



مدل سازی و تحلیل عملکرد یک سیستم تولید توان ترکیبی مجهز به سه مولد انرژی الکتریکی

جاماسب پیرکندی^۱، مصطفی محمودی، شهرام خداپرست

مجتمع دانشگاهی هوافضا، دانشگاه صنعتی مالک اشتر، تهران، ایران

تاریخچه داوری:

دریافت: ۱ خرداد ۱۳۹۴
بازنگری: ۱۷ مهر ۱۳۹۴
پذیرش: ۱۲ دی ۱۳۹۴
ارائه آنلاین: ۱۹ آبان ۱۳۹۵

کلمات کلیدی:

پیل سوختی اکسید جامد
توربین گاز
موتور استرلینگ
تحلیل ترمودینامیکی

چکیده: هدف از ارائه این مقاله مدل سازی ترمودینامیکی یک سیستم تولید توان سه گانه جهت تأمین توان الکتریکی می باشد. سیستم هیبریدی جدید شامل یک سیکل توربین گاز مجهز به پیل سوختی اکسید جامد می باشد که با یک موتور استرلینگ ترکیب شده است. برای تمام اجزای سیکل مورد نظر یک تحلیل ترمودینامیکی و برای پیل سوختی به کاررفته در آن یک تحلیل الکتروشیمیایی و حرارتی مجزا نیز انجام شده است. در ادامه با مطالعه پارامتری سیستم هیبریدی اشاره شده، تأثیر نسبت فشار کمپرسور، دمای گازهای ورودی به توربین، نوع سیال مورد استفاده در موتور استرلینگ و تعداد سلول های به کاررفته در پیل سوختی بر روی بازده و توان تولیدی سیستم هیبریدی بررسی شده است. نتایج نشانگر افزایش بازده الکتریکی سیستم هیبریدی جدید با افزایش نسبت فشار کمپرسور و دمای گازهای ورودی به توربین تا حدود ۸۱ درصد می باشد. همچنین در صورت استفاده از هلیوم در موتور استرلینگ وزن سیستم کاهش و بازده آن ۱۵ درصد افزایش می یابد. از طرف دیگر نتایج نشان می دهد که افزایش تعداد سلول های توده پیل سوختی سبب افزایش توان الکتریکی و راندمان کلی سیستم هیبریدی خواهد شد.

۱- مقدمه

بحران انرژی در دنیا پژوهشگران را بر آن داشته تا در جهت صرفه جویی در مصرف انرژی، اقدامات چشمگیری به عمل آورند. در این راستا توجهات لازم و کوشش های جدی در مسیر بهینه سازی دستگاه های تولید و مصرف کننده انرژی انجام شده است. با توجه به روند رو به رشد مصرف انرژی در جهان استفاده از روش ها و سیستم های جدید تولید انرژی با بازدهی بالا و آلایندهی کم تر در اولویت قرار گرفته است. امروزه با گسترش سیستم های مختلف تولید انرژی، روش های گوناگونی مانند استفاده از انرژی خورشیدی، انرژی باد، پیل های سوختی، میکروتوربین ها، دیزل ژنراتورها و موتورهای استرلینگ مورد توجه قرار گرفته اند که هر کدام از این روش ها دارای مزایا و معایب مخصوص به خود می باشد. داشتن یک سیستم تولید انرژی قابل اعتماد، کم هزینه و همیشه در دسترس استفاده از پیل های سوختی را به عنوان یک کاندیدای مهم معرفی کرده است. پیل های سوختی یک مبدل انرژی شیمیایی به انرژی الکتریکی هستند که امروزه به عنوان یک فناوری جدید در تولید انرژی محسوب می شوند. در میان پیل های سوختی، پیل سوختی اکسید جامد به دلیل دمای بالای گازهای خروجی (۷۰۰ الی ۱۰۰۰ درجه سلسیوس) پتانسیل بسیار خوبی برای استفاده در سیستم های ترکیبی را داراست [۱]. از سوی دیگر افزایش قیمت انرژی و آلودگی های زیست محیطی و صوتی در جهان باعث شده است تا تحقیقات بر روی دیگر موتورهای جدید با جدیت بیشتری صورت گیرد. انتظارات از ایده های جدید شامل راندمان مناسب،

آلودگی کم و اقتصادی بودن است. موتور استرلینگ از جمله ایده هایی است که در سال های اخیر علاقه مندان زیادی را به خود جلب کرده است. به لحاظ فیزیکی، موتور استرلینگ یک موتور احتراقی خارجی است و نسبت به موتور بنزینی و دیزلی کارایی بیشتری داشته و می تواند از هر نوع منبع حرارتی خارجی (انرژی خورشیدی، پسماند حرارتی سیستم های تولید توان و موارد دیگر) برای تولید انرژی مکانیکی استفاده کند [۲]. موتورهای استرلینگ در حالت ایده آل از دو فرآیند حجم ثابت و دو فرآیند دما ثابت تشکیل شده است. گازهایی که درون موتور استرلینگ مورد استفاده قرار می گیرند هرگز از موتور خارج نشده و در چنین موتورهایی به هیچ عنوان احتراقی صورت نمی گیرد. از سوی دیگر در این نوع موتورها هیچ گاز خروجی وجود نداشته و صدای انفجاری نیز شنیده نمی شود و به همین دلیل چنین موتورهایی فاقد صدا می باشند [۳].

در سیستم هیبریدی جدید معرفی شده در این تحقیق، از انرژی گازهای خروجی توربین به عنوان منبع گرمایی برای موتور استرلینگ استفاده شده است. سیستم هیبریدی معرفی شده ترکیبی از توربین گاز، پیل سوختی اکسید جامد و موتور استرلینگ می باشد. سیستم معرفی شده یک سیستم جدید بوده و برای اولین بار مورد تحلیل و بررسی قرار گرفته است. هدف عمده این سیستم کاهش تلفات حرارتی و افزایش توان الکتریکی تولیدی می باشد. بررسی ها نشان می دهد که بیشتر تحقیقات انجام شده در زمینه سیستم های هیبریدی در مورد ترکیبات دوگانه توربین گاز و پیل سوختی و همچنین پیل سوختی و موتور استرلینگ انجام شده و ترکیب سه گانه کم تر مورد توجه

گاز، پیل سوختی و موتور استرلینگ می‌باشد. در این مقاله، ابتدا یک سیستم هیبریدی جدید معرفی شده و سپس برای تمام اجزای سیکل مورد نظر یک تحلیل ترمودینامیکی و برای پیل سوختی به‌کاررفته در آن یک تحلیل الکتروشیمیایی و حرارتی مجزا و کامل صورت گرفته است. در این تحقیق محاسبات موتور استرلینگ با فرض اشمیت انجام شده که بازده حاصل از این روش به بازده موتور کارنو نزدیک است. در ادامه، با مطالعه پارامتری سیستم هیبریدی اشاره شده، تأثیر نسبت فشار کمپرسور، دمای گازهای ورودی به توربین، نوع سیال مورد استفاده در موتور استرلینگ و تعداد سلول‌های به‌کاررفته در پیل بر روی بازده الکتریکی و توان تولیدی در سیستم هیبریدی بررسی شده است.

۲- ترکیب‌بندی سیستم هیبریدی

ترکیب سیستم هیبریدی که در این تحقیق مطالعه شده در شکل ۱ نشان داده شده است. سیستم پیشنهادی شامل یک توده پیل سوختی اکسید جامد، محفظه احتراق، توربین گاز، موتور استرلینگ، کمپرسور هوا، شیر فشارشکن، مخزن سوخت و پنج بازیاب است. سوخت به‌کاررفته در سیستم هیدروژن بوده و ترکیب هوای به‌کاررفته نیز شامل ۲۱ درصد اکسیژن و ۷۹ درصد نیتروژن در نظر گرفته شده است.

