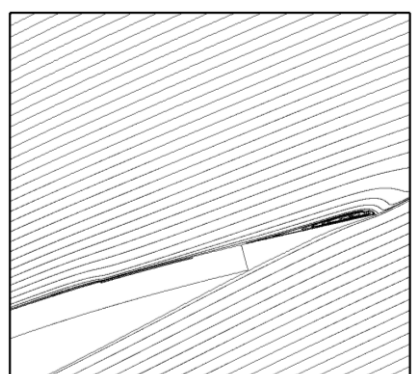
(الف)



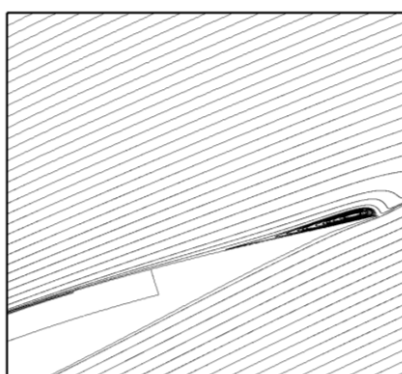
(ب)



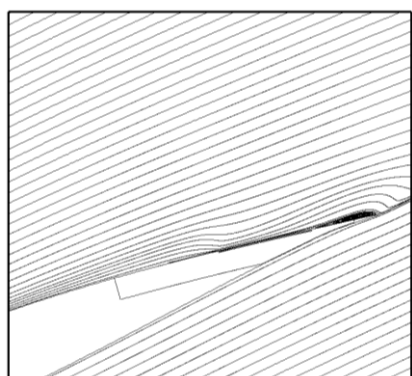
(ج)



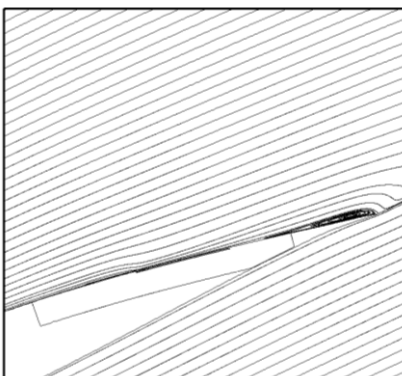
(د)



(ه)



(ز)



(و)

شکل ۱۸- خطوط جریان عبوری از انتهای پره در $AoA = 22^\circ$ ، $\alpha_1 = 45^\circ$ و $Re_c = 250000$
 الف) بدون محرک پلازما و استفاده از محرک پلازما در موقعیت‌های ب) ۱۵ درصد، ج) ۳۵ درصد، د) ۵۰ درصد،
 ه) ۶۵ درصد، و) ۷۰ درصد، ز) ۸۰ درصد از طول وتر

- افزایش زاویه حمله، باعث کاهش کارایی محرک پلاسما در کنترل جریان می‌شود چرا که بخش زیادی از تأثیر تزریق مومنت ناشی از محرک پلاسما به سیال، در گردابه‌های تشکیل شده در ناحیه جدایش تضعیف می‌گردد.
- استفاده از محرک پلاسما در موقعیت ۱۵ درصد طول وتر، بهترین عملکرد را نسبت به سایر موقعیت‌ها برای بهبود کارایی زنجیره کمپرسور دارد.

مراجع

- [1] Roth, J., Sherman, D., and Wilkinson, S., "Boundary Layer Flow Control with a One Atmosphere Uniform Glow Discharge Surface Plasma", In 36th AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit, pp. 328-356, Reno, NV, U.S.A, (1998).
- [2] Riherd, M., and Roy, S., "Measurements and Simulations of a Channel Flow Powered by Plasma Actuators", Journal of Applied Physics, Vol. 112, No. 5, pp. 1-10, (2012).
- [3] Enloe, C.L., McLaughlin, T.E., Van Dyken, R.D., Kachner, K.D., Jumper, E.J., and Corke, T.C., "Mechanisms and Responses of a Single Dielectric Barrier Plasma Actuator: Plasma Morphology", AIAA Journal, Vol. 42, No. 3, pp. 589-594, (2004).
- [4] Pouryoussefi, S. G., and Mirzaei, M., "Experimental Study of the Unsteady Actuation Effect on Induced Flow Characteristics in DBD Plasma Actuators", Plasma Science and Technology, Vol. 17, No. 5, pp. 415-424, (2015).
- [5] Wang, C.C., and Roy, S., "Active Cooling of Turbine Blades using Horse-shoe Plasma Actuator", In 47th AIAA Aerospace Sciences Meeting Including the New Horizons Forum and Aerospace Exposition, pp. 679-694, (2009).
- [6] Salmasi, A., Shadaram, A., Mirzaei, M., and Shams, T. A., "Numerical and Experimental Investigation on the Effect of a Plasma Actuator on NLF0414 Airfoils Efficiency after the Stall", Modares Mechanical Engineering, Vol. 12, No. 6, pp. 104-116, (2013).
- [7] Rafi, A., Amanifard, N., Deylami, H.M., and Dolati, F., "Numerical Investigation of the Plasma Actuator Effects on the Flow Field and Heat Transfer Coefficient in a Flat Channel", Modares Mechanical Engineering, Vol. 15, No. 6, pp. 23-30, (2015).
- [8] Jukes, T.N., and Choi, K.S., "Control of Unsteady Flow Separation over a Circular Cylinder using Dielectric-barrier-Discharge Surface Plasma", Physics of Fluids, Vol. 21, No. 9, pp. 1-16, (2009).
- [9] Huang, J., Corke, T.C., and Thomas, F.O., "Plasma Actuators for Separation Control of Low-pressure Turbine Blades", AIAA Journal, Vol. 44, No. 1, pp. 51-57, (2006).
- [10] De Giorgi, M.G., Ficarella, A., Marra, F., and Pescini, E., "Micro DBD Plasma Actuators for Flow Separation Control on a Low Pressure Turbine at High Altitude Flight Operating Conditions of Aircraft Engines", Applied Thermal Engineering, Vol. 114, pp. 511-522, (2017).

- [11] Roth, J.R., Sherman, D.M., and Wilkinson, S.P., "Electrohydrodynamic Flow Control with a Glow-Discharge Surface Plasma", *AIAA Journal*, Vol. 38, No. 7, pp. 1166-1172, (2000).
- [12] Shyy, W., Jayaraman, B., and Andersson, A., "Modeling of Glow Discharge-induced Fluid Dynamics", *Journal of Applied Physics*, Vol. 92, No. 11, pp. 6434-6443, (2002).
- [13] Orlov, D., Corke, T., and Patel, M., "Electric Circuit Model for Aerodynamic Plasma Actuator", In 44th AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit, pp. 1206-1216, Reno, NV, U.S.A, (2006).
- [14] Suzen, Y., Huang, G., Jacob, J., and Ashpis, D., "Numerical Simulations of Plasma Based Flow Control Applications", In 35th AIAA Fluid Dynamics Conference and Exhibit, pp. 4633-4644, Toronto, Ontario, Canada (2005).
- [15] Herrig, L.J., Emery, J.C., and Erwin, J.R., "Systematic Two-dimensional Cascade Tests of NACA 65-Series Compressor Blades at Low Speeds", *NACA Technical Report 1368*, (1957).
- [16] Berbente, C., Andrei, I.C., Ene, N.M., Frunzulica, F., and Korody, E., "Special Topics on Map Meshing in Turbomachinery", *Periodica Polytechnica Transportation Engineering*, Vol. 34, No. 1-2, pp. 59-68, (2006).
- [17] Li, Y.H., Wu, Y., Zhou, M., Su, C.B., Zhang, X.W., and Zhu, J.Q., "Control of the Corner Separation in a Compressor Cascade by Steady and Unsteady Plasma Aerodynamic Actuation", *Experiments in Fluids*, Vol. 48, No. 6, pp. 1015-1023, (2010).
- [18] Hall, C., and Dixon, S.L., "Fluid Mechanics and Thermodynamics of Turbomachinery", 7th Edition, Butterworth-Heinemann, Waltham, (2013).
- [19] Debiasi, M., and Li, J.M., "Experimental Study of a DBD-Plasma Driven Channel Flow", In 49th AIAA Aerospace Sciences Meeting Including the New Horizons Forum and Aerospace Exposition, pp. 954-967, (2011).
- [20] Medic, G., Zhang, V., Wang, G., Joo, J., and Sharma, O.P., "Prediction of Transition and Losses in Compressor Cascades using Large-eddy Simulation", *Journal of Turbomachinery*, Vol. 138, No. 12, pp. 1-9, (2016).
- [21] Bouchmal, A., "Modeling of Dielectric-barrier Discharge Actuator", Master of Science Thesis, Department of Aerodynamics, Delft University of Technology, Netherlands, (2011).

فهرست نمادهای انگلیسی

زاویه حمله (Degree)	AoA
طول وتر (m)	c
ضریب فشار	C_p
القای الکتریکی (Cm^{-2})	D
طول الکترودها (m)	d
میدان الکتریکی (NC^{-1})	E
بردار نیروی حجمی (Nm^{-3})	\vec{f}_b
انرژی جنبشی آشفتگی (J)	k
جرم ذره (kg)	m
فشار (pa)	P
عدد رینولدز	Re
زمان (s)	t
دما (K)	T
سرعت متوسط (ms^{-1})	v_m
پتانسیل الکتریکی (V)	V
بردار سرعت (ms^{-1})	\vec{V}
موقعیت طولی (%)	x

نمادهای یونانی

زاویه جریان (Degree)	α
نرخ اتلاف انرژی جنبشی آشفتگی (W)	ε
ثابت گذردهی ($C^2N^{-1} m^{-2}$)	ε_{ab}
ثابت گذردهی محیط آزاد ($C^2N^{-1} m^{-2}$)	ε_0
ثابت گذردهی نسبی	ε_r
طول دبای (m)	λ_D
پارامتر موقعیت برای تابع توزیع گاوسی (m)	μ_m
ضریب فشار کل اتلاfi	ξ
پتانسیل الکتریکی کل (V)	Φ
پتانسیل الکتریکی ناشی از میدان خارجی (V)	ϕ
پتانسیل الکتریکی ناشی از میدان داخلی (V)	φ
چگالی بار الکتریکی (C^2m^{-3})	ρ_c
نرخ اتلاف مخصوص (s^{-1})	ω

فرکانس موج (rads^{-1})	ω_t
متغیر مقیاس برای تابع توزیع گاوسی (m)	σ_g

بالانویس

کل	*
مقدار متوسط	-
بیشینه	<i>max</i>
کمینه	<i>min</i>

زیرنویس

اولیه	0
ورودی	1
خروجی	2
محرک پلاσμα	<i>PA</i>
مؤلفه افقی (در راستای x)	x
مؤلفه عمودی (در راستای y)	y

Abstract

Interest in plasma actuator as an active flow control has grown rapidly in the last years. Plasma actuator consists of a pair of electrodes that are separated by a dielectric material. Applying voltage to the electrodes, results in a body force that act on the flow field and is used in order to control it. Plasma actuator by imparting momentum is able to tangentially accelerate the flow field that can be used for flow control purpose such as boundary layer transition control, drag reduction, lift enhancement, and flow separation control.

This work involves the documentation and control of leading-edge separation control that occurs on an axial compressor cascade at high angle of attack. To study the effect of control technique, a 2-D numerical investigation were performed in presence of varying plasma actuator voltage and location in different flow characteristics such as stream line, pressure and lift-to-drag ratio. The results show that plasma actuator reduce energy losses and a lift-to-drag ratio enhanced of up to 18% can be obtain by using plasma actuator at 15% of the blade chord length. The control effect obtain by the plasma actuator in low Reynolds number is more effective and increasing the applied voltage improves the performance of the compressor cascade by increasing the induced body force.