



بررسی عددی تاثیر محرک پلاسما بر کارایی خنک کاری لایه‌ای سوراخ تزریق لایه گستر

سامرا دولتی^۱، نیما امانی فرد^۱، حامد محدث دیلمی^{۲*}

^۱گروه مهندسی مکانیک، دانشکده فنی، دانشگاه گیلان، رشت، ایران

^۲گروه مهندسی مکانیک، دانشکده فنی و مهندسی شرق گیلان، دانشگاه گیلان، رودسر، ایران

تاریخچه داوری:

دریافت: ۲۲ آذر ۱۳۹۵
بازنگری: ۲۱ اردیبهشت ۱۳۹۶
پذیرش: ۱۱ تیر ۱۳۹۶
ارائه آنلاین: ۱۹ تیر ۱۳۹۶

کلمات کلیدی:

خنک کاری لایه‌ای
محرک پلاسما
سوراخ تزریق لایه گستر
بررسی عددی

چکیده: در مطالعه حاضر، تاثیر محرک پلاسما بر میدان‌های جریان و دما در روش خنک کاری لایه‌ای بر روی یک صفحه تخت از طریق سوراخ تزریق لایه گستر به صورت عددی مورد بررسی قرار گرفته است. جریان سه بعدی، آشفته، غیرقابل تراکم و پایدار در نظر گرفته شده و شبیه‌سازی‌های عددی با استفاده از شبکه سازمان یافته و غیریکنواخت، با بکارگیری مدل آشفتگی کی- ϵ - اپسیلون رینولدز پایین انجام شده است. به منظور اعتبارسنجی، نتایج عددی حاضر با نتایج تجربی و عددی مقایسه شده که از تطابق مناسبی برخوردار می‌باشد. سپس تاثیر پارامترهای مختلف جریانی و الکتریکی در حضور پلاسما بررسی شده است. در ادامه، با زاویه تزریق، نسبت طول به قطر سوراخ تزریق و نسبت چگالی ثابت، بررسی در مقادیر مختلف نسبت دم‌ش ۰/۲۵، ۰/۵ و ۱، ولتاژهای ورودی ۰، ۱۶ و ۲۴ کیلوولت و سرعت‌های مختلف ورودی ۴/۵، ۹ و ۴۵ متر بر ثانیه انجام شده است. مطابق نتایج، سوراخ تزریق لایه گستر نسبت به استوانه‌ای به دلیل گسترش جانبی اثرات بهتری بر خنک کاری لایه‌ای می‌گذارد. تاثیر محرک پلاسما بر کارایی خنک کاری لایه‌ای در نسبت دم‌ش و سرعت‌های پایین، بیشتر و با افزایش ولتاژ اعمالی نیز زیاد می‌شود. بنابراین حالت بهینه جهت ارتقای راندمان خنک کاری، در شرایط ولتاژهای بالاتر و نسبت دم‌ش و سرعت‌های پایین‌تر می‌باشد.

۱- مقدمه

با توجه به افزایش روزافزون کاربرد توربین‌های گازی در زمینه‌های مختلف صنعت و تکنولوژی، همواره محققان به دنبال ارتقای راندمان و بهبود عملکرد این تجهیزات عظیم می‌باشند. امروزه این امر به واسطه پیشرفت‌های متالورژیکی و خنک کاری اجزای توربین امکان پذیر شده است. زیرا عملکرد این تجهیزات در دماهای کاری بسیار بالا می‌باشد و افزایش دمای ورودی به توربین یک مزیت اجتناب ناپذیر است. اما برای خنک کاری پره‌های توربین باید تمهیدات لازم اندیشیده شود. زیرا دمای گازهای ورودی به توربین گازی خیلی بیشتر از حد مجاز برای آلیاژهای به کار رفته در ساخت قطعات توربین از جمله پره توربین و دیواره محفظه احتراق می‌باشد. در واقع از نظر تحمل دمایی در مواد تشکیل دهنده پره‌های توربین و محفظه احتراق، محدودیت وجود دارد. زیرا چنین دماهای بالایی منجر به ایجاد ترک، تغییر شکل فلزات، خوردگی و از هم گسیختگی می‌شود. تلاش مستمر برای افزایش کارایی توربین‌های گازی باعث پیشرفت‌های زیادی در زمینه تولید مواد جدید و روش‌های خنک کاری گردید، به گونه‌ای که ساخت مواد جدید با استحکام بالا مانند پوشش تیغه‌های توربین با لایه‌های سرامیک، حد مجاز دمای ورودی را ۲۵۰ درجه سانتیگراد ارتقا بخشیده است. ضمناً پیشرفت روش‌های خنک کاری توربین به وسیله تزریق هوا نیز، افزایش دیگری در حد مجاز دمای ورودی در حدود ۲۵۰ درجه سانتیگراد را به همراه داشت که

مجموعاً این فرصت را فراهم آوردند تا دمای گازهای ورودی به توربین حتی از نقطه ذوب قطعات سازنده نیز فراتر رود.

خنک کاری لایه‌ای یکی از مؤثرترین روش‌های خنک کاری پره‌های توربین گازی است. در این روش با تزریق بخشی از هوای خنک خروجی از کمپرسور به داخل لایه مرزی حاصل از حرکت جریان گازهای داغ خروجی از محفظه احتراق، یک لایه محافظ در امتداد سطح پره تشکیل می‌شود. بنابراین انتقال حرارت از جریان اصلی گازهای داغ به سطح پره کاهش و کارایی آدیباتیک خنک کاری لایه‌ای افزایش می‌یابد. تاکنون تحقیقات گسترده‌ای در این حوزه بر روی پارامترهای جریانی و هندسی اثرگذار بر عملکرد خنک کاری لایه‌ای و با هدف تعیین مقادیر بهینه پارامترهای مؤثر و افزایش کارایی این روش روی پره توربین و یا مدل صفحه تخت صورت گرفته است. تحقیقات نشان می‌دهند که ارتباط بین کارایی خنک کاری لایه‌ای و پارامترهای مؤثر بر آن لزوماً خطی نبوده و تأثیر همزمان دو یا چند پارامتر که ارتباطی غیرخطی دارند، سبب پیچیدگی تحلیل جریان می‌شود.

از جمله مطالعات انجام شده در زمینه خنک کاری لایه‌ای می‌توان به کار تجربی سینها و همکاران [۱] اشاره کرد که تزریق هوای خنک از طریق یک ردیف سوراخ استوانه‌ای مجزا تحت زاویه ۳۵ درجه بر روی مدل صفحه تخت، برای مقادیر نسبت دم‌ش ۱-۰/۲۵ و نسبت چگالی ۲-۱/۲ را مورد بررسی قرار دادند. در این تحقیق تأثیر جدایی جریان تزریقی بر کارایی خنک کاری لایه‌ای روی خط مرکزی (η_c) بر حسب مختصه طولی x/D در

روی روش‌های مختلف غیرفعال^۷ و فعال^۸ کنترل جریان شده است [۱۰]. محرک‌های پلاسمایی یکی از انواع روش‌های مطرح در کنترل فعال جریان می‌باشند که نداشتن قطعات متحرک، قابلیت پاسخگویی سریع، تاخیر زمانی اندک، سادگی ساختار، مصرف کم انرژی و کاهش هزینه‌های عملیاتی از ویژگی‌های مهم آنها می‌باشد [۱۱]. محرک پلاسما از دو الکتروود تشکیل شده که یک الکتروود در معرض جریان سیال قرار دارد و الکتروود دیگر کاملاً توسط ماده دی‌الکتریک پوشیده شده است. زمانی که به الکتروود در معرض هوا یک ولتاژ بالا اعمال می‌شود، مولکول‌های هوا در بالای الکتروود پوشیده با ماده دی‌الکتریک یونیزه شده و منطقه پلاسما تشکیل می‌گردد. در نتیجه با یونیزه شدن مولکول‌های هوا و برخورد آن با سایر مولکول‌ها، نیروی حجمی در جریان ایجاد می‌شود [۱۴-۱۱]. نیروی حجمی تولید شده توسط محرک پلاسما مکانیزمی جهت کنترل فعال جریان است به طوری که بردار نیروی ایجاد شده سبب شتاب‌گیری ناگهانی جریان مجاور دیواره، یا به عبارت دیگر، تزریق مومنتم به سیال می‌شود.

از کاربردهای محرک پلاسما، کنترل لایه مرزی جریان به وسیله افزایش مومنتم جریان در نواحی نزدیک به دیواره‌ها می‌باشد. ملیک و همکاران [۱۵] از نیروی جت حاصل از یک تخلیه توسط جریان مستقیم به منظور ایجاد یک ناحیه پلاسما و در نهایت کاهش نیروی بازدارندگی بر روی صفحات تخت استفاده کردند. شمس طالقانی و همکاران [۱۶] تاثیر پارامترهای هندسی و الکتریکی بر مشخصه‌های جریان یونی القایی توسط محرک‌های پلاسمایی را به صورت تجربی مورد مطالعه قرار دادند. نتایج تجربی آنها نشان می‌دهد که با افزایش فرکانس تحریک موقعیت سرعت ماکزیمم به سطح نزدیک‌تر می‌شود. همچنین محرک‌های پلاسمایی گردابه‌هایی در همان فرکانس تحریک ولتاژ اعمال شده تولید می‌کنند. رفیع و همکاران [۱۷] به بررسی عددی تاثیر محرک پلاسما بر میدان جریان و ضریب انتقال حرارت در یک کانال مسطح پرداختند. آنها دریافتند که در یک رینولدز مشخص، با افزایش ولتاژ، ضریب انتقال حرارت افزایش می‌یابد. اما در یک ولتاژ ثابت با افزایش سرعت ورودی جریان، ضریب انتقال حرارت تا رینولدز ۲۵۰ نرخ صعودی داشته و پس از آن به دلیل کاهش اثر گردابه‌های حاصل از پلاسما سیر نزولی دارد.

اخیراً بهره‌گیری از محرک‌های پلاسمایی در فرآیند خنک‌کاری لایه‌ای مورد توجه بسیاری از محققان قرار گرفته است [۲۰-۱۸]. نیروی حجمی تولیدی توسط محرک پلاسما با تولید یک لایه پلاسما و در نتیجه انحراف سیال خنک‌کننده به سمت سطح پره، کارایی خنک‌کاری لایه‌ای را به طور محسوسی افزایش می‌دهد. یو و همکاران [۲۰]، به صورت عددی اثرات آیرودینامیکی محرک پلاسما را به منظور بهبود عملکرد خنک‌کاری لایه‌ای از طریق یک سوراخ استوانه‌ای بررسی نمودند. آنها دریافتند که سرعت و نسبت دمش تاثیر بسزایی بر راندمان خنک‌کاری لایه‌ای دارند. آنها سپس

نسبت مومنتم‌های مختلف مطالعه شده است. آنها گزارش کردند که کاهش نسبت چگالی و افزایش نسبت شار مومنتم، سبب کاهش انتشار جت تزریقی و نهایتاً کاهش کارایی خنک‌کاری لایه‌ای (77) می‌شود. پیترزیک و همکاران [۲] نیز به طور تجربی جریان ناشی از جت تزریقی مایل به داخل جریان اصلی گذرنده از روی صفحه تخت را مورد مطالعه قرار دادند. آنها نتایج نسبتاً جامعی در مورد میدان سرعت در کل ناحیه مورد بررسی شامل بالادست جت تزریقی، منطقه تقابل جت و جریان اصلی و پایین‌دست سوراخ تزریق، ارائه دادند. والترز^۱ و لیلک^۲ [۳] به صورت عددی تاثیر خنک‌کاری لایه‌ای بر افت آیرودینامیکی در توربین گازی را با استفاده از مدل‌های آشفتگی مختلف مورد بررسی قرار دادند. آنها دریافتند که مدل کی-پسیلون ریلایزبل^۳ از دقت مناسب‌تری نسبت به دیگر مدل‌های کی-پسیلون برخوردار است. نقاش‌نژاد و همکاران [۴] نیز با بهره‌گیری از نتایج عددی و استفاده از شبکه‌های عصبی از نوع جی‌ام‌دی‌اچ^۴، یک رابطه ریاضی پیوسته برای پیش‌بینی کارایی خنک‌کاری لایه‌ای بر حسب پارامترهای جریانی و هندسی ارائه نمودند.

نتایج مطالعات انجام شده نشان می‌دهد که استفاده از سوراخ تزریق استوانه‌ای در نسبت دمش‌های بالا کارایی خنک‌کاری لایه‌ای را کاهش می‌دهد. بنابراین محققین استفاده از سوراخ‌های شکل داده شده^۵ را پیشنهاد نمودند. از جمله این تحقیقات می‌توان به مطالعه عددی هیماس و لیلاک [۵]، بررسی تجربی و عددی ساموبر و همکاران [۶ و ۷] و همچنین بررسی عددی لی و کیم [۸] اشاره نمود. آنها با بررسی اشکال مختلف سوراخ تزریق، به این نتیجه رسیدند که سوراخ تزریق لایه‌گستر^۶ به دلیل بازشدگی سوراخ در جهت جانبی باعث پخش شدگی بهتر سیال سرد در سطح پره می‌شود و همچنین با افزایش سطح مقطع خروجی سوراخ تزریق، مومنتم جریان خنک‌کننده در خروجی کاهش یافته و نفوذ سیال سرد به جریان اصلی کمتر می‌شود.

عبدل‌مهیمین [۹] به بررسی عددی تاثیر سوراخ ثانویه در کنار سوراخ تزریق اصلی چشم‌گره‌ای پرداخت که به عنوان یک مفهوم جدید در خنک‌کاری لایه‌ای ترکیبی می‌باشد. قطر سوراخ تزریق ثانویه نصف قطر سوراخ تزریق اصلی بود و بررسی در نسبت دمش‌های مختلف ۰/۵، ۰/۷۵، ۱، ۱/۵ و ۲/۵ انجام شده است. ایشان دریافت که وجود سوراخ ثانویه کارایی خنک‌کاری لایه‌ای را در همه حالات به غیر از نسبت دمش ۰/۵ بهبود می‌بخشد. جریان خروجی از سوراخ تزریق ثانویه سبب کاهش اثرات گردابه‌های سوراخ تزریق اصلی می‌گردد و نتایج بهینه در نسبت دمش‌های ۰/۷۵-۱ به دست می‌آیند.

امروزه روش‌های خنک‌کاری با کارایی بهتر و هزینه کمتر مورد توجه محققان زیادی می‌باشد که این امر سبب تحقیقات گسترده‌ای بر

- 1 Walters
- 2 Leylek
- 3 Realizable k-ε
- 4 GMDH
- 5 Shaped Hole
- 6 Fan-Shaped Hole

7 Passive

8 Active

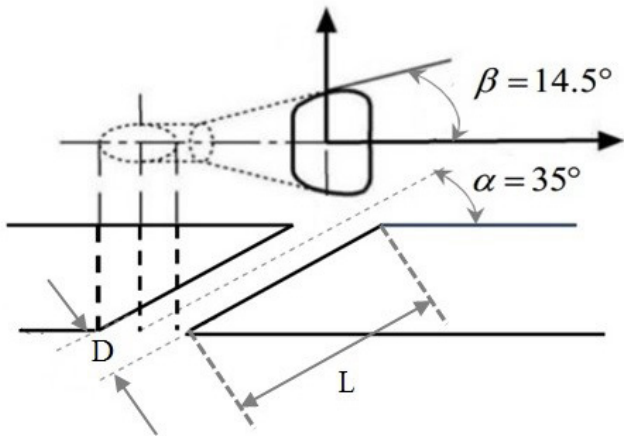


Fig. 2. Fan-shaped cooling hole geometry
شکل ۲: هندسه سوراخ تزریق لایه گستر

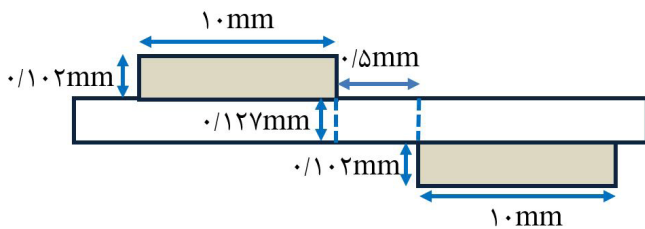


Fig. 3. Geometric specification of plasma actuator
شکل ۳: مشخصات هندسی محرک پلازما

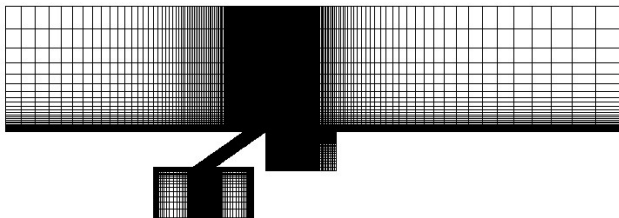


Fig. 4. The overall view of the computational grid
شکل ۴: نمای کلی از شبکه محاسباتی

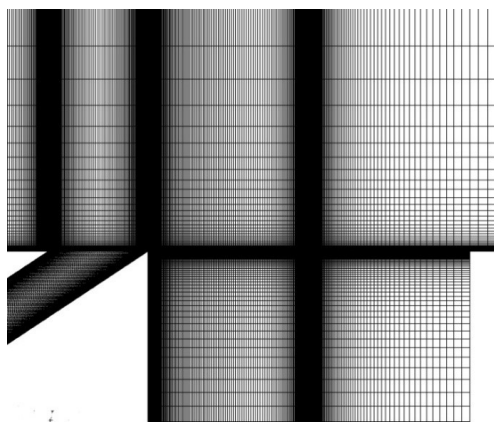


Fig. 5. A close view of the computational grid around the injection hole and the plasma actuator

شکل ۵: نمای نزدیک از شبکه محاسباتی پیرامون سوراخ تزریق و محرک پلازما

به بررسی تأثیر موقعیت و تعداد محرک‌های پلازما پرداختند. نتایج آنها نشان می‌دهد که به دلیل اثر حرارتی محرک آیرودینامیکی پلازما، در ناحیه پیرامون محرک، کارایی خنک‌کاری پایین‌تر از حالت بدون استفاده از محرک می‌باشد.

در مطالعه حاضر، به بررسی سه بعدی اثرات محرک پلازما بر میدان جریان و دما به ازای تغییرات پارامتر جریانی نسبت دمش (۰/۲۵، ۰/۵ و ۱)، سرعت ورودی (۴/۵، ۹ و ۴۵ متر بر ثانیه) و پارامتر الکتریکی ولتاژ اعمالی (۰، ۱۶ و ۲۴ کیلو ولت) در حالت تزریق از طریق یک سوراخ تزریق لایه گستر پرداخته شده و شرایط بهینه معرفی شده است. تاکنون خنک‌کاری لایه‌ای با سوراخ تزریق لایه گستر در حضور محرک پلازما و بررسی پارامترهای جریانی و الکتریکی به طور جامع مورد مطالعه قرار نگرفته است.

۲- هندسه مسئله و شبکه بندی دامنه محاسباتی

هندسه سه بعدی دامنه محاسباتی مطابق شکل ۱ متناظر با هندسه مورد مطالعه سینیها و همکاران می‌باشد [۱]. قطر سوراخ تزریق دایروی $D=12.7\text{mm}$ و فاصله جانبی بین مراکز سوراخ‌های تزریق برابر 3D است. ابعاد کانال جریان اصلی و محفظه تزریق به ترتیب برابر $49D \times 10D \times 3D$ و $8D \times 4D \times 3D$ و فاصله ابتدای کانال تا لبه حمله سوراخ تزریق $19D$ می‌باشد. نمای از سوراخ تزریق لایه گستر نیز در شکل ۲ نشان داده شده است که دارای زاویه گسترش عرضی $14/5$ درجه می‌باشد. محرک پلازما شامل دو الکترود به ضخامت 0.102mm و پهنای 10mm است که با دی‌الکتریک کاپتون^۱ به ضخامت 0.127mm و ثابت دی‌الکتریک $\epsilon_r=2/7$ از یکدیگر جدا شده‌اند و فاصله طولی الکترودها از یکدیگر 0.5mm می‌باشد. ابعاد هندسی محرک پلازما برگرفته از مدل سوژن و هوآنگ می‌باشد [۱۲]. هندسه محرک پلازما در شکل ۳ نشان داده شده است.

در این مطالعه، مدل هندسی و تولید شبکه محاسباتی با استفاده از نرم‌افزار گمبیت^۲ انجام شده و شبکه ایجاد شده به صورت سازمان یافته، غیر یکنواخت و شش وجهی می‌باشد. در شکل ۴ و شکل ۵ نمایی از شبکه محاسباتی نمایش داده شده است.

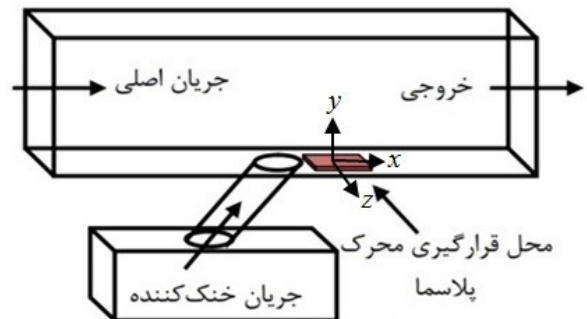


Fig. 1. 3-D view of the computational domain

شکل ۱: نمای سه بعدی دامنه محاسباتی

- 1 Kapton
- 2 Gambit

۳- معادلات حاکم و روش حل عددی

به منظور مدل‌سازی جریان آشفته در این مطالعه از مدل آشفتگی دو معادله‌ای کی-اِپسیلون رینولدز پایین لاندنر-شارما [۲۱] بر پایه معادلات متوسط‌گیری شده ناویر-استوکس^۱ استفاده شده است. دستگاه معادلات پیوستگی، مومنتم، انرژی و معادلات انتقال k و ε برای جریان تحت شرایط سه‌بعدی، تراکم‌ناپذیر، پایدار، لزج و تک‌فاز عبارتند از:

$$\frac{\partial(\rho u_i)}{\partial x_i} = 0 \quad (1)$$

$$\frac{\partial(\rho u_i u_j)}{\partial x_i} = -\frac{\partial P}{\partial x_j} + \frac{\partial}{\partial x_i} \left[\left(\mu + \mu_t \right) \frac{\partial u_i}{\partial x_i} \right] + \bar{f}_b \quad (2)$$

$$\frac{\partial(\rho u_i T)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left[\left(\frac{\mu}{Pr} + \frac{\mu_t}{Pr_t} \right) \frac{\partial T}{\partial x_i} \right] \quad (3)$$

$$\frac{\partial}{\partial x_i} \left[\rho k u_i - \left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_i} \right] = P - \rho \varepsilon - \rho D \quad (4)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial x_i} \left[\rho \varepsilon u_i - \left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_i} \right] \\ = \left(C_{\varepsilon 1} f_1 P - C_{\varepsilon 2} f_2 \rho \varepsilon \right) \frac{\varepsilon}{k} - \rho E \end{aligned} \quad (5)$$

مدل آشفتگی بکار رفته از رفتار دیواره پیشرفته بهره می‌برد و به حل کامل لایه مرزی می‌پردازد، لذا در شبیه‌سازی‌ها شبکه ریز با رعایت معیار y^+ در محدوده مناسب مورد استفاده قرار گرفته است و در نزدیک دیواره دارای مقادیر کمتر از ۱ می‌باشد.

نیروی حجمی حاصل از محرک پلاسما از رابطه (۶) قابل محاسبه می‌باشد که به عنوان یک عبارت چشمه در معادلات بقای مومنتم وارد شده است [۱۲].

$$\bar{f}_b = \rho_e \bar{E} \quad (6)$$

در این رابطه ρ_e و \bar{E} به ترتیب چگالی حجمی بار الکتریکی و بردار میدان الکتریکی می‌باشند. به منظور تعیین نیروی الکتریکی تولیدی از معادله سوم ماکسول (قانون فارادی) به صورت زیر استفاده می‌شود [۱۲]:

$$\nabla \times E = -\mu_0 \frac{\partial \bar{H}}{\partial t} \quad (7)$$

اگر از تغییرات زمانی میدان مغناطیسی صرف نظر شود، که فرضی معتبر در استفاده از محرک‌های پلاسمایی می‌باشد، خواهیم داشت [۲۴ و ۲۵]:

$$\nabla \times E = 0 \quad (8)$$

این بدان معناست که می‌توان میدان الکتریکی را از گرادینان یک پتانسیل عددی به صورت زیر محاسبه نمود:

$$\bar{E} = -\nabla \Phi \quad (9)$$

از معادله اول ماکسول (قانون گاوس) داریم:

$$\nabla \cdot E = \frac{\rho_e}{\varepsilon} \quad (10)$$

با فرض اینکه نفوذپذیری ε یک مشتق فضایی غیر صفر داشته باشد، معادله فوق به صورت زیر ارائه می‌شود:

$$\nabla \cdot (\varepsilon \bar{E}) = \rho_e \quad (11)$$

با ترکیب معادلات (۹) و (۱۱) خواهیم داشت:

$$\nabla \cdot (\varepsilon \nabla \Phi) = -\rho_e \quad (12)$$

که در رابطه فوق ε ضریب نفوذپذیری بر حسب فاراد است و از رابطه زیر محاسبه می‌شود:

$$\varepsilon = \varepsilon_r \cdot \varepsilon_0 \quad (13)$$

که ε_r واحد نفوذپذیری متوسط و ε_0 واحد نفوذپذیری فضای آزاد می‌باشد [۱۲]. در اینجا یکی از پارامترهای مهم در محرک‌های پلاسمایی تحت عنوان طول دبابی^۲ با علامت λ_d معرفی می‌گردد. این طول، مقیاس فاصله‌ای است که روی آن چگالی‌های بار مشخصی به طور همزمان می‌توانند وجود داشته باشند. رابطه زیر برای طول دبابی معرفی می‌گردد:

$$\rho_e / \varepsilon_0 = (-1 / \lambda_d^2) \phi \quad (14)$$

که $\rho_e = en_0$ می‌باشد (e بار الکتریکی اولیه و n_0 چگالی پلاسمای زمینه). با استفاده از اصل برهم‌نهی^۳ می‌توان پتانسیل اسکالر را به دو بخش پتانسیل ناشی از میدان الکتریکی خارجی (ϕ) و پتانسیل ناشی از چگالی بار کل در ناحیه پلاسمایی (φ) به صورت زیر نمایش داد:

$$\Phi = \varphi + \phi \quad (15)$$

اگر طول دبابی (λ_d) کوچک و بار موجود بر روی دیواره بزرگ نباشد، سطح دی‌الکتریک شامل پتانسیل ایجاد شده توسط بار الکتریکی بوده و تحت تاثیر میدان الکتریکی اعمالی قرار نمی‌گیرد. بنابراین می‌توان دو معادله مستقل برای دو پتانسیل در نظر گرفت [۱۲]. معادله دیفرانسیل جزئی برای پتانسیل میدان الکتریکی ناشی از ولتاژ اعمالی مطابق رابطه زیر عبارت است از:

$$\nabla \cdot (\varepsilon_r \nabla \varphi) = 0 \quad (16)$$

2 Debye
3 Super Position

1 Reynolds-Averaged Navier Stokes

نقطه از سطح مقدار منحصر به فردی را به خود اختصاص می‌دهد و به طور کلی با پیشروی از لبه فرار سوراخ تزریق به سمت پایین دست جریان کاهش می‌یابد. در تحقیق حاضر، به منظور مقایسه کمی عملکرد خنک کاری لایه‌ای در شرایط مختلف، کمیت کارایی خنک کاری لایه‌ای بر حسب مختصه‌های طولی و جانبی ارائه شده که به ترتیب به صورت زیر تعریف می‌شوند:

$$\eta = \frac{(T_m - T_{aw})}{(T_m - T_c)} \quad (23)$$

$$\eta_{ave} = \frac{1}{Z} \int_{z=0}^{z=p} \eta dz \quad (24)$$

که در این رابطه، T_m ، T_c و T_{aw} به ترتیب نمایانگر دمای سیال اصلی، دمای سیال خنک کننده و دمای آدیاباتیک دیواره هستند. کارایی خنک کاری مرکزی در امتداد خط مرکزی (راستای طولی)، از پایین دست سوراخ تزریق تا انتهای کانال محاسبه می‌شود. اما در کارایی خنک کاری جانبی، در هر نقطه از پایین دست سوراخ تزریق تا انتهای کانال، متوسط کارایی خنک کاری لایه‌ای در راستای عرضی مورد بررسی قرار می‌گیرد. دو تا از پارامترهای اصلی جریان، نسبت چگالی و نسبت دمش می‌باشند که به ترتیب بر اساس روابط (۲۵) و (۲۶) تعریف می‌شوند:

$$DR = \frac{\rho_c}{\rho_m} \quad (25)$$

$$M = \frac{\left(\frac{\dot{m}}{A}\right)_c}{\left(\frac{\dot{m}}{A}\right)_m} = \frac{(\rho \cdot V \cdot A)_c}{A_c} = \frac{\rho_c \cdot V_c}{\rho_m \cdot V_m} \quad (26)$$

$$= DR \times \frac{V_c}{V_m}$$

جهت یافتن نتایج مستقل از شبکه محاسباتی، مقایسه کارایی آدیاباتیک خنک کاری لایه‌ای روی خط مرکزی در حضور محرک پلاسما برای سه شبکه مختلف در شکل ۶ نشان داده شده است. همان گونه که مشاهده می‌شود، نتایج شبکه‌های دارای ۱۰۰۹۳۶۴ و ۱۲۹۱۲۷۶ سلول بر هم منطبق می‌باشند و لذا شبکه دارای ۱۰۰۹۳۶۴ سلول برای دستیابی به جواب‌های صحیح و به اندازه کافی دقیق مناسب می‌باشد.

۴- شرایط مرزی

در این مطالعه، هوا به عنوان سیال عامل و به صورت گاز ایده‌آل تراکم‌ناپذیر در نظر گرفته شده است. در ورودی کانال، جریان با سرعت یکنواخت ۹m/s، دمای ۳۰۲K، شدت آشفتنگی ۲٪ و مقیاس طول آشفتنگی برابر یک دهم اندازه بعد عمودی کانال در نظر گرفته شده است [۳]. در ورودی کانال تزریق نیز شرط مرزی ورودی سرعت لحاظ شده که مقدار

و معادله دیفرانسیل جزئی مربوط به پتانسیل دوم مطابق رابطه می‌باشد:

$$\nabla [\epsilon_r \nabla \phi] = -(\rho_c / \epsilon_0) \quad (17)$$

با استفاده از $\rho_c / \epsilon_0 = (-1/\lambda_d^2) \phi$ (۱۵) به صورت زیر نوشته می‌شود:

$$\Phi = \phi - \frac{\rho_c \lambda_d^2}{\epsilon_0} \quad (18)$$

با جاگذاری رابطه فوق در رابطه (۱۲)، خواهیم داشت:

$$\nabla \left[\epsilon_r \nabla \left(-\frac{\rho_c \lambda_d^2}{\epsilon_0} + \phi \right) \right] = \frac{-\rho_c}{\epsilon_0} \quad (19)$$

فرض می‌شود که ϕ ، معادله لاپلاس (۱۶) را ارضاء می‌کند، بنابراین معادله فوق به صورت زیر ساده می‌شود:

$$\nabla \left[\epsilon_r \nabla \left(-\frac{\rho_c \lambda_d^2}{\epsilon_0} \right) \right] + \nabla (\epsilon_r \nabla \phi) = \frac{-\rho_c}{\epsilon_0} \quad (20)$$

از آنجایی که ϵ_0 و λ_d ثابت می‌باشند می‌توان آنها را از اپراتورهای دیفرانسیلی حذف نموده و معادله فوق به صورت زیر نوشته می‌شود:

$$\nabla [\epsilon_r \nabla \rho_c] = \rho_c / \lambda_d^2 \quad (21)$$

زمانی که ϕ و ρ_c از حل معادلات (۱۶) و (۲۱) حاصل شدند، بردار نیروی حجمی حاصل از محرک پلاسمایی نیز از رابطه (۶) به صورت زیر محاسبه می‌شود:

$$\vec{f}_b = \rho_c \vec{E} = \rho_c (-\nabla \phi) \quad (22)$$

شایان ذکر است که در تحلیل عددی باید دقت نمود که کوچک‌ترین سلول شبکه بزرگ‌تر از مقیاس طول دمای در مجاورت پلاسما نباشد.

به منظور شبیه‌سازی‌های عددی از نرم‌افزار فلوئنت^۱، بر اساس روش حجم محدود و توسط حل‌کننده بر پایه فشار استفاده شده است. جهت گسسته‌سازی معادلات، تقریب مرتبه دوم بکار رفته و همچنین برای حل همزمان میدان‌های فشار و سرعت از الگوریتم سیمپل^۲ بهره برده شده است. نیروی الکتریکی تولید شده توسط محرک پلاسما و شرایط مرزی پیرامون آن نیز از طریق نوشتن تابع توسط کاربر^۳ محاسبه شده است. به منظور تشخیص همگرایی حل، تکرارها تا جایی ادامه یافته‌اند که کاهش باقیمانده‌های تراز شده^۴ همه معادلات به مرتبه 10^{-6} برسد. به منظور ارزیابی تاثیر محرک پلاسما بر میدان جریان و دما تحت شرایط مختلف جریانی و الکتریکی، از پارامتر کارایی آدیاباتیک خنک کاری لایه‌ای استفاده شده است.

کارایی آدیاباتیک خنک کاری لایه‌ای کمیته موضعی است که در هر

- 1 Fluent
- 2 Simple
- 3 User Defined Function
- 4 Scaled Residuals

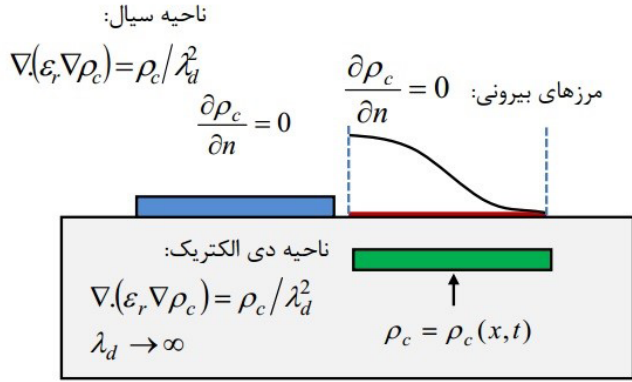


Fig. 8. Boundary conditions governing Eq. (21)

شکل ۸: شرط مرزی برای معادلات حاکم بر محرک پلازما (معادله (۲۱))

که $f(t)$ به صورت یک تابع موج، مطابق رابطه زیر تعریف می‌گردد:

$$f(t) = \sin(2\pi\omega t) \quad (28)$$

در رابطه بالا ω فرکانس موج و ϕ_{max} دامنه موج می‌باشد. می‌توان $f(t)$ را بر اساس موج مربعی زیر فرض نمود:

$$f(t) = \begin{cases} +1 & \sin(2\pi\omega t) \geq 0 \\ -1 & \sin(2\pi\omega t) \leq 0 \end{cases} \quad (29)$$

شرایط مرزی چگالی بار الکتریکی در بالای الکتروود پوشیده شده با ماده دی‌الکتریک نیز مطابق رابطه (۳۰) می‌باشد:

$$\rho_{c,w}(x, t) = \rho_c^{max} G(x) f(t) \quad (30)$$

در رابطه بالا تابع G یک تابع توزیع نیمه گاوسی است که به صورت رابطه (۳۱) تعریف می‌شود:

$$G(x) = \exp\left[\frac{-(x - \mu_x)^2}{2\sigma^2}\right], x \geq 0 \quad (31)$$

در این رابطه پارامتر μ_x بیانگر مقدار بیشینه مکانی x و σ نسبت طول الکتروود به طول دبابی به عنوان شاخصه مقیاس می‌باشد.

مدل‌سازی محرک پلازما با تعریف معادلات حاکم بر پلازما و شرایط مرزی مربوطه در بخش UDFs (نوشتن توابع توسط کاربر) در نرم‌افزار فلوئنت انجام شده و نیروی الکتریکی تولیدشده توسط محرک پلازما بدست آمده و به معادلات ممتوم جریان اصلی به عنوان یک نیروی حجمی وارد شده است.

۵- اعتبارسنجی نتایج

به منظور حصول اطمینان از صحت نتایج، اعتبارسنجی نتایج عددی تحقیق حاضر برای خنک‌کاری لایه‌ای روی خط مرکزی بدون حضور

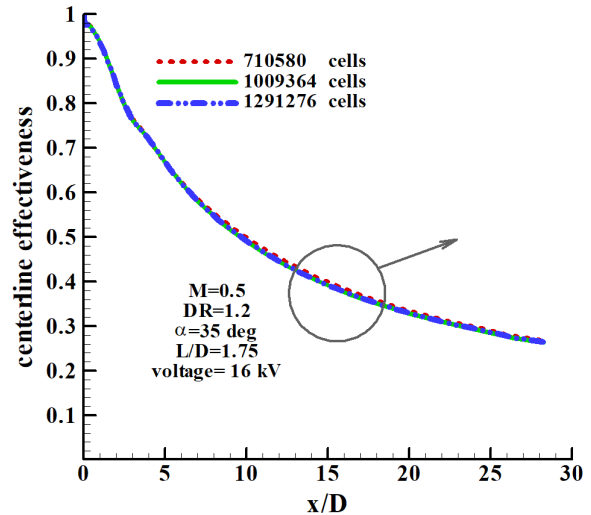


Fig. 6. centerline adiabatic film cooling effectiveness with plasma actuator for various grids

شکل ۶: کارایی آدیباتیک خنک‌کاری لایه‌ای روی خط مرکزی در حضور محرک پلازما برای شبکه‌های مختلف

یکنواخت سرعت در این مرز متناسب با نسبت دمش در هر حالت، متغیر می‌باشد. همچنین در مرز مذکور شدت آشفتگی برابر ۲٪ در نظر گرفته شده است. خروجی کانال دارای شرط مرز خروجی فشار می‌باشد. همچنین به دلیل اینکه مرز بالایی کانال در فاصله کافی ($10D$) از مرز پایینی قرار داشته و گرادیان متغیرها در راستای عمود بر این مرز ناچیز می‌باشد، استفاده از شرط مرزی تقارن در نظر گرفته شده است. دیواره‌های پایینی کانال و دیواره‌های مجرای تزریق هم به صورت عایق و بدون لغزش فرض شده‌اند. برای حل معادلات میدان الکتریکی، شرایط مرزی مناسب برای پتانسیل الکتریکی و چگالی بار الکتریکی در شکل ۷ و شکل ۸ نشان داده شده است. مرزها دارای شرط مرزی پتانسیل صفر برای معادله (۱۶) و شرط مرزی $\partial\rho_c/\partial n=0$ برای معادله (۲۱) می‌باشند.

مطابق شکل ۷ پتانسیل الکتریکی روی الکتروود تزریق کننده به صورت جریان متناوب و مطابق رابطه (۲۷) اعمال می‌شود:

$$\phi(t) = \phi_{max} f(t) \quad (27)$$

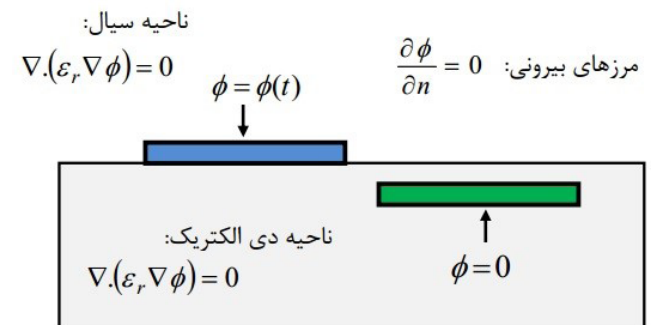


Fig. 7. Boundary conditions governing Eq. (16)

شکل ۷: شرط مرزی برای معادلات حاکم بر محرک پلازما (معادله (۱۶))

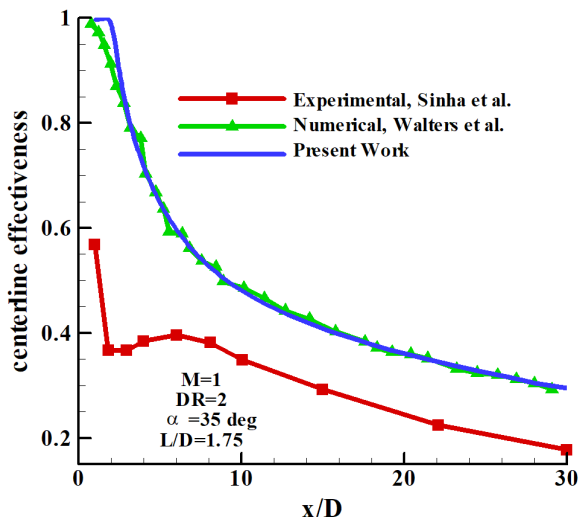


Fig. 9. Comparison of the current numerical results for centerline film cooling effectiveness with experimental results [1] and numerical results [3]

شکل ۹: مقایسه کارایی خنک‌کاری لایه‌ای روی خط مرکزی تحقیق حاضر با نتایج تجربی سینها [۱] و نتایج عددی والترز و لیلک [۳]

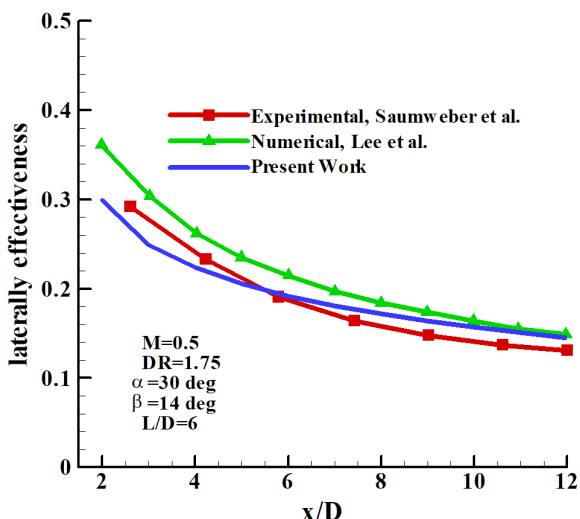


Fig. 10. Comparison of the current numerical results for lateral film cooling effectiveness with experimental results [6] and numerical results [8]

شکل ۱۰: مقایسه کارایی خنک‌کاری لایه‌ای عرضی تحقیق حاضر با نتایج تجربی سامویر [۶] و نتایج عددی لی [۸]

پس از اعتبارسنجی نتایج در هر سه حالت ۱- خنک‌کاری لایه‌ای با سوراخ تزریق استوانه‌ای بدون حضور محرک پلازما، ۲- خنک‌کاری لایه‌ای با سوراخ تزریق لایه‌گستر بدون حضور محرک پلازما و ۳- نیروی حجمی تولیدی توسط محرک پلازما، مدل‌سازی جریان با قرار دادن محرک پلازما در پایین دست سوراخ تزریق خنک‌کننده جهت بررسی خنک‌کاری لایه‌ای صورت گرفته است.

محرک پلازما با نتایج تجربی سینها و همکاران [۱] و نتایج عددی والترز و لیلک [۳] برای سوراخ تزریق دایروی در نسبت دمش ۱ و نسبت چگالی ۲ مطابق شکل ۹ مقایسه شده است. همان‌گونه که مشاهده می‌شود، نتایج عددی حاضر تطابق خیلی خوبی با نتایج عددی والترز و لیلک [۳] دارد که از پژوهشگران صاحب‌نظر در زمینه خنک‌کاری لایه‌ای محسوب می‌شوند. در توضیح اختلاف نتایج عددی حاضر با نتایج تجربی مورد اشاره باید توضیحاتی در خصوص نحوه انتخاب مدل آشفتگی تحقیق حاضر ارائه شود. در انتخاب هر چه مناسب‌تر مدل آشفتگی در شبیه‌سازی‌ها با در نظر گرفتن مواردی مانند هزینه محاسباتی، امکانات سخت‌افزاری موجود و میزان دقت قابل قبول، بکاربردن یکی از مدل‌های دومعادله‌ای رنس^۱ در شبیه‌سازی‌ها ترجیح داده شده است. اما مسأله جدیدی که پس از این انتخاب مطرح می‌باشد، این است که استفاده از کدام یک از انواع گوناگون مدل‌های دومعادله‌ای نتایج مطلوب‌تری را در پی دارد. مطالعه مدل‌های آشفتگی دومعادله‌ای با استفاده از رفتار دیواره پیشرفته در دو نسبت دمش ۰/۵ و ۱ که اطلاعات تجربی و عددی معتبر ([۱] و [۳]) برای آنها موجود بوده، توسط نقاش‌نژاد و همکاران [۴] صورت گرفته است. ایشان دریافتند که در نسبت دمش ۰/۵، مدل $k-\epsilon$ رینولدز پایین در مقایسه با سایر مدل‌ها، از تطابق بهتری با داده‌های تجربی برخوردار است. در نسبت دمش ۱، نتایج تمامی مدل‌های دومعادله‌ای نسبت به حل عددی والترز و لیلک [۳] تطابق بهتری را با نتایج تجربی نسبت به نسبت دمش ۰/۵ از خود نشان می‌دهند ولی تنها مدلی که قادر به آشکارسازی پدیده خیزش و جدایی جت و سپس الحاق مجدد ناشی از نسبت دمش‌های بالا می‌باشد، مدل $RNG k-\epsilon$ است. اما این در حالی است که نتایج این مدل در نسبت دمش ۰/۵ به عنوان اولویت آخر مطرح می‌باشد. برآیند مباحث مطرح، منجر به انتخاب مدل $k-\epsilon$ رینولدز پایین شده است. دلیل اختلاف نتایج عددی حاضر با نتایج تجربی نیز همین می‌باشد و بهترین مدل آشفتگی در بررسی ناشی از نتایج به دست آمده در نسبت دمش‌های مختلف مدنظر قرار گرفته است.

در ادامه مطابق شکل ۱۰، نتایج عددی حاضر برای سوراخ تزریق لایه‌گستر با نتایج تجربی سامویر و همکاران [۶] و نتایج عددی لی و همکاران [۸] از طریق محاسبه کارایی خنک‌کاری لایه‌ای عرضی اعتبارسنجی شده است که نتایج حاکی از دقت مطلوب روش عددی بکار رفته می‌باشد. اعتبارسنجی نیروی حجمی تولیدی توسط محرک پلازما نیز با نتایج عددی سوزن و همکاران برای یک صفحه تخت انجام شده است [۱۲]. بدین منظور در حالتی که ولتاژ ۱۶ کیلوولت به الکتروود تزریق‌کننده اعمال می‌شود، توزیع چگالی بار الکتریکی در شکل ۱۱ با نتایج عددی سوزن و همکاران مقایسه شده، که از تطابق قابل قبولی برخوردار است. مطابق شکل، مقدار چگالی بار الکتریکی در بالای الکتروود پوشیده با ماده دی‌الکتریک به مقدار بیشینه خود می‌رسد و با فاصله گرفتن از سطح مذکور، به تدریج کاهش می‌یابد.

1 Reynolds Averaged Navier Stokes (RANS)

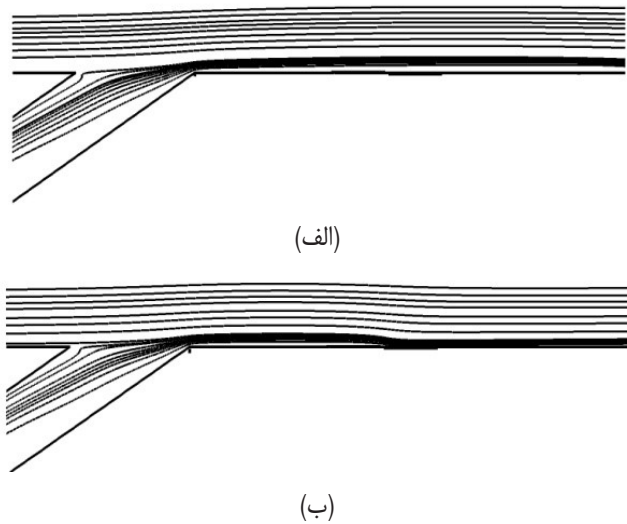


Fig. 12. Stream lines from the injection hole at $M=0.25$, (a) without plasma actuator, (b) with plasma actuator

شکل ۱۲: خطوط جریان در خروجی سوراخ تزریق در نسبت دم‌ش ۰/۲۵، (الف) بدون محرک پلاسما، (ب) با محرک پلاسما

جریان سیال بالای الکتروود، تحت تاثیر نیروی الکتریکی حاصل از اعمال محرک پلاسما شتاب گرفته و این امر سبب افزایش مومنتم جریان می‌شود. لازم به ذکر است که تغییرات میدان جریان و دما در حضور محرک پلاسما از دو مکانیزم تشکیل شده است. مکانیزم اول تولید گردابه‌های ایجاد شده در محیط سیال بر اثر تاثیر محرک پلاسما و مکانیزم دوم، افزایش مومنتم در لایه مرزی هیدرودینامیکی است.

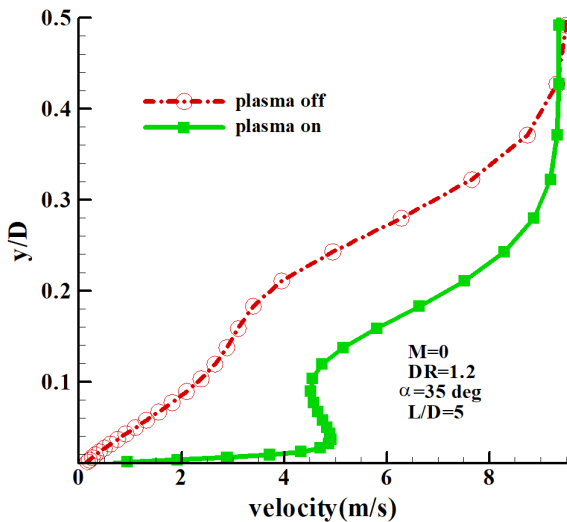
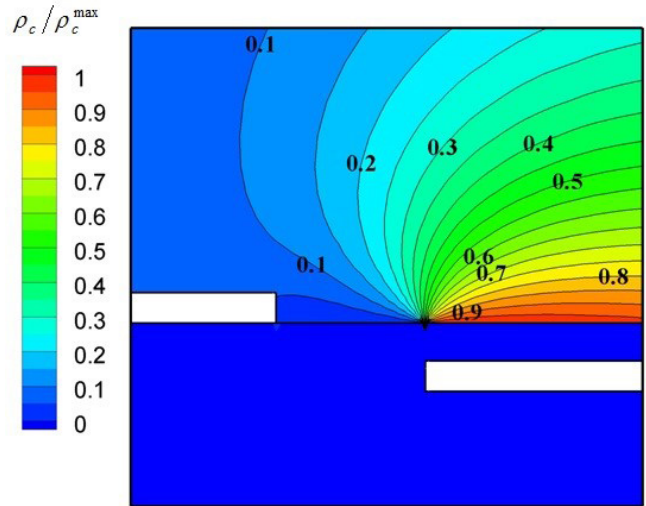


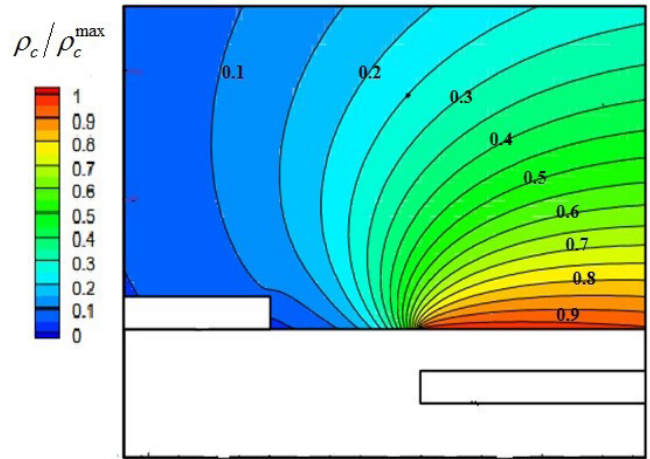
Fig. 13. Velocity profile in the vicinity of embedded electrode at $x=0$, for two states, with and without plasma actuator

شکل ۱۳: پروفیل سرعت جریان عبوری از سطح کانال در مقطع $x=0$ در دو حالت بدون محرک پلاسما و با محرک پلاسما

شکل هندسی سوراخ تزریق، یکی از پارامترهای اصلی تاثیرگذار بر عملکرد خنک‌کاری لایه‌ای می‌باشد. در تحقیق حاضر، دو سوراخ تزریق



(الف)



(ب)

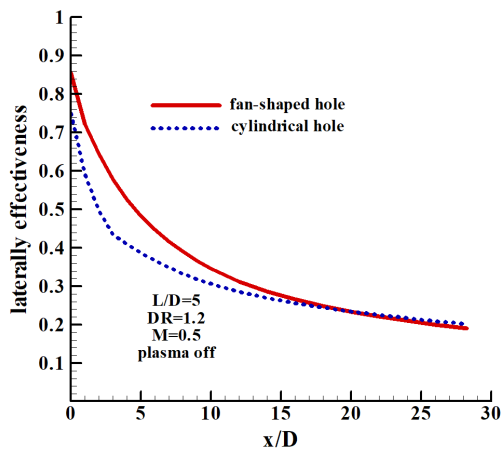
Fig. 11. Charge density distribution, (a) present work, (b) numerical study[12]

شکل ۱۱: توزیع چگالی بار الکتریکی، (الف) تحقیق حاضر، (ب) تحقیق عددی سوزن [۱۲]

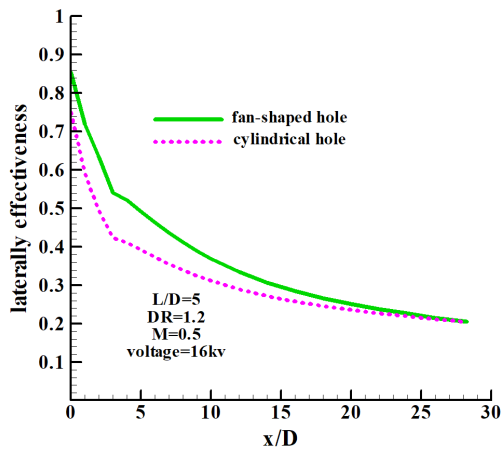
۶- بحث و بررسی نتایج

خطوط میدان جریان هوای خنک تزریق شده در دو حالت در شکل ۱۲ نشان داده شده است.

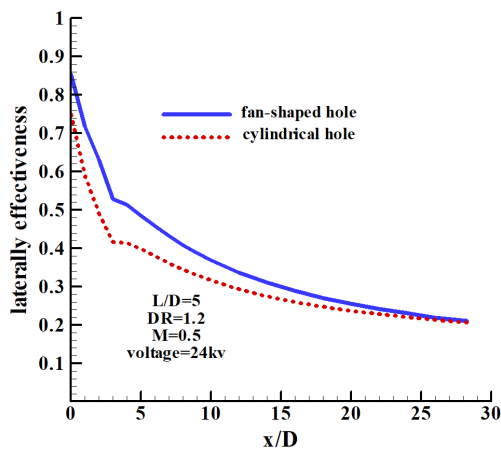
همان‌گونه که مشاهده می‌شود، جریان هوای خنک تزریق شده در پایین دست سوراخ تزریق تحت تاثیر این محرک قرار گرفته و تزریق مومنتم خارجی سبب انحراف جریان خنک‌کننده به سطح صفحه می‌شود که امری مطلوب در خنک‌کاری لایه‌ای می‌باشد. شایان ذکر است که نقطه شروع انحراف جریان هوای خنک و پیوستگی به سطح، بلافاصله پس از محرک پلاسما می‌باشد. به منظور بررسی میزان تاثیرگذاری تزریق مومنتم خارجی به لایه مرزی جریان اصلی در حضور محرک پلاسما، پروفیل سرعت جریان عبوری در مقطعی مشخص از کانال (ابتدای الکتروود پوشیده با ماده دی‌الکتریک در $x=0$) در شکل ۱۳ نشان داده شده است. مطابق شکل،



(الف)



(ب)



(ج)

Fig. 14. Laterally film cooling effectiveness, (a) without plasma actuator, (b) 16 kV and, (c) 24Kv

شکل ۱۴: کارایی خنک‌کاری لایه‌ای عرضی در حالت (الف) بدون محرک پلاسما، (ب) ولتاژ ورودی ۱۶kV و (ج) ولتاژ ورودی ۲۴kV

استوانه‌ای و سوراخ تزریق شکل یافته لایه‌گستر^۱ مقایسه شده‌اند. استفاده از سوراخ لایه‌گستر به دلیل بازشدگی در جهت جانبی باعث پخش‌شدگی بهتر سیال سرد در سطح پره می‌شود. همچنین با افزایش سطح مقطع خروجی سوراخ تزریق، مومنتوم جریان خنک‌کننده در خروجی کاهش یافته و نفوذ سیال سرد به جریان اصلی کمتر می‌شود. در شکل ۱۴ مقایسه راندمان خنک‌کاری لایه‌ای عرضی^۲ برای سوراخ‌های تزریق استوانه‌ای و لایه‌گستر نشان داده شده است.

همان‌گونه که مشاهده می‌شود، استفاده از سوراخ تزریق لایه‌گستر باعث توزیع بیشتر سیال خنک‌کننده و در نتیجه کاهش دمای بیشتر و در نتیجه افزایش کارایی خنک‌کاری لایه‌ای نسبت به سوراخ تزریق استوانه‌ای شده است. در هر دو حالت، کاهش تأثیر خنک‌کاری در پایین‌دست جریان، ناشی از اختلاط جت و جریان اصلی به وضوح دیده می‌شود. همچنین در جدول ۱ متوسط کارایی خنک‌کاری لایه‌ای عرضی در دو هندسه مختلف استوانه‌ای و لایه‌گستر و درصد ارتقای عملکرد با بکارگیری سوراخ شکل‌یافته آورده شده است.

جدول ۱: درصد متوسط کارایی خنک‌کاری لایه‌ای عرضی در دو هندسه سوراخ تزریق استوانه‌ای و لایه‌گستر در حالت‌های بدون محرک پلاسما و با محرک پلاسما (ولتاژهای ورودی ۱۶kV و ۲۴kV)

Table 1. percentage of the average laterally film cooling effectiveness for two different geometries with (16 and 24 kV) and without plasma actuator

نوع هندسه سوراخ تزریق	درصد متوسط کارایی خنک‌کاری لایه‌ای		
	۲۴ kV	۱۶ kV	پلاسما خاموش
استوانه‌ای	۳۴/۸۵	۳۴/۶۵	۳۴/۳۵
لایه‌گستر	۴۰/۷۶	۴۰/۸۳	۳۹/۷۲
درصد افزایش متوسط کارایی خنک‌کاری لایه‌ای با بکارگیری سوراخ تزریق لایه‌گستر			
	۱۶/۹۴	۱۷/۸۵	۱۵/۶۶

در شکل ۱۵ نیز توزیع دمای خنک‌کاری لایه‌ای، برای سوراخ‌های تزریق استوانه‌ای و لایه‌گستر نشان داده شده است که توزیع بیشتر سیال خنک‌کننده در امتداد و عرض کانال را به وضوح نمایش می‌دهد.

تحقیقات نشان داده است که در مسئله خنک‌کاری لایه‌ای، پارامتر نسبت دمش از متغیرهای موثر و مهم بوده و تأثیر زیادی بر عملکرد خنک‌کاری لایه‌ای به جای می‌گذارد، لذا به عنوان یکی از فاکتورهای مورد بررسی انتخاب شده است. اگرچه از نسبت دمش‌های بالاتر از ۱/۵ و ۲ در ادبیات موضوع، استفاده زیادی شده است، اما به دلیل توانایی ناکافی مدل‌های آشفتگی رنس در شبیه‌سازی دقیق پدیده جدایی جریان خنک‌کننده

- 1 Fan-shaped Hole
- 2 Laterally Film Cooling Effectiveness

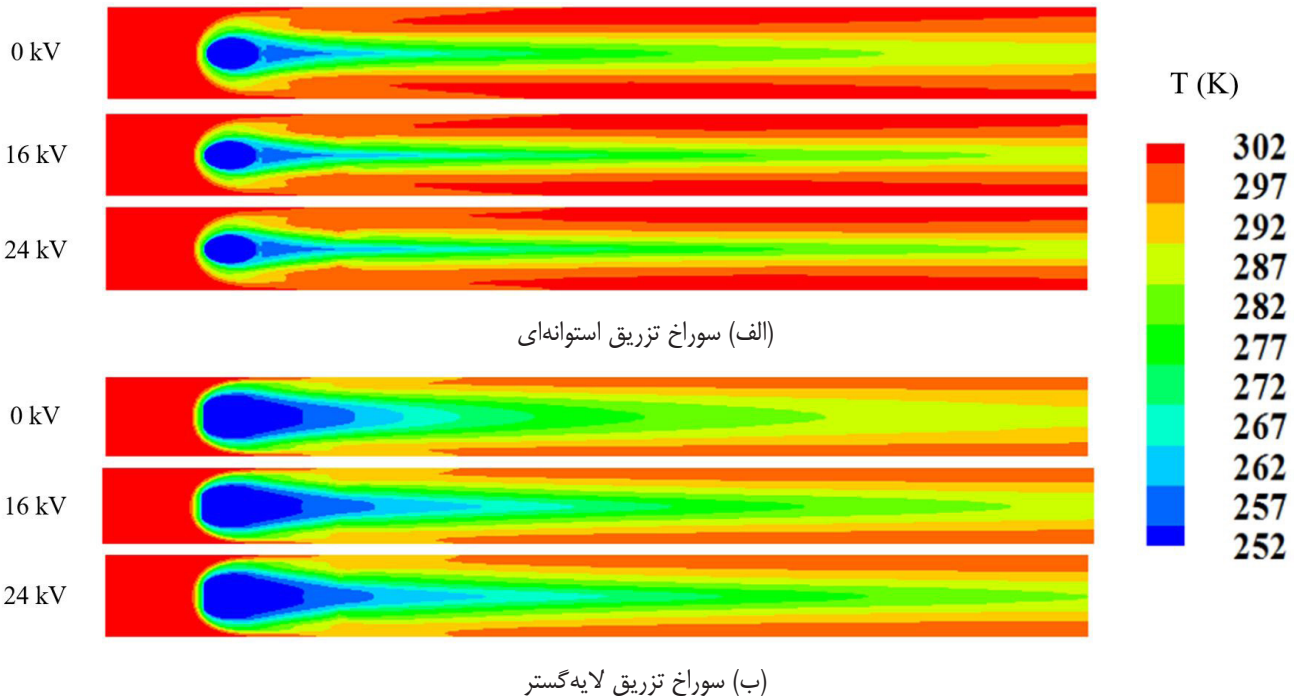


Fig. 15. Temperature distribution of film cooling for (a) cylindrical and (b) fan-shaped hole with and without plasma actuator at $M = 0.5$ and $L/D = 5$
 شکل ۱۵: توزیع دمای خنک‌کاری لایه‌ای در نسبت دم‌ش 0.5 و $L/D=5$ در سوراخ تزریق استوانه‌ای و (ب) لایه‌گستر

یافت. با توجه به موارد مطرح شده، نسبت دم‌ش ۱ به عنوان مقدار بیشینه نسبت دم‌ش در نظر گرفته شده است. تاثیر پارامتر نسبت دم‌ش بر عملکرد خنک‌کاری لایه‌ای مرکزی و عرضی در دو حالت بدون محرک پلاسما و با محرک پلاسما در ولتاژهای ۱۶ و ۲۴ کیلو ولت به ترتیب در شکل ۱۶ و شکل ۱۷ نشان داده شده است. همان‌گونه که در شکل ۱۶ مشاهده می‌شود، در هر سه نسبت دم‌ش 0.25 ، 0.5 و 1 ، حضور محرک پلاسما سبب افزایش کارایی خنک‌کاری لایه‌ای روی خط مرکزی می‌شود. همچنین از شکل ۱۷ می‌توان دریافت که برای تمامی حالت‌ها در فواصل نزدیک به سوراخ تزریق ($x/D \leq 10$)، نسبت دم‌ش بهینه برابر 0.5 است. زیرا در نسبت دم‌ش‌های پایین ($M=0.25$)، جریان جت تزریقی با مقدار دبی جرمی و مومنتم کم از توانایی کافی جهت نفوذ و گسترش بر روی سطح پره برخوردار نمی‌باشد و لذا عملکرد خنک‌کاری لایه‌ای در مقایسه با نسبت دم‌ش‌های متوسط ($M=0.5$) ضعیف‌تر است. در نسبت دم‌ش‌های بالا ($M=1$) نیز، اگرچه میزان هوای خنک‌کاری تزریقی افزایش پیدا می‌کند اما به دلیل مومنتم زیاد، جت تزریقی با ورود به داخل جریان اصلی دچار خیزش شده و توده سیال خنک‌کننده تزریقی از سطح دیواره فاصله می‌گیرد. بنابراین گازهای داغ جریان اصلی با دور زدن جریان جت به زیر جریان سیال خنک‌کننده می‌رود و منجر به افزایش دمای سطح پره می‌شود. بنابراین سیال خنک‌کننده فواصل نزدیک سوراخ را کمتر تحت تاثیر خود قرار می‌دهد. ضمناً با فاصله گرفتن از لبه فرار سوراخ تزریق در راستای طولی، به دلیل اختلاط جریان تزریقی با جریان داغ اصلی و تبادل حرارت مابین دو جریان، از میزان خنک‌کاری لایه‌ای کاسته می‌شود.

از سطح (خیزش جت) و الحاق مجدد، از انتخاب نسبت دم‌ش‌های خیلی بالا پرهیز شده است. علاوه بر این، تزریق جریان سرد به داخل جریان داغ اصلی با هدف محافظت از سطح پره‌ها در مقابل تنش‌های حرارتی، منجر به تلفات آیرودینامیکی نامطلوبی می‌شود. لذا در تمامی فرآیندهای خنک‌کاری تلاش می‌شود با هزینه کمتر یا نسبت دم‌ش‌های پایین‌تر که تلفات آیرودینامیکی کمتری هم در پی دارد، به کارایی بالاتری برای خنک‌کاری لایه‌ای دست

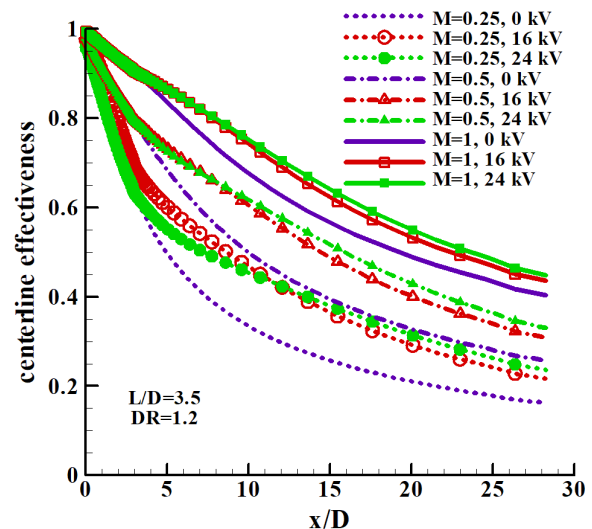


Fig. 16. Effect of the blowing ratio on the centerline film cooling effectiveness for fan-shaped hole, without plasma actuator, 16 and 24 kV

شکل ۱۶: تاثیر نسبت دم‌ش بر کارایی خنک‌کاری لایه‌ای مرکزی سوراخ تزریق لایه‌گستر در حالت‌های بدون محرک پلاسما، ۱۶ و ۲۴ کیلو ولت

در جدول‌های ۲، ۳ و ۴ متوسط درصد خنک‌کاری لایه‌ای مرکزی و عرضی در سه نسبت دمش ۰/۲۵، ۰/۵ و ۱ آورده شده است. همان‌گونه که مشاهده می‌شود، در نسبت دمش ۰/۲۵ کارایی خنک‌کاری لایه‌ای مرکزی در حالت‌های ۱۶ و ۲۴ کیلوولت نسبت به حالت بدون محرک پلاسما به ترتیب ۸/۸ و ۳۰/۳ درصد و کارایی خنک‌کاری لایه‌ای عرضی به ترتیب ۱۱/۳۲ و ۴۳/۴۳ درصد ارتقا یافته‌اند. این درحالی‌است که در نسبت دمش ۰/۵، این افزایش برای کارایی خنک‌کاری مرکزی معادل ۳/۵۶ و ۳/۶۹ درصد و برای کارایی خنک‌کاری عرضی برابر ۳/۷۵ و ۲/۷۴ درصد می‌باشد. از سویی دیگر در نسبت دمش ۱، کارایی خنک‌کاری لایه‌ای مرکزی نسبت به حالت بدون محرک پلاسما برای ولتاژ ورودی ۱۶ کیلوولت ۰/۹۲ درصد و برای ولتاژ ورودی ۲۴ کیلوولت ۱/۰۴ درصد بهبود یافته است. این ارقام برای کارایی خنک‌کاری لایه‌ای عرضی به ترتیب ۰/۵۶ و ۰/۴۲ درصد کاهش را نشان می‌دهد. بنابراین مشاهده می‌شود تاثیر محرک پلاسما در کارایی خنک‌کاری عرضی بیشتر بوده و میزان این بهبود در نسبت دمش‌های پایین، بالاتر است. چنانچه در نسبت دمش ۰/۵ با افزایش ولتاژ، کارایی خنک‌کاری لایه‌ای عرضی را اندکی کاهش می‌دهد و در نسبت دمش ۱ نیز، به طور کلی تاثیر منفی گذاشته و نتیجه معکوس به دنبال دارد.

جدول ۲: تاثیر نسبت دمش بر کارایی خنک‌کاری لایه‌ای مرکزی و عرضی در حالت‌های بدون محرک پلاسما و با محرک پلاسما (ولتاژهای ورودی ۱۶kV و ۲۴kV) در نسبت دمش ۰/۲۵

Table 2. Effect of the blowing ratio on the centerline and laterally film cooling effectiveness with (16 and 24kV) and without plasma actuator, at blowing ratio of 0.25

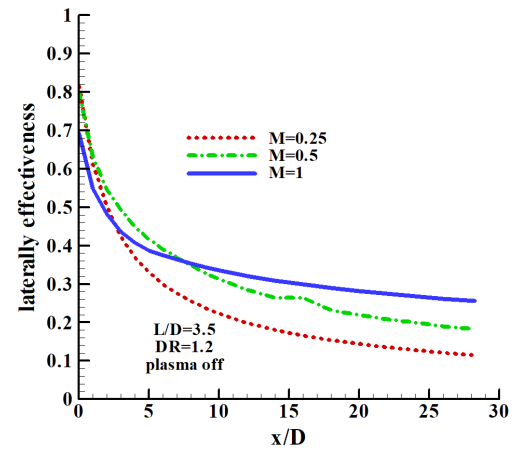
۲۴ kV	۱۶ kV	پلاسما خاموش	$M=0.25$
۸۷/۷۴ %	۷۳/۲۶ %	۶۷/۳۳ %	خنک‌کاری لایه‌ای مرکزی
۴۰/۷۶ %	۳۱/۶۴ %	۲۸/۴۲ %	خنک‌کاری لایه‌ای عرضی

جدول ۳: تاثیر نسبت دمش بر کارایی خنک‌کاری لایه‌ای مرکزی و عرضی در حالت‌های بدون محرک پلاسما و با محرک پلاسما (ولتاژهای ورودی ۱۶kV و ۲۴kV) در نسبت دمش ۰/۵

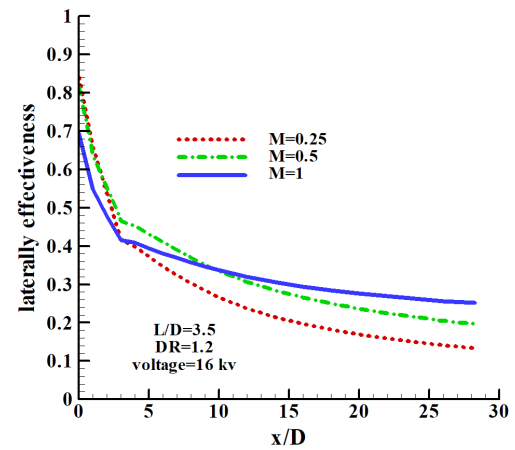
Table 3. Effect of the blowing ratio on the centerline and laterally film cooling effectiveness with (16 and 24kV) and without plasma actuator, at blowing ratio of 0.5

۲۴ kV	۱۶ kV	پلاسما خاموش	$M=0.5$
۸۱/۲۵ %	۸۱/۱۴ %	۷۸/۳۵ %	خنک‌کاری لایه‌ای مرکزی
۳۶/۶۳ %	۳۶/۹۹ %	۳۵/۶۵ %	خنک‌کاری لایه‌ای عرضی

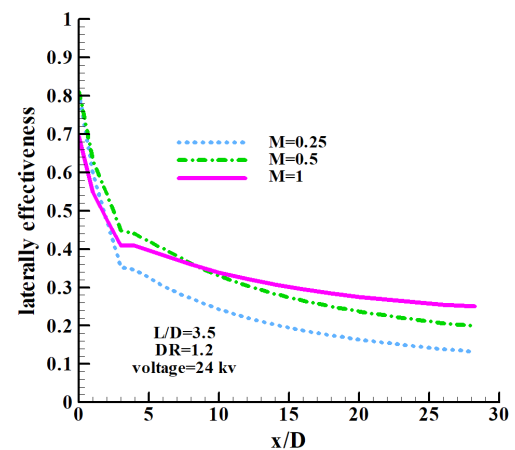
ولتاژ اعمالی به عنوان یکی از پارامترهای الکتریکی موثر بر عملکرد محرک‌های پلاسما می‌باشد که بر میزان تزریق مومنتم در لایه مرزی اثرگذار است. در شکل ۱۸ کارایی خنک‌کاری لایه‌ای تحت تاثیر ولتاژهای مختلف نشان داده شده است. همان‌گونه که مشاهده می‌شود، با افزایش ولتاژ اعمالی، به دلیل یونیزاسیون سیال در داخل لایه مرزی و همچنین



(الف)



(ب)



(ج)

Fig. 17. Effect of the blowing ratio on the laterally film cooling effectiveness for fan-shaped hole, (a) without plasma actuator, (b) 16 kV and, (c) 24 kV

شکل ۱۷: تاثیر نسبت دمش بر کارایی خنک‌کاری لایه‌ای عرضی سوراخ تزریق لایه‌گستر در حالت (الف) بدون محرک پلاسما، (ب) ۱۶ و (ج) ۲۴ کیلوولت

جدول ۴: تاثیر نسبت دمش بر کارایی خنک‌کاری لایه‌ای مرکزی و عرضی در حالت‌های بدون محرک پلاسما و با محرک پلاسما (ولتاژهای ورودی ۱۶kV و ۲۴kV) در نسبت دمش ۱

Table 4. Effect of the blowing ratio on the centerline and laterally film cooling effectiveness with (16 and 24Kv) and without plasma actuator, at blowing ratio of 1

۲۴ kV	۱۶ kV	پلاسما خاموش	M=۱
۹۰/۱۳ %	۹۰/۰۲ %	۸۹/۱۹ %	خنک‌کاری لایه‌ای مرکزی
۳۶/۳۱ %	۳۶/۲۶ %	۳۶/۴۶ %	خنک‌کاری لایه‌ای عرضی

به منظور بررسی تاثیر سرعت جریان سیال ورودی بر روی اثرات محرک پلاسما، شبیه‌سازی‌های عددی برای مقادیر مختلف سرعت ورودی ۴/۵، ۹ و ۴۵ متر بر ثانیه در نسبت دمش ۰/۵ انجام شده و نتایج آن بر کارایی خنک‌کاری لایه‌ای در شکل ۱۹ نشان داده شده است.

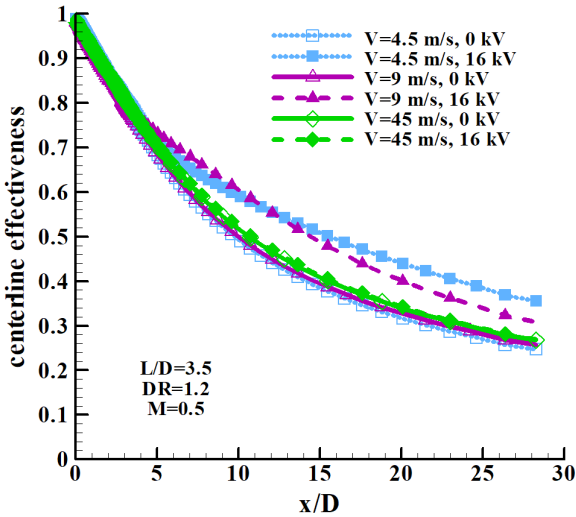
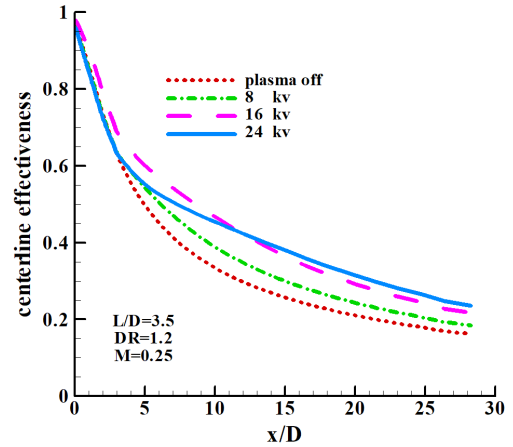


Fig. 19. Effect of the main flow velocity on the plasma actuator performance

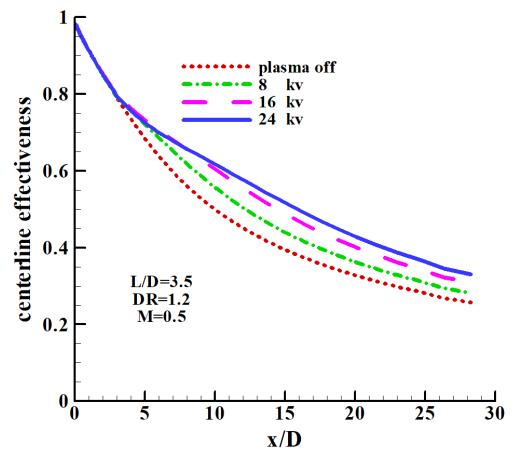
شکل ۱۹: تاثیر سرعت ورودی جریان اصلی بر عملکرد محرک پلاسما

بر اساس نتایج ارائه شده در شکل ۱۹ مشاهده می‌شود که بزرگی نیروی تولیدی محرک پلاسما و اثرگذاری آن بر بهبود کارایی خنک‌کاری لایه‌ای، در سرعت جریان اصلی ۴/۵ متر بر ثانیه بیشترین مقدار را داشته و با افزایش سرعت ورودی، میزان آن به تدریج کاهش می‌یابد. در سرعت ۴/۵ متر بر ثانیه، به دلیل سرعت کم جریان سیال ورودی، قدرت نیروی حجمی تولیدی ناحیه پلاسما توانایی مقابله با جریان داغ اصلی را داشته و ضمن پیوستگی بیشتر سیال خنک‌کننده به سطح دیواره، سبب عدم نفوذ جریان داغ به سطح و در نتیجه بهبود کارایی خنک‌کاری لایه‌ای می‌شود. دلیل دیگر نیز این است که در نسبت دمش متوسط ۰/۵، سرعت جریان خنک‌کننده نیز پایین‌تر می‌باشد و قدرت اختلاط با سیال اصلی کمتر است. اما در ادامه با افزایش بیشتر سرعت، میزان بهبود کارایی خنک‌کاری لایه‌ای سیر نزولی می‌یابد، چنانچه میزان بهبود کارایی در سرعت ۹ متر بر ثانیه کمتر از سرعت ۴/۵ متر بر ثانیه می‌باشد. این سیر نزولی با افزایش بیشتر سرعت، ادامه

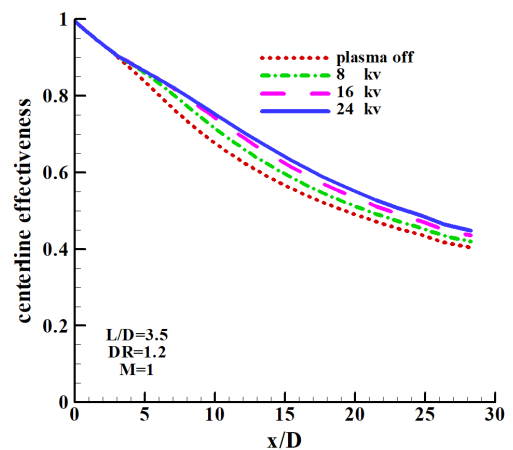
افزایش چسبندگی سیال خنک‌کننده به سطح صفحه، کارایی خنک‌کاری افزایش می‌یابد.



(الف)



(ب)



(ج)

Fig. 18. Effect of the applied voltage on the centerline film cooling effectiveness for fan-shaped hole, at blowing ratio of (a) 0.25, (b) 0.5 and (c) 1

شکل ۱۸: تاثیر ولتاژ ورودی بر کارایی خنک‌کاری لایه‌ای مرکزی سوراخ تزریق لایه‌گستر در سه نسبت دمش (الف) ۰/۲۵، (ب) ۰/۵ و (ج) ۱

P	فشار، N/m^2
Pr	عدد پراتل
Pr_i	عدد پراتل آشفستگی
T	دما، K
u	سرعت، m/s

علامت یونانی

α	زاویه شیب در راستای جریان اصلی، deg
ε	نرخ اضمحلال انرژی جنبشی آشفستگی، m^2/s^3
ε_0	نفوذپذیری سطح آزاد
ε_r	نفوذپذیری محیط مورد نظر
η	کارایی خنک کاری لایه‌ای
η	متوسط کارایی خنک کاری لایه‌ای
ν	لزجت سینماتیکی، m^2/s
ρ	چگالی، kg/m^3

زیرنویس

aw	دیواره آدیاباتیک
m	جریان اصلی

بالانویس

-	مقدار متوسط
---	-------------

می‌یابد به نحوی که در سرعت ۴۵ متر بر ثانیه تاثیر محرک پلاسما به حدی ناچیز می‌شود که عملاً وجود آن اثری بر میدان جریان ندارد. در نتیجه حضور و عدم حضور محرک پلاسما در سرعت‌های بالاتر تاثیری بر کارایی خنک کاری لایه‌ای ندارد.

۷- نتیجه‌گیری

هدف اصلی مطالعه حاضر، بررسی تاثیر محرک پلاسما بر میدان جریان و دما و در نتیجه کارایی خنک کاری لایه‌ای سوراخ تزریق لایه‌گستر می‌باشد. ابتدا با محاسبه راندمان خنک کاری لایه‌ای عرضی، مقایسه دو سوراخ تزریق استوانه‌ای و لایه‌گستر انجام شده است. نتایج حاکی از آن است که راندمان سوراخ لایه‌گستر بیشتر از سوراخ استوانه‌ای می‌باشد، زیرا گسترش سوراخ تزریق در راستای جانبی باعث انتشار بیشتر سیال خنک‌کننده در سطح پره می‌شود. همچنین با بررسی تاثیر پارامتر نسبت دمش مشاهده گردید که بهبود کارایی خنک کاری لایه‌ای با بکارگیری محرک پلاسما در نسبت دمش‌های پایین‌تر (۰/۲۵ و ۰/۵) رخ می‌دهد و با افزایش نسبت دمش به مقدار ۱، به دلیل افزایش سرعت جریان هوای خنک و بهبود کارایی خنک کاری لایه‌ای، میزان اثرگذاری محرک پلاسما بر آن کاهش می‌یابد. از سویی دیگر با افزایش ولتاژ ورودی، میزان نیروی اعمالی توسط محرک پلاسما افزایش یافته و در نتیجه خنک کاری لایه‌ای بهبود بیشتری می‌یابد. همچنین مشاهده شده است که محرک پلاسما در سرعت‌های ورودی پایین‌تر جریان اصلی عملکرد بهتری دارد. به طور کلی حالت‌های بهینه برای، در نسبت چگالی ۱/۲، نسبت طول به قطر سوراخ تزریق ۳/۵، ولتاژ اعمالی ۲۴ کیلوولت، نسبت دمش‌های پایین‌تر از ۰/۵ و سرعت ورودی کمتر حاصل می‌شود.

فهرست علائم

C_{e1}	ثابت مدل آشفستگی
C_{e2}	ثابت مدل آشفستگی
D	قطر سوراخ تزریق، m
DR	نسبت دمش
e	بار الکتریکی اولیه
E	بردار میدان الکتریکی، V/m
f_1	ثابت مدل آشفستگی
f_2	ثابت مدل آشفستگی
f_b	نیروی حجمی در واحد حجم، N/m^3
K	انرژی جنبشی آشفستگی، m^2/s^2
L/D	نسبت طول به قطر سوراخ تزریق
M	نسبت دمش
n_0	چگالی پلاسما زمین

- [1] A.K. Sinha, D.G. Bogard, M.E. Crawford, Film-cooling effectiveness ownstream of a single row of holes with variable density ratio, *Journal of Turbomachinery, ASME*, 113(3) (1991) 442-449.
- [2] J.R. Pietrzyk, D.G. Bogard, M.E. Crawford, Hydrodynamic measurements of jets in crossflow for gas turbine film cooling applications, *Journal of Turbomachinery, ASME*, 111(2) (1989) 139-145.
- [3] D.K. Walters, J.H. Leylek, Impact of film-cooling jets on turbine aerodynamic Losses, *Journal of Turbomachinery, ASME*, 122(3) (2000) 537-545.
- [4] M. Naghashnejad, N. Amanifard, H.M. Deylami, A predictive model based on a 3-d computational approach for film cooling effectiveness over a flat plate using gmdh-type neural networks, *Journal of Heat and mass transfer*, 50(1) (2014) 139-149.
- [5] D.G. Hyams, J.H. Leylek, A detailed analysis of film cooling physics: part III—streamwise injection with shaped holes, *Journal of Turbomachinery*, 122(1) (2000) 122–132.

- [19] Ch.Ch. Wang, S. Roy, Physics based analysis of horseshoe plasma actuator for improving film cooling effectiveness", 47th *AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit*, Orlando, Florida., (2010).
- [20] J.L. Yu, L.M. He, Y.F. Zhu, W. Ding, Y.Q. Wang, Numerical simulation of the effect of plasma aerodynamic actuation on improving film hole cooling performance, *Journal of Heat Mass Transfer*, 49(6) (2013) 897-906.
- [21] B.E. Launder, B.I. Sharma, Application of the energy-dissipation model of turbulence to the calculation of flow near a spinning disc, *Letters in Heat and Mass Transfer*, 1(2) (1974) 131-138.
- [22] S.M. Kim, K.D. Lee, K.Y. Kim, A comparative analysis of various shaped film-cooling holes, *Journal of Heat Mass Transfer*, 48(11) (2012) 1929-1939.
- [23] P. Dai, F. Lin, Numerical study on film cooling effectiveness from shaped and crescent holes, *Journal of Heat Mass Transfer*, 47(2) (2011) 147-154.
- [24] J.R. Roth, D.M. Sherman, S. Wilkinson, Electrohydrodynamic Flow Control with a GlowDischarge Surface Plasma, *AIAA Journal*, 38(7) (2000) 1166-1172
- [25] C.L. Enloe, T.E. McLaughlin, R.D. VanDyken, K.D. Kachner, E.J. Jumper, T.C. Corke, M. Post, O. Haddad, Mechanisms and responses of a single dielectric barrier plasma actuator: geometric effects, *AIAA Journal*, 42(3) (2004) 595-604.
- [26] Salmasi, A. Shadaram, M. Mirzaei, A. ShamsTaleghani, Numerical and experimental investigation on the effect of a plasma actuator on NLF0414 airfoils efficiency after the stall, *Journal of Tarbiat Modarres*, 12(6) (2013) 104-116 (In Persian).
- [27] Y.B. Suzen, P.G. Huang, D.E. Ashpis, Numerical simulations of flow separation control in low pressure turbines using plasma actuators, 45th *AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit*, Reno, Nevada, (2007).
- [28] D.M. Orlov, *Modelling and simulation of single dielectric barrier discharge plasma actuators*, Doctor of Philosophy thesis, Aerospace and Mechanical Engineering, Notre Dame, Indiana, (2006).
- [29] J.D. Jacob, K. Ramakumar, R. Anthony, R.B. Rivir, Control of Laminar and Turbulent Shear Flows Using Plasma Actuators, *Fourth International Symposium on Turbulence and Shear Flow Phenomena*, TSFP-4, Williamsburg, VA, (2005).
- [30] D. Greenblatt, R. Lautman, Inboard/outboard plasma actuation on a vertical-axis wind turbine, Original Research Article, *Renewable Energy*, 83 (2015) 1147-1156.
- [6] C. Saumweber, A. Schulz, Effect of geometry variations on the cooling performance of fan-shaped cooling holes, *Journal of Turbomachinery*, 134(6) (2012).
- [7] C. Saumweber, A. Schulz, Comparison of the cooling performance of cylindrical and fan-shaped cooling holes with special emphasis on the effect of internal coolant crossflow, *ASME Paper GT2008-51036*, (2008).
- [8] K.D. Lee, K.Y. Kim, Shape optimization of a fanshaped hole to enhance film-cooling effectiveness, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 53(15-16) (2010) 2996-3005.
- [9] M.A.H. Abdelmohimen, Improving film cooling from compound angle holes by adding secondary holes branched out from the main holes, *Journal of Heat Mass Transfer*, 53(5) (2017) 1805-1815.
- [10] A.E. Bergles, *Techniques to enhance heat transfer*, in handbook of heat transfer, 3: 11.11-11.76 (1998).
- [11] T.C. Corke, M.L. Post, D.M. Orlov, Single dielectric barrier discharge plasma enhanced aerodynamics: physics, modeling and applications, Review Article: *Journal of Propulsion and Power*, 24(5) (2008) 935-945.
- [12] Y.B. Suzen, P.G. Huang, J.D. Jacob, D.E. Ashpis, Numerical simulation of plasma based flow control applications, 35th *Fluid Dynamics Conference and Exhibit*, Totonto, Ontario, (2005).
- [13] B. Jayaraman, Y. Cho, W. Shyy, Modeling of dielectric barrier discharge plasma actuator, 38th *AIAA Plasma dynamics and Lasers Conference*, Miami FL, *AIAA 2007-4531*, (2007).
- [14] B. Jayaraman, W. Shyy, Modeling of dielectric barrier discharge-induced fluid dynamics and heat transfer, *Journal of Progress in Aerospace Sciences*, 44(3) (2007) 139-191.
- [15] M. Malik, L. Weinstein, M. Hussani, Ion wind drag reduction, *AIAA 21st Aerospace Sciences Meeting & Exhibit*, Hampton, VA *AIAA 1983-0231*, (1983).
- [16] A. ShamsTaleghani, A. Shadaram, M. Mirzaei, Experimental investigation of geometric and electrical characteristics by measurements of the induced flow, *Modares Mechanical Engineering*, 12(5) (2012) 132-145 (In Persian).
- [17] A. Rafi, N. Amanifard, H.M. Deylami, F. Dolati, Numerical investigation of the plasma actuator effects on the flow field and heat transfer coefficient in a flat channel, *Modares Mechanical Engineering*, 15(6) (2015) 23-30, 2 (In Persian).
- [18] Ch.Ch. Wang, S. Roy, Active cooling of turbine blades using horse-shoe plasma actuator, 47th *AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit*, Orlando, Florida, (2009).

with respect to thermal stress, Original Research Article, *Surface and Coatings Technology*, In Press, Accepted Manuscript, Available online 7, 315 (2017) 105-111.

[31] J.G. Lim, S. Seo, J.M. Koo, Ch.S. Seok, J.B. Choi, M.K. Kim, Parametric study for optimal design of an air plasma sprayed thermal barrier coating system

برای ارجاع به این مقاله از عبارت زیر استفاده کنید:

Please cite this article using:

S. Dolati, N. Amanifard, H. Mohaddes Deylami, Numerical Investigation of the Effect of Plasma Actuator on the Film Cooling Effectiveness by Fan-Shaped Hole, *Amirkabir J. Mech. Eng.*, 50(6) (2018) 1213-1228.
DOI: 10.22060/mej.2017.12242.5287