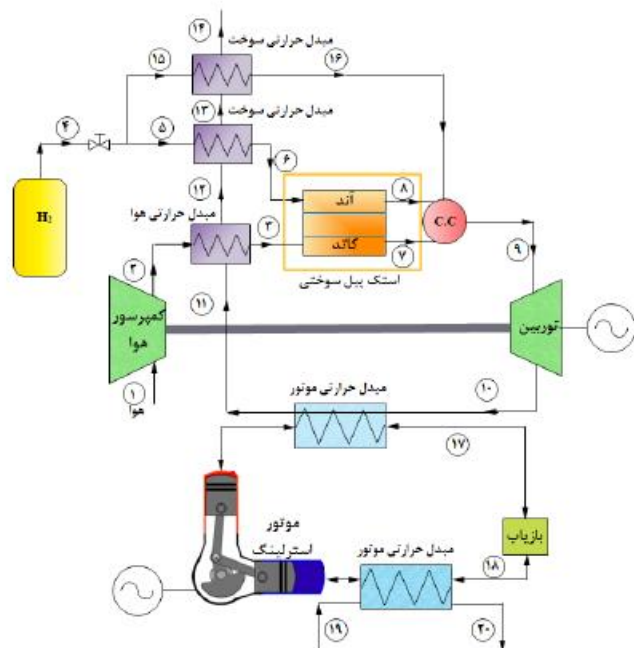


Fig. 1. Schematic of hybrid system

شکل ۱: ترکیب‌بندی سیستم هیبریدی پیشنهادی

هوای به‌کاررفته در سیستم ابتدا به وسیله کمپرسور هوا متراکم شده و در ادامه مسیر با عبور از بازیاب حرارتی، با دمای بالا وارد بخش کاتد پیل سوختی می‌شود. از سوی دیگر در این سیستم یک مخزن حاوی گاز هیدروژن تحت فشار قرار دارد. هیدروژن با گذشتن از یک شیر فشارشکن وارد بازیاب حرارتی شده و پس از گرم شدن وارد بخش آند پیل سوختی

بوده است.

پولیکاس و همکاران به معرفی تکنولوژی جدید توربین گاز و کاربردهای آن در آینده سیستم‌های انرژی پرداختند. آنها در ابتدا اهمیت سیستم‌های هیبریدی را بیان کرده و سپس سیستم‌های جدید را معرفی کردند. آنها در این تحقیق درباره ترکیب توربین گاز و موتور دیزل، ترکیب توربین گاز و موتور استرلینگ و ترکیب توربین گاز و پیل سوختی توضیحات مناسبی ارائه داده و طرح‌های مختلفی از آنها ارائه کردند [۴]. کارلوس و همکاران تحلیل ترمودینامیکی و ترموآکونومیکی یک سیستم هیبریدی پیل سوختی اکسید جامد و موتور استرلینگ را جهت کاربرد در یک نیروگاه تولید توان مورد بررسی قرار دادند. در سیستم هیبریدی معرفی شده گازهای خروجی از پیل سوختی وارد محفظه پس‌سوز شده و پس از انجام واکنش‌های شیمیایی به سمت موتور استرلینگ حرکت کرده و گرمای لازم برای کارکرد موتور را فراهم می‌کنند. آنها در این تحقیق برای پیل سوختی محاسبات کامل الکتروشیمیایی، حرارتی و ترمودینامیکی را انجام داده و سپس گرمای تولیدی توسط پیل را محاسبه کردند. آنها در این تحقیق از سه سوخت گاز طبیعی، آمونیاک و متانول در تحلیل سیستم هیبریدی استفاده کردند. نتایج نشان‌دهنده این مساله بود که در صورت استفاده از گاز طبیعی، سیستم هیبریدی دارای راندمان بالاتری بوده و مقدار آن تا حدود ۵۹/۱ درصد پیش‌بینی می‌شود [۵]. چن و همکاران عملکرد یک سیستم هیبرید پیل سوختی و موتور استرلینگ را مورد بررسی قرار دادند. آنها در این تحقیق ابتدا یک تحلیل ترمودینامیکی برای تمام اجزای سیستم و یک تحلیل الکتروشیمیایی مجزا برای پیل سوختی اکسید جامد انجام دادند. هدف عمده آنها در این تحقیق بهینه‌سازی سیستم هیبریدی از دیدگاه نرخ بازگشت‌ناپذیری در سیستم بود. آنها همچنین تأثیر چگالی جریان، دما و فشار کاری پیل را بر روی بازده و توان تولیدی سیستم هیبریدی بررسی کردند. نتایج آنها بیانگر این مساله بود که با افزایش چگالی جریان و افزایش دمای کاری پیل، بازده و توان تولیدی سیستم هیبریدی افزایش یافته و به مقدار ۸۸ درصد خواهد رسید [۶]. مسعود رکنی یک سیستم هیبریدی پیل سوختی اکسید جامد و موتور استرلینگ را با استفاده از سوخت زیست‌توده و با کاربرد در سیستم تولید همزمان مورد تحلیل و بررسی قرار داد. در این تحقیق ابتدا محاسبات کامل شیمیایی برای تبخیر و تبدیل گازهای حاصل از سوختن چوب به متان انجام گرفته و در ادامه محاسبات کامل الکتروشیمیایی و حرارتی برای پیل سوختی و محاسبات ترمودینامیکی برای موتور استرلینگ صورت گرفت. نتایج بدست آمده نشان داد که بازده حرارتی و الکتریکی سیستم هیبریدی اشاره شده به مقدار ۴۲/۴ درصد و ۶۵ درصد افزایش یافته است. لازم به ذکر است که سیستم هیبریدی مورد نظر قادر به تامین ۱۲۰ کیلووات انرژی الکتریکی بود [۷]. بررسی تحقیقات انجام شده در این زمینه نشان داد که تحلیل سیستم‌های هیبریدی سه‌گانه کم‌تر مورد توجه بوده و بیشتر تحقیقات در مورد سیستم‌های دوگانه صورت گرفته است. هدف عمده این تحقیق بررسی یک سیستم هیبریدی سه‌گانه توربین

فشار کاری کمپرسور، دمای گازهای ورودی به توربین، تعداد سلول‌های پیل سوختی و نوع سیال مورد استفاده در موتور استرلینگ مورد تحلیل و بررسی قرار گرفته است.

۴-۱- پیل سوختی

حل کلی معادلات بقای جرم و انرژی پیل سوختی نیاز به ارزیابی ولتاژ و جریان تولید شده در آن دارد. ولتاژ برگشت‌پذیر پیل سوختی توسط معادله نرنست و به شکل زیر تعریف می‌شود [۸].

$$E = E^{\circ} + \frac{R_u T}{n_e F} \ln \left(\frac{P_{H_2} P_{O_2}^{1/2}}{P_{H_2O}} \right) \quad (1)$$

در رابطه بالا، E° ولتاژ پیل سوختی در شرایط استاندارد، R_u ثابت عمومی گازها و T دمای توده پیل می‌باشد. برای محاسبه ولتاژ واقعی پیل، باید افت‌های مربوط به پیل (اضافه ولتاژ پیل) که شامل افت ولتاژ ناحیه فعال‌سازی V_{act} ، افت ولتاژ ناحیه اهمیک V_{ohm} و افت ولتاژ ناحیه غلظت V_{con} هستند محاسبه شده در نهایت از رابطه زیر مقدار ولتاژ واقعی آن V_{cell} بدست می‌آید [۸].

$$V_{cell} = E - (V_{act} + V_{ohm} + V_{con}) = E - \Delta V_{loss} \quad (2)$$

مقدار افت مربوط به فعال‌سازی شامل افت‌های مربوط به راه‌اندازی پیل و همچنین غلبه بر واکنش‌های الکتروشیمیایی می‌باشد. مقدار این افت برابر مجموع اضافه ولتاژ فعال‌سازی آند و کاتد در پیل سوختی بوده و بر اساس رابطه باتلر ولمر روابط زیر بدست خواهد آمد [۸].

$$V_{act} = V_{act,an} + V_{act,ca} \quad (3)$$

$$V_{act} = \frac{2R_u T}{n_e F} \sinh^{-1} \left(\frac{i}{2i_0} \right) \quad (4)$$

در رابطه (۴) i_0 و i به ترتیب برابر چگالی جریان و چگالی جریان تعادلی می‌باشد. محاسبه مقدار چگالی جریان تعادلی به صورت دقیق بسیار پیچیده می‌باشد. برای پیل سوختی اکسید جامد از دو رابطه نیمه تجربی زیر برای محاسبه آن استفاده می‌شود [۸].

$$i_{0,an} = \gamma_{an} \left(\frac{P_{H_2}}{P_{ref}} \right) \left(\frac{P_{H_2O}}{P_{ref}} \right) \exp \left(- \frac{E_{act,an}}{R_u T} \right) \quad (5)$$

$$i_{0,ca} = \gamma_{ca} \left(\frac{P_{O_2}}{P_{ref}} \right)^{0.25} \exp \left(- \frac{E_{act,ca}}{R_u T} \right) \quad (6)$$

در معادلات (۵) و (۶) γ به جنس الکتروود آند و کاتد بستگی داشته و E نیز مقدار انرژی فعال‌سازی می‌باشد. برای پیل سوختی اکسیدجامد به کاررفته در این تحقیق از مقادیر آورده شده در جدول ۱ استفاده شده است [۸].

می‌شود. پس از انجام واکنش‌های الکتروشیمیایی در پیل سوختی هوا و سوخت باقیمانده در ادامه وارد محفظه احتراق می‌شود. واکنش هیدروژن و اکسیژن در پیل توان الکتریکی قابل ملاحظه‌ای تولید می‌کند که باعث افزایش بازده سیستم هیبریدی خواهد شد. در محفظه احتراق برای بالا بردن دمای محصولات احتراق از یک جریان جداگانه سوخت استفاده می‌شود. پس از انجام واکنش در محفظه احتراق، محصولات خروجی با دمای بالا وارد توربین شده و در اثر انبساط کار مکانیکی تولید می‌کنند. گازهای داغ پس از خروج از توربین و در ادامه مسیر خود وارد بازیاب حرارتی موتور استرلینگ شده و گرمای لازم برای کارکرد موتور را فراهم می‌کنند. موتور استرلینگ دریافت گرما شروع به کار کرده و توان الکتریکی تولید می‌کند که این مساله باعث افزایش بازده سیستم هیبریدی خواهد شد. در ادامه گازهای خروجی از بازیاب موتور استرلینگ وارد سه بازیاب حرارتی معرفی شده می‌شوند. در سیستم هیبریدی پیشنهادی هر سه بخش پیل سوختی، توربین گاز و موتور استرلینگ به صورت مجزا توان الکتریکی تولید می‌کنند که این مساله باعث افزایش بازده الکتریکی و توان تولیدی سیستم خواهد شد.

۳- فرضیات

فرضیات حاکم در تحلیل سیستم پیشنهادی عبارتند از:

- جریان سیال در کلیه اجزای سیکل پایدار فرض شده است.
- رفتار تمام گازها ایده‌آل فرض شده است.
- از اثرات مربوط به خنک‌کاری کمپرسور صرف‌نظر شده است.
- سوخت مورد مصرف در سیستم هیبریدی و سیال عامل مورد استفاده در موتور استرلینگ هیدروژن فرض شده است.
- از نشتی گاز داخل سیستم به بیرون صرف‌نظر شده است.
- ولتاژ در زیر توده‌های پیل سوختی ثابت فرض شده است.
- فرایندهای تراکم و انبساط در موتور استرلینگ دما ثابت فرض شده است.
- از افت‌های مربوط به بازیاب موتور استرلینگ صرف‌نظر شده است.
- موتور استفاده شده در این سیستم، موتور استرلینگ نوع آلفا می‌باشد.
- در این تحقیق محاسبات موتور استرلینگ با فرض اشمیت انجام شده است.

۴- معادلات حاکم

در این بخش ابتدا با استفاده از روابط موجود عملکرد تمامی اجزای به‌کاررفته در سیستم پیشنهادی معرفی شده و سپس سیکل هیبریدی به صورت مجزا و تحت شرایط پایدار مورد تحلیل و بررسی قرار گرفته است. جهت این کار یک برنامه رایانه‌ای در نرم‌افزار ای.ای.اس^۱ نوشته شده و سپس عملکرد ترمودینامیکی سیستم با تغییر چند پارامتر موثر مانند نسبت

1 Engineering Equation Solver (EES)

مربوط به غلظت در چگالی جریان‌های بالا اهمیت پیدا می‌کند. مقدار این افت با استفاده از روابط (۱۱) تا (۱۳) بدست خواهد آمد [۸].

$$V_{conc} = V_{conc}^{an} + V_{conc}^{ca} \quad (11)$$

$$V_{conc}^{an} = \frac{R_u T}{n_e F} \ln \left(\frac{1 - \frac{i}{i_{L,H_2}}}{1 + \frac{i}{i_{L,H_2O}}} \right) \quad (12)$$

$$V_{conc}^{ca} = \frac{R_u T}{n_e F} \ln \left(\frac{1}{1 - \frac{i}{i_{L,O_2}}} \right) \quad (13)$$

در روابط فوق i_i چگالی جریان حدی و n_e تعداد مول‌های الکترون شرکت‌کننده در واکنش است. چگالی جریان حدی جریانی است که در آن نرخ مصرف سوخت برابر زمانی است که بیشترین سرعت تغذیه سوخت برقرار است و این در زمانی اتفاق می‌افتد که غلظت روی سطح به صفر برسد. یعنی تمام واکنش‌دهنده‌ها مصرف شود. چگالی جریان حدی برای هیدروژن، آب و اکسیژن طبق روابط (۱۴) تا (۱۶) زیر بدست می‌آید [۸].

$$i_{L,H_2} = \frac{n_e F D_{eff,H_2}}{R_u T \delta_{an}} P_{H_2} \quad (14)$$

$$i_{L,H_2O} = \frac{n_e F D_{eff,H_2O}}{R_u T \delta_{an}} P_{H_2O} \quad (15)$$

$$i_{L,O_2} = \frac{n_e F D_{eff,O_2}}{R_u T \delta_{an}} P_{O_2} \quad (16)$$

در روابط فوق δ_{ca} و δ_{an} ضخامت‌های آند و کاتد و D_{eff} ضریب پخش موثر گاز است. پس از محاسبه افت ولتاژهای اشاره شده مقدار ولتاژ واقعی پیل طبق رابطه (۲) و مقدار جریان هر سلول و توان کلی توده پیل نیز طبق روابط (۱۷) و (۲۰) مشخص خواهد شد.

$$I_{cell} = iA_{cell} \quad (17)$$

$$I_{tot} = 2Fz \quad (18)$$

$$\left(\dot{W}_{DC} \right)_{safe} = V_{cell} I_{tot} \quad (19)$$

$$\left(\dot{W}_{AC} \right)_{safe} = \left(\dot{W}_{DC} \right)_{safe} \eta_{inv,safe} \quad (20)$$

با توجه به تولید برق مستقیم در پیل با استفاده از رابطه (۲۰) مقدار برق متناوب در پیل محاسبه می‌شود. در این رابطه $\eta_{inv,safe}$ ضریب تبدیل جریان مستقیم به جریان متناوب در پیل سوختی است [۸].

در این تحقیق برخلاف بیشتر تحقیقات انجام شده دمای پیل ثابت فرض

جدول ۱: پارامترهای مربوط به انرژی فعال‌سازی [۸]

Table 1. Parameters related to activation over voltage

مقادیر	پارامتر
۱۱۰۰۰۰	$E_{act,an}$ (kJ/kmol)
۱۵۵۰۰۰	$E_{act,ca}$ (kJ/kmol)
7×10^{-4}	γ_m (A/m ²)
7×10^{-4}	γ_m (A/m ²)

تلفات اهمی ناشی از حرکت الکترون‌ها در آند، کاتد و متصل‌کننده داخلی و حرکت یون‌ها در الکترولیت می‌باشد. این مقاومت ذاتی یک پیل سوختی به خاطر تغییرات در دمای سلول ایجاد می‌شود. مقاومت‌های اهمی شامل الکترولیت، الکترودها و اتصالات داخلی پیل سوختی بوده و به دلیل مقاومت جریان یون‌ها در رساناهای یونی و مقاومت الکترون‌ها در رساناهای الکترونیکی ایجاد می‌شود. از این رو این مقاومت‌ها از قانون اهم پیروی می‌کنند. بر این اساس افت ولتاژ اهمی برای این چهار جزء با استفاده از روابط زیر بدست می‌آید [۸]:

$$V_{ohm} = V_{ohm,an} + V_{ohm,ca} + V_{ohm,el} + V_{ohm,im} \quad (7)$$

$$V_{ohm} = ir \quad (8)$$

$$r = \delta \rho \quad (9)$$

$$\tilde{n} = A \exp\left(\frac{B}{T}\right) \quad (10)$$

مقادیر A ، B و δ پارامترهای ثابتی بوده که بسته به نوع و هندسه پیل بدست می‌آیند [۸]. مقادیر این پارامترها که در محاسبات افت ولتاژ اهمیک استفاده می‌شوند در جدول ۲ آورده شده است [۸]:

جدول ۲: پارامترهای مربوط به افت ولتاژ اهمیک [۸]

Table 2. Parameters related to ohmic over voltage

δ (m)	B (K)	A (Ω -m)	اجزاء
۰/۰۰۲۲	۶۰۰	۰/۰۰۰۰۸۱۱	کاتد
۰/۰۰۰۱	-۱۳۹۲	۰/۰۰۰۰۲۹۸	آند
۰/۰۰۰۰۴	۱۰۳۵۰	۰/۰۰۰۰۲۹۴	الکترولیت
۰/۰۰۰۰۸۵	۴۶۹۰	۰/۰۰۱۲	جداکننده‌ها

وقتی که شدت جریان بالایی از پیل گرفته می‌شود، نرخ تولید جریان با تقاضا تطابق نداشته و این مسئله باعث افت ولتاژ شدید در پیل می‌شود. افت

جدول ۳: مشخصات پیل سوختی به کار رفته در این تحقیق [۱۰]

Table 3. Geometric characteristics of fuel cell

مقدار فرض شده	واحد	پارامتر
۱۰۲۶/۲	سانتیمترمربع	مساحت هر سلول
۱۵۰	سانتیمتر	طول هر سلول
۲/۲	سانتیمتر	قطر هر سلول
۵۷۶۰	-	تعداد سلول

را ترک می‌کند. با فرض آدیاباتیک بودن فرایند تراکم و با مشخص بودن نسبت فشار و راندمان ایزنتروپیک کمپرسور، نسبت گرمای ویژه‌ی هوا و دبی هوای عبوری از کمپرسور می‌توان دمای گازهای خروجی از کمپرسور و کار واقعی مورد نیاز آن را بدست آورد [۱۱ و ۱۲].

$$\frac{T_{2s}}{T_1} = \left(\frac{P_2}{P_1}\right)^{\frac{k_a-1}{k_a}} = \left(r_{p,a}\right)^{\frac{k_a-1}{k_a}} \quad (26)$$

$$\eta_{is,c} = \frac{w_{c,s}}{w_{c,a}} = \frac{\bar{h}_{2s} - \bar{h}_1}{\bar{h}_2 - \bar{h}_1} = \frac{T_{2s} - T_1}{T_2 - T_1} \quad (27)$$

$$\dot{W}_c = \dot{n}_a \cdot w_{c,a} \quad (28)$$

با توجه به وابسته بودن راندمان ایزنتروپیک به نسبت فشار و ثابت نمادین آن با تغییرات فشار، در حالتی که در تحلیل سیستم تغییرات نسبت فشار کمپرسور مد نظر باشد، به‌جای راندمان ایزنتروپیک از راندمان پلی‌تروپیک استفاده شده است (رابطه (۲۹)).

$$\frac{T_2}{T_1} = \left(r_{p,a}\right)^{\frac{k_a-1}{k_a \cdot \eta_{p,c}}} \quad (29)$$

۴-۳- محفظه احتراق

هوا و سوخت مصرف نشده در پیل در ادامه وارد محفظه احتراق سیکل شده و به همراه سوخت ورودی به آن که از طریق یک مبدل دیگر گرم شده، با یکدیگر واکنش می‌دهند. در ادامه فرض می‌شود که جریان‌های ورودی به محفظه احتراق کاملاً با هم مخلوط شده و تمام سوخت ورودی مصرف می‌شود. مجموع واکنش‌ها فوق‌گرماده بوده و دمای گازهای خروجی از محفظه احتراق را بالا می‌برد. با نوشتن معادله بقای انرژی و با در نظر گرفتن راندمان محفظه، می‌توان طبق رابطه (۳۰) دمای گازهای خروجی را محاسبه کرد.

$$\dot{n}_7 \bar{h}_7 + \dot{n}_8 \bar{h}_8 + \dot{n}_{16} \bar{h}_{16} - \dot{n}_9 \bar{h}_9 - \dot{Q}_{Loss,cc} = 0 \quad (30)$$

در معادله فوق $\dot{Q}_{Loss,cc}$ تلفات حرارتی محفظه احتراق بوده و مقدار آن به راندمان محفظه و ارزش حرارتی سوخت بستگی دارد [۱۱ و ۱۲].

نشده است. این مسئله سبب می‌شود که محاسبات حرارتی پیل جهت تعیین دمای کاری آن انجام گیرد. برای محاسبه دمای گازهای خروجی از پیل، باید منبع دمایی موجود در پیل را در نظر گرفت (رابطه (۳۱)) [۹].

$$\dot{Q}_{elec} = \dot{z} T \Delta S - I \Delta V_{Loss} \quad (31)$$

با توجه به رابطه (۲۲) مقداری از این گرمای خالص باقیمانده صرف افزایش دمای گازهای داخل و خروجی پیل شده (\dot{Q}') و بخش دیگری نیز به محیط (\dot{Q}_{sur}) وارد می‌شود.

$$\dot{Q}_{net} = \dot{Q}' + \dot{Q}_{sur} \quad (32)$$

در حالت واقعی به هیچ عنوان نمی‌توان فرآیندهای انجام شده در پیل سوختی را آدیاباتیک در نظر گرفت و همواره مقداری تلفات حرارتی به محیط وجود دارد. با در نظر گرفتن این مساله در حالت ایده‌آل فرض می‌شود که پیل سوختی آدیاباتیک داخلی بوده و گرمای خالص باقیمانده صرف افزایش دمای گازهای داخل و خروجی از پیل خواهد شد (\dot{Q}''). در این حالت با در نظر گرفتن دمای یکسان برای گازهای خروجی از آند و کاتد، رابطه (۲۳) حاصل خواهد شد. در این رابطه $\Delta h_{an,in}$ و $\Delta h_{ca,in}$ مقدار تغییرات آنتالپی واکنش‌دهنده‌ها در آند و کاتد و $\Delta h_{an,out}$ و $\Delta h_{ca,out}$ مقدار تغییرات آنتالپی محصولات در آند و کاتد خواهند بود.

$$\dot{Q}'' = \Delta h_{ca,in} + \Delta h_{ca,out} + \Delta h_{an,in} + \Delta h_{an,out} \quad (33)$$

برای محاسبه دمای گازهای خروجی از پیل سوختی از یک الگوریتم تکرار استفاده شده و معیار همگرایی نیز به صورت رابطه (۲۴) در نظر گرفته شده است.

$$Q_{error} = \left| \frac{\dot{Q}'' - \dot{Q}'}{\dot{Q}''} \right| < 0.01 \quad (34)$$

پس از محاسبه دمای خروجی، می‌توان با استفاده از رابطه (۲۵) مقدار تلفات حرارتی در پیل سوختی را محاسبه کرد.

$$\left(\dot{n}_3 \bar{h}_3 + \dot{n}_8 \bar{h}_8\right) = \dot{Q}_{\square\square\square} + \dot{W} + \left(\dot{n}_7 \bar{h}_7 + \dot{n}_8 \bar{h}_8\right) \quad (35)$$

پیل‌های سوختی اکسید جامد را می‌توان از نظر ساختار و نوع طراحی به دو دسته عمده لوله‌ای و صفحه‌ای تقسیم‌بندی نمود. در پیل‌های سوختی نوع لوله‌ای، الکترودها و الکترولیت به شکل یک لوله بوده و تعدادی از آنها در یک مجموعه قرار گرفته‌اند. ساختار لوله‌ای پیل مشکل آب‌بندی نداشته و دارای کم‌ترین نشت گاز است. از طرف دیگر دمای کاری این نوع پیل‌ها بالا بوده و راندمان آنها بیشتر است. پیل‌های سوختی بکار رفته در این تحقیق از نوع لوله‌ای بوده و مشخصات آنها در جدول ۳ آمده است [۱۰].

۴-۲- کمپرسور

همانطور که در شکل ۱ مشاهده می‌شود هوای محیط در فشار و دمای اتمسفر وارد کمپرسور هوا شده و پس از تراکم در فشار و دمای بالاتری آن

$$Q = \dot{n}_{10} (h_{10} - h_{11}) \quad (39)$$

$$\dot{Q}_{in,ST} = \varepsilon_{rec,e} \times Q \quad (40)$$

$$\dot{Q}_{ST} = \dot{n}_{st} \Delta h \quad (41)$$

۴-۶- موتور استرلینگ

گازهای داغ خروجی از توربین در ادامه وارد توربین شده و در آن جریان الکتریکی تولید می‌کنند. بخشی از توان الکتریکی تولید شده تأمین کننده توان مصرفی کمپرسور هوا بوده و توان باقیمانده نیز به عنوان توان خروجی از توربین مورد استفاده قرار می‌گیرد. با محاسبه کار ایده‌آل و در نظر گرفتن راندمان آیزنتروپیک توربین می‌توان مقدار کار و دمای خروجی از آن را طبق روابط (۳۲) تا (۳۴) محاسبه کرد [۱۲ و ۱۱].

حرارتی در محفظه احتراق با استفاده از رابطه (۳۱) بدست می‌آید.

$$\dot{Q}_{Loss,ab} = \dot{n}_f \times (1 - \eta_{ab}) \times LHV \quad (31)$$

۴-۴- توربین

گازهای داغ خروجی از محفظه احتراق در ادامه وارد توربین شده و در آن جریان الکتریکی تولید می‌کنند. بخشی از توان الکتریکی تولید شده تأمین کننده توان مصرفی کمپرسور هوا بوده و توان باقیمانده نیز به عنوان توان خروجی از توربین مورد استفاده قرار می‌گیرد. با محاسبه کار ایده‌آل و در نظر گرفتن راندمان آیزنتروپیک توربین می‌توان مقدار کار و دمای خروجی از آن را طبق روابط (۳۲) تا (۳۴) محاسبه کرد [۱۲ و ۱۱].

$$\left(\frac{P_9}{P_{10}}\right)^{\frac{k_g-1}{k_g}} = \left(\frac{T_9}{T_{10s}}\right) \quad (32)$$

$$\eta_{is,gt} = \frac{W_{gt,a}}{W_{gt,s}} = \frac{\bar{h}_9 - \bar{h}_{10}}{\bar{h}_9 - \bar{h}_{10s}} = \frac{T_9 - T_{10}}{T_9 - T_{10s}} \quad (33)$$

$$\dot{W}_{GT} = \dot{n}_9 (\bar{h}_9 - \bar{h}_{10}) \quad (34)$$

چنان که پیش‌تر اشاره شد، با توجه به وابسته بودن راندمان آیزنتروپیک به نسبت فشار و در تحلیل‌های پارامتری نسبت فشار به جای راندمان آیزنتروپیک از راندمان پلی‌تروپیک استفاده شده است (رابطه (۳۵)).

$$\frac{T_2}{T_1} = (r_{p,a})^{\frac{k_g-1}{k_g \cdot \eta_{p,ca}}} \quad (35)$$

۴-۵- بازیاب حرارتی

پیش‌تر اشاره شد که از انرژی حرارتی موجود در گازهای خروجی برای گرم کردن هوا و سوخت ورودی به پیل و محفظه احتراق استفاده می‌شود. دمای گازهای خروجی از بازیاب‌های هوا و سوخت سیکل توربین گاز براساس راندمان یا ضریب کارایی آنها و طبق روابط (۳۶) تا (۳۸) محاسبه می‌شود [۱۲ و ۱۱].

$$\varepsilon_{rec,a} = \frac{T_3 - T_2}{T_{11} - T_2} \quad (36)$$

$$\varepsilon_{rec,f1} = \frac{T_6 - T_5}{T_{12} - T_5} \quad (37)$$

$$\varepsilon_{rec,f2} = \frac{T_{16} - T_{15}}{T_{13} - T_{15}} \quad (38)$$

برای دو مبدل دیگر که مربوط به موتور استرلینگ می‌باشند طبق قانون اول ترمودینامیک دمای ورودی به موتور استرلینگ و خروجی از بازیاب طبق روابط (۳۹) تا (۴۱) محاسبه می‌شود [۱۳ و ۱۴].

$$V_E = V_{cle} + 0.5 V_{swe} [1 + \cos(\theta + \alpha)] \quad (42)$$

در رابطه (۴۲) V_{cle} حجم فضای خالی محفظه انبساط، V_{swe} حجم جاروب‌شده محفظه انبساط و α زاویه بین دو پیستون نسبت به هم می‌باشند. همچنین حجم فضای تراکم با استفاده از رابطه (۴۳) محاسبه می‌شود [۱۶ و ۱۵].

$$V_C = V_{cle} + 0.5 V_{swe} [1 + \cos(\theta)] \quad (43)$$

در معادله بالا V_{cle} حجم فضای خالی محفظه تراکم، V_{swe} حجم جاروب‌شده محفظه تراکم و θ زاویه میل‌لنگ می‌باشد. حجم کلی موتور طبق رابطه (۴۴) بدست می‌آید.

$$V = V_E + V_R + V_C + V_K + V_H \quad (44)$$

در معادله بالا V_R حجم بازیاب موتور، V_K حجم خنک‌کن و V_H حجم گرم‌کن موتور استرلینگ است.

برای محاسبه کار قسمت تراکم و انبساط از برخی نسبت‌ها و تحلیل موتور استرلینگ نوع آلفا استفاده می‌شود که طبق روابط (۴۵) تا (۴۸) محاسبه می‌شوند [۱۶ و ۱۵].

$$C = (1/2) \cdot \sqrt{\left(\frac{V_{swe}}{T_h}\right)^2 + 2 \frac{V_{swe}}{T_h} \cdot \frac{V_{swe}}{T_k} \cos(\alpha) + \left(\frac{V_{swe}}{T_k}\right)^2} \quad (45)$$

جدول ۴: پارامترهای عملکردی موتور استرلینگ Ford 4-215 [۱۶]

Table 4. Operational parameters of Ford 4-215 Stirling engine

مقادیر	اجزاء
هیدروژن	گاز عامل
۱۰۲۳ K	دمای منبع گرم (گرم کن) T_h
۳۳۷ K	دمای منبع سرد (سردکن) T_k
۱۵ MPa	فشار متوسط گاز عامل
۱۶/۲ g	جرم گاز عامل
۳۳۰۰ rpm	سرعت زاویه‌ای موتور

جدول ۵: پارامترهای هندسی موتور استرلینگ Ford 4-215 [۱۶]

Table 5. Geometric parameters of Ford 4-215 Stirling engine

پیستون	
۲۱۴/۲ cm ³	فضای خالی (حجم مرده) محفظه تراکم
۲۱۴/۲ cm ³	فضای خالی (حجم مرده) محفظه انبساط
۸۷۰/۶ cm ³	حجم جاروب شده محفظه تراکم
۸۷۰/۶ cm ³	حجم جاروب شده محفظه انبساط
۶۷۰ cm ³	کل حجم داخلی موتور
۷۳ cm ³	قطر داخلی سیلندر
۵۲ cm ³	کورس پیستون
گوم کن	
۲۲ عدد	تعداد لوله‌ها
۴ mm	قطر داخلی لوله
۴۶۲ mm	طول لوله
خنک کن	
مجموعه‌ای از لوله‌های همگن و صاف	
۷۴۲ عدد	تعداد لوله‌ها برای هر سیلندر
۰/۹ mm	قطر داخلی لوله‌ها
۸۷ mm	طول لوله‌ها
بازیاب	
۷۳ mm	قطر

$$S = \left(\frac{V_{swc} + \frac{V_{cle}}{T_k} + \frac{V_k}{T_k} + \frac{V_r \ln(T_h/T_k)}{T_h - T_k} + \frac{V_h}{T_h} + \frac{V_{cle}}{T_h} + \frac{V_{sve}}{2T_h} \right) \quad (46)$$

$$b = \frac{C}{S} \quad (47)$$

$$\tan(\beta) = \left(\frac{V_{sve} \sin(\alpha)/T_h}{V_{sve} \cos(\alpha)/T_h - V_{swc}/T_k} \right) \quad (48)$$

در معادله‌های بالا T_k دمای خنک کن و T_h دمای گرم کن در موتور استرلینگ است. با داشتن فشار، دما و حجم موتور و ثابت گاز جرم کلی سیال عامل موتور طبق رابطه (۴۹) محاسبه می‌شود [۱۶ و ۱۵].

$$P_{mean} = \frac{M.R}{S \cdot \sqrt{1-b^2}} \quad (49)$$

در رابطه (۴۹) فشار متوسط موتور می‌باشد. با مشخص بودن حجم‌ها و جرم سیال عامل فشار کلی داخل موتور استرلینگ بدست می‌آید (رابطه (۵۰)) [۱۶ و ۱۵].

$$P = MR \left(\frac{V_c}{T_k} + \frac{V_k}{T_k} + \frac{V_r \ln(T_h/T_k)}{(T_h - T_k)} + \frac{V_h}{T_h} + \frac{V_e}{T_h} \right)^{-1} \quad (50)$$

دمای بازیاب موجود در داخل موتور که محل عبور هوای سرد و گرم می‌باشد با رابطه (۵۱) قابل محاسبه است [۱۶ و ۱۵].

$$T_r = \frac{T_h - T_k}{\ln\left(\frac{T_h}{T_k}\right)} \quad (51)$$

کار انجام شده در مرحله انبساط با W_e نشان داده می‌شود که براساس فشار میانگین و فشارهای ماکزیمم و مینیمم بدست می‌آید. کار انجام شده در مرحله تراکم نیز با W_c و کل کار انجام شده در یک سیکل با $W_{\#}$ نشان داده می‌شود که مجموع کار انجام شده در مرحله انبساط و تراکم بوده و طبق روابط (۵۲) تا (۵۴) محاسبه می‌شوند [۱۶ و ۱۵].

$$W_c = \pi V_{swc} P_{mean} \sin \beta (\sqrt{1-b^2} - 1) / b \quad (52)$$

$$W_e = \pi V_{sve} P_{mean} \sin(\beta - \alpha) (\sqrt{1-b^2} - 1) / b \quad (53)$$

$$W_{ST} = W_c + W_e \quad (54)$$

موتورهای استرلینگ نوع آلفا از نظر تولید توان به دو دسته موتور نوع آلفا با دو پیستون (ساده) و موتور نوع آلفا با چهار پیستون (موتور دو طرفه) تقسیم می‌شوند. در موتور استرلینگ نوع آلفا ساده توان خروجی کم بوده در حالی که در موتور دو طرفه تعداد سیلندرها بیشتر بوده و به صورت سری در کنار هم قرار گرفته‌اند و توان تولیدی بیشتر است. در این تحقیق از موتور استرلینگ دو طرفه Ford 4-215 ساخت شرکت فورد استفاده شده است که مشخصات آن در جدول ۴ و ۵ آورده شده است [۱۶ و ۱۷].

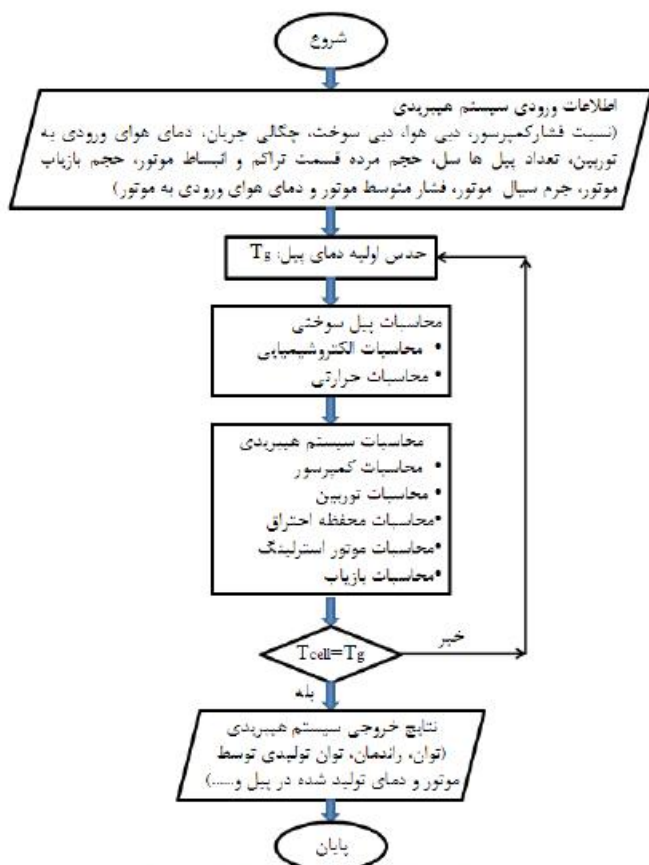


Fig. 2. Flow chart of the problem solution

شکل ۲: فلوچارت حل مسئله

۶- اعتبارسنجی

با توجه به کمبود نتایج تجربی و تحلیلی در مورد سیستم هیبریدی پیشنهادی، در این تحقیق اعتبارسنجی پیل سوختی و موتور استرلینگ به صورت مجزا انجام شده است. ابتدا برای سیستم هیبریدی پیل سوختی و توربین گاز برنامه مجزا نوشته شده و نتایج حاصله با نتایج تحلیلی موجود مقایسه شده است. در مرحله بعد برنامه دیگری برای موتور استرلینگ نوع آلفا نوشته شده و نتایج با نتایج نمونه واقعی آن مقایسه شده است. در پایان نیز این دو برنامه به صورت یک برنامه کامل با هم لینک شده و سیستم هیبریدی جدید بر اساس آن تحلیل شده است.

۶-۱- اعتبارسنجی سیستم هیبرید توربین گاز و پیل سوختی

به منظور اعتبارسنجی کد تهیه شده، ابتدا یک سیستم هیبرید توربین گاز و پیل سوختی تحلیل شده توسط چان و همکاران [۱۸]. مدل سازی شده و نتایج حاصل از کد حاضر با نتایج آنها مقایسه شده است. همخوانی نزدیک بین این نتایج، موید صحت روش حاضر و کد تهیه شده می باشد.

۶-۲- اعتبارسنجی موتور استرلینگ

موتور استفاده شده در این تحقیق از نوع Ford 4-215 می باشد که

پیستون	
طول	۳۴ mm
قطر سیل	۳۶ μm
اندازه مش ماتریکس	۲۰۰
تخلخل	۰/۶۲
تعداد در هر سیلندر	۲

۴-۷- سیستم ترکیبی

در این بخش با در نظر گرفتن کل سیستم به عنوان یک حجم کنترل، راندمان الکتریکی آن با استفاده از رابطه (۵۵) بدست خواهد آمد:

$$\eta_{ele} = \frac{\dot{W}_{net}}{\dot{n}_f \times LHV} \quad (55)$$

توان خالص خروجی از سیستم از رابطه (۵۶) قابل محاسبه می باشد. مقدار انرژی ورودی به سیستم نیز برابر انرژی آزاد شده ناشی از مصرف سوخت در محفظه احتراق است.

$$\dot{W}_{net} = (\dot{W}_{AC})_{gt} + (\dot{W}_{AC})_{sofc} + \dot{W}_{ST} - (\dot{W}_{C.a}) \quad (56)$$

$$(\dot{W}_{AC})_{gt} = (\dot{W}_{DC})_{gt} \times \eta_{inv.gen} \quad (57)$$

$$(\dot{W}_{DC})_{gt} = \dot{W}_{gt} \quad (58)$$

۵- روش حل

برای تحلیل و مدل سازی سیستم هیبریدی معرفی شده در این بخش، یک برنامه کامپیوتری در نرم افزار ای.ای.اس نوشته شده و الگوریتم حل مسأله در شکل ۲ نمایش داده شده است.

در بخش اول این برنامه اطلاعات ورودی سیستم هیبریدی شامل فشار کاری کمپرسور، دبی هوا، چگالی جریان، دمای گازهای ورودی به توربین، تعداد سلول های پیل، حجم قسمت گرم کن موتور، حجم بازیاب، حجم قسمت خنک کن، دمای منبع خنک کن، زاویه میل لنگ، نوع سیال موتور، سرعت زاویه ای موتور و جرم سیال موتور وارد می شوند. در ادامه با حدس اولیه دمای پیل معادلات الکتروشیمیایی و حرارتی آن به طور همزمان حل می شوند. پس از اعمال شرط همگرایی و تعیین دمای نهایی پیل، محاسبات سایر اجزاء سیستم هیبریدی مانند کمپرسور، توربین، محفظه احتراق، موتور استرلینگ و بازیاب انجام خواهد شد. در پایان نیز نتایج خروجی سیستم هیبریدی مانند توان و راندمان الکتریکی ارائه می شود.

گازهای ورودی به توربین، تعداد سلول‌های به کاررفته در پیل سوختی و نوع گاز مورد استفاده در موتور استرلینگ انتخاب شده است. از موارد دیگر انجام شده در این تحقیق ارائه نتایج کامل مربوط به افت ولتاژهای پیل می‌باشد.

در بخش اول اثر نسبت فشار کمپرسور و دمای گازهای ورودی به توربین بر روی عملکرد سیستم بررسی شده است. همانطور که در شکل ۳ نشان داده شده است، افزایش نسبت فشار کمپرسور سبب افزایش توان تولیدی در توربین می‌شود. از سوی دیگر با افزایش دمای گازهای ورودی به توربین توان تولیدی در آن افزایش پیدا خواهد کرد. با توجه به رفتار عملکردی توربین در سیکل این تغییرات واضح می‌باشد. با توجه به اینکه دمای گازهای ورودی به توربین در میکروتوربین‌ها نمی‌تواند بسیار بالا باشد، در این تحقیق سه دمای ۸۰۰، ۹۰۰ و ۱۰۰۰ درجه سلسیوس انتخاب شده است.

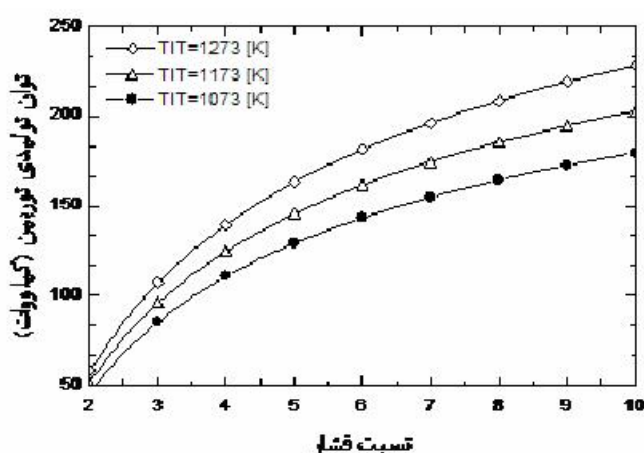


Fig. 3. Effect of compressor pressure ratio on turbine power output

شکل ۳: تغییرات توان تولیدی توربین نسبت به تغییر فشار کاری کمپرسور

نتایج نشان می‌دهد که با افزایش نسبت فشار کاری کمپرسور، نسبت انبساط در توربین نیز بیشتر شده و این مساله سبب کاهش دمای گازهای خروجی از توربین می‌شود (شکل ۴). همانطور که مشاهده می‌شود با افزایش نسبت فشار کمپرسور تا حداکثر مقدار ده بار دما ۲۰۰ تا ۲۵۰ کلون کاهش می‌یابد.

با کاهش دمای گازهای خروجی از توربین مقدار گرمای ورودی به موتور استرلینگ کاهش می‌یابد و چون توان تولیدی موتور استرلینگ تابع دو دمای منبع سرد و گرم می‌باشد با کاهش دمای منبع گرم توان تولیدی موتور کاهش خواهد یافت. در شکل‌های ۵ و ۶ به خوبی دیده می‌شود که با افزایش نسبت فشار کمپرسور دمای گازهای ورودی به موتور و توان تولیدی موتور کاهش می‌یابد.

دما و فشار کاری پیل سوختی دو پارامتر مهم و تأثیرگذار در بیان کارایی آن می‌باشند. افزایش این دو پارامتر سبب بالا رفتن کارایی پیل شده و عملکرد آن را بهبود می‌دهد. در شکل ۷ مشاهده می‌شود که با افزایش نسبت فشار کمپرسور، به دلیل افت دمای گازهای خروجی از توربین (شکل ۴)،

جدول ۶: مقایسه نتایج حاصل از کد حاضر برای سیستم هیبرید توربین گاز و پیل سوختی با نتایج تحلیلی موجود در مرجع [۱۸]

Table 6. Comparing the results of the present code with the numerical results of chan et al.

پارامتر	چان و همکاران [۱۸]	مطالعه حاضر	خطا (%)
راندمان الکتریکی سیستم	۶۲/۲	۶۰/۵۲	۲/۷
راندمان کلی سیستم	۸۳/۸	۸۰/۶۲	۳/۷۹
حرارت بازیافت شده (کیلووات)	۷۳۱	۷۲۲/۳	۱/۱۹
توان خروجی از سیستم (کیلووات)	۲۸۱	۲۷۴/۴۵	۱/۷۱
ولتاژ سلول (ولت)	۰/۷۲۸	۰/۷۱	۳/۷۹
چگالی جریان (آمپر بر مترمربع)	۱۴۱۶	۱۴۱۶	-
دمای کاری پیل (کلون)	۱۱۶۶	۱۱۶۶	-

توسط دانشمند هلندی به نام فلیس معرفی شده و بعدها توسط شرکت فورد موتور توسعه و ساخته شد. به منظور اعتبارسنجی کد تهیه شده برای موتور استرلینگ در این پژوهش، سیستم معرفی شده توسط یوریلی و همکاران [۱۶] مدل‌سازی شده و نتایج حاصل از کد حاضر با نتایج آنها مقایسه شد (جدول ۷). همخوانی نزدیک بین این نتایج، موید صحت روش حاضر و کد تهیه شده است.

جدول ۷: مقایسه نتایج حاصل از کد حاضر برای موتور استرلینگ با نتایج عددی موجود در مرجع [۱۶]

Table 7. Comparing the results of the present code with the numerical results of urieli et al.

پارامتر	یوریلی و همکاران [۱۶]	مطالعه حاضر	خطا (%)
حرارت دفع شده توسط خنک‌کن (ژول بر سیکل)	۱۹۰۱	۱۸۴۰	۳/۲
حرارت منتقل شده توسط گرم‌کن (ژول بر سیکل)	۵۵۷۲	۵۴۸۵	۱/۵۶
توان خروجی از موتور (کیلووات)	۲۱۲/۹	۲۰۷/۸۸	۲/۴
راندمان حرارتی	۶۷/۱	۶۶/۰۸	۱/۵۲

۷- نتایج

در این بخش عملکرد سیکل هیبریدی پیشنهادی از دیدگاه ترمودینامیکی مورد تحلیل و بررسی قرار گرفته است. پارامترهای طراحی و متغیرهای تصمیم‌گیری در تحلیل این سیستم نسبت فشارکاری کمپرسور، دمای

دمای کاری پیل کاهش پیدا خواهد کرد. پایین آمدن دمای کاری پیل سبب افت عملکرد آن شده و این مساله باعث کاهش توان خالص تولیدی در کل سیستم هیبریدی خواهد شد. البته باید توجه کرد که افزایش فشار کاری نیز به نوبه خود سبب بالارفتن کارایی سیستم می‌شود. نتایج نشان می‌دهد که افزایش نسبت فشار کمپرسور به میزان ۱۰ بار سبب ۲۰ تا ۳۰ کلوین کاهش دما در پیل خواهد شد. از سوی دیگر نتایج نشان می‌دهد که با افزایش دمای گازهای ورودی به توربین دمای کاری پیل افزایش پیدا می‌کند.

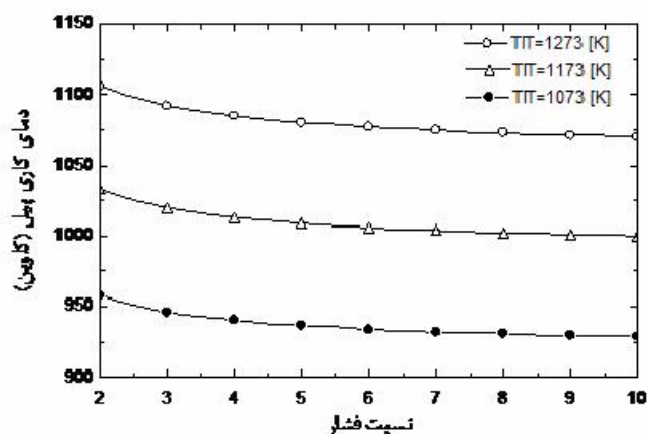


Fig. 7. Effect of compressor pressure ratio on working temperature of fuel cell

شکل ۷: تغییرات دمای کاری پیل نسبت به تغییر فشار کاری کمپرسور

با افزایش فشار کاری پیل به دلیل افزایش تابع گیبس توان تولیدی در آن بیشتر شده و از سوی دیگر با کاهش دما نیز ولتاژ تولیدی و توان خروجی از آن کاهش خواهد یافت. در شکل‌های ۸ و ۹ نمودار تغییرات توان تولیدی در پیل و کل سیستم هیبریدی نسبت به فشار کاری کمپرسور و دمای گازهای ورودی به توربین نشان داده شده است. نتایج بدست آمده در شکل ۸ نشان می‌دهد که در نسبت فشارهای پایین ترم افزایش فشار پیل بر کاهش دمای آن غالب بوده و توان تولیدی پیل افزایش خواهد یافت. همانطور که مشاهده می‌شود در نسبت فشارهای بالاتر نرخ تغییرات توان تولیدی پیل تقریباً ثابت خواهد ماند. از سوی دیگر در شکل ۹ مشاهده می‌شود که با افزایش فشار کاری سیستم کار خالص تولید شده در سیستم هیبریدی تا یک حد معین افزایش پیدا کرده و در نسبت فشارهای بالا نرخ ثابتی به خود خواهد گرفت. با افزایش بیشتر این پارامتر به دلیل مصرف زیاد کمپرسور توان خالص تولیدی سیر نزولی به خود خواهد گرفت. از سوی دیگر نتایج نشان می‌دهد که بالا بردن دمای گازهای ورودی به توربین همواره باعث بهبود عملکرد سیستم هیبریدی و پیل سوختی می‌شود. نکته مهم دیگر که در شکل ۹ مشاهده می‌شود این است که با افزایش دمای گازهای ورودی به توربین حداکثر فشار کاری سیستم در نسبت فشارهای بالاتر رخ می‌دهد. مقایسه شکل‌های ۳، ۶، ۸ و ۹ نشان می‌دهد که رفتار سیستم هیبریدی مشابه رفتار پیل سوختی می‌باشد. این مساله بیانگر وابسته بودن شدید عملکرد سیستم هیبریدی به عملکرد پیل سوختی دارد. با توجه به این مساله می‌توان

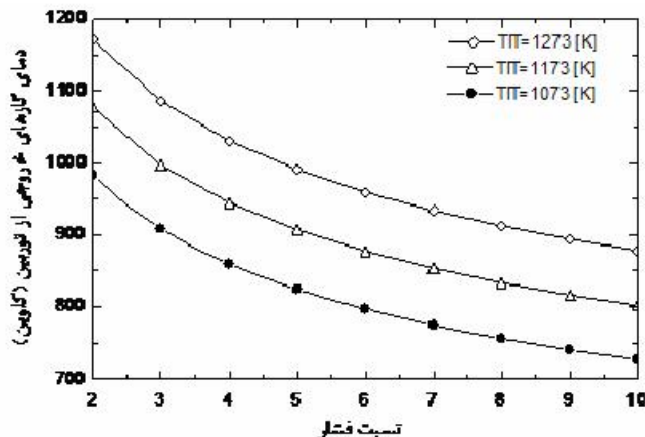


Fig. 4. Effect of compressor pressure ratio on turbine exhaust gas temperature

شکل ۴: تغییرات دمای گازهای خروجی از توربین نسبت به تغییر فشار کاری کمپرسور

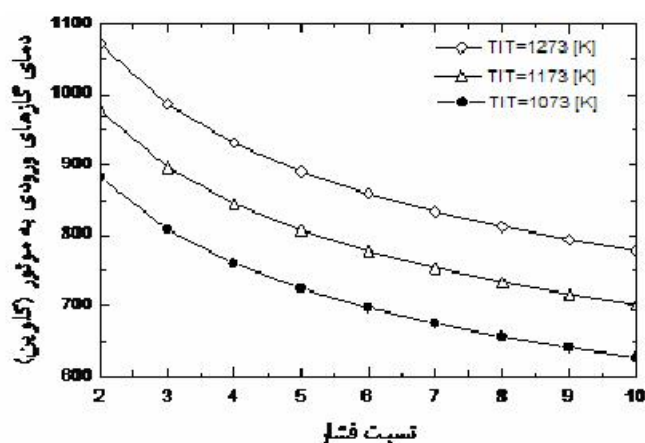


Fig. 5. Effect of compressor pressure ratio on Stirling engine inlet gas temperature

شکل ۵: تغییرات دمای گازهای ورودی به موتور استرلینگ نسبت به تغییر فشار کاری کمپرسور

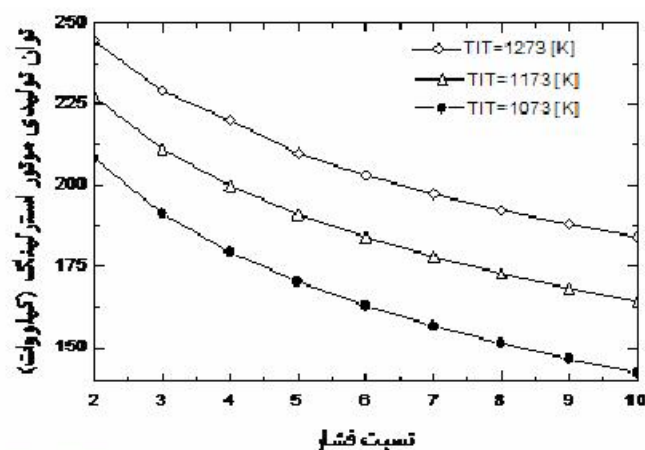


Fig. 6. Effect of compressor pressure ratio on Stirling engine power output

شکل ۶: تغییرات توان تولیدی موتور استرلینگ نسبت به تغییر فشار کاری کمپرسور

نشان می‌دهد که در نسبت فشارهای کمتر از ۴ بار افزایش دمای گازهای ورودی به توربین یک پارامتر مفید نمی‌باشد. این در حالیست که در نسبت فشارهای بالاتر با افزایش دمای گازهای ورودی به توربین راندمان الکتریکی سیستم نیز بالا خواهد بود.

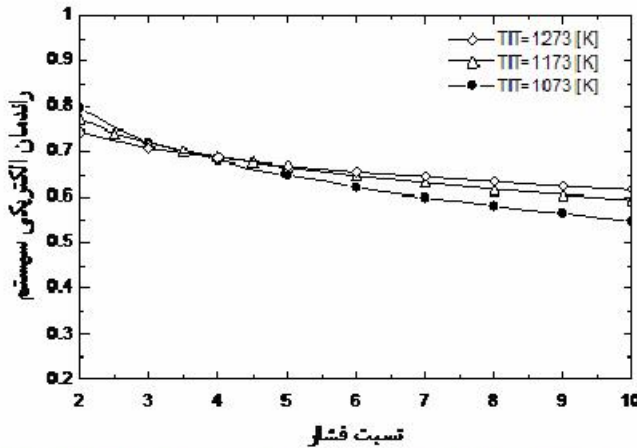


Fig. 10. Effect of compressor pressure ratio on electrical efficiency of hybrid system

شکل ۱۰: تغییرات راندمان الکتریکی سیستم نسبت به تغییر فشار کاری کمپرسور

در شکل ۱۱ نمودار تغییرات راندمان الکتریکی موتور استرلینگ در نسبت فشارهای کاری مختلف کمپرسور نشان داده شده است. همانطور که در شکل‌های ۴ و ۵ مشاهده شد، با افزایش نسبت فشار کمپرسور دمای گازهای خروجی از توربین کاهش یافته و گرمای کمتری به موتور استرلینگ خواهد رسید. از آنجائیکه عملکرد موتور استرلینگ تابع دمای خروجی از توربین می‌باشد، با کاهش دما توان تولیدی (شکل ۶) راندمان الکتریکی این موتور کاهش می‌یابد.

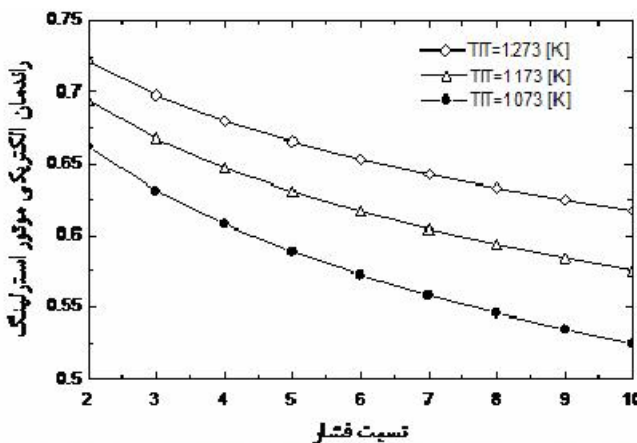


Fig. 11. Effect of compressor pressure ratio on electrical efficiency of Stirling engine

شکل ۱۱: تغییرات راندمان الکتریکی موتور استرلینگ نسبت به تغییر فشار کاری کمپرسور

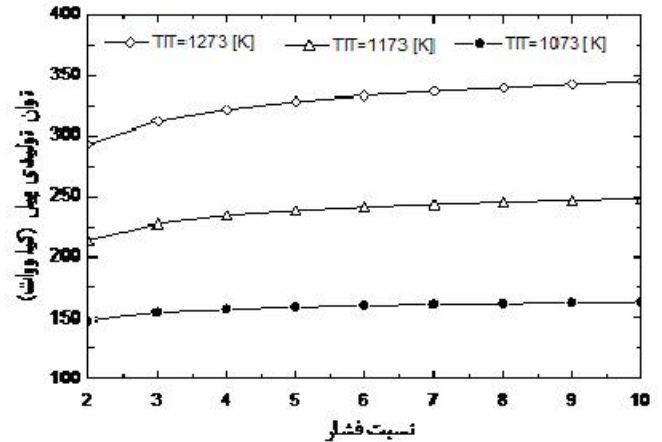


Fig. 8. Effect of compressor pressure ratio on fuel cell power output
شکل ۸: تغییرات توان تولیدی پیل نسبت به تغییر فشار کاری کمپرسور

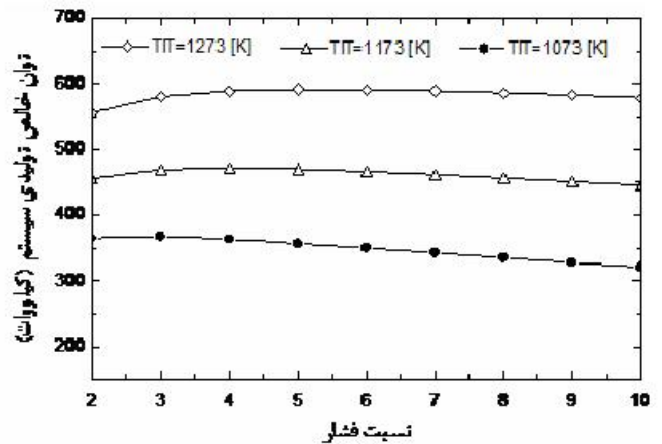


Fig. 9. Effect of compressor pressure ratio on net power production of hybrid system

شکل ۹: تغییرات توان خالص تولیدی سیستم نسبت به تغییر فشار کاری کمپرسور

اینگونه نتیجه گرفت که پیل سوختی قلب این نوع سیستم هیبریدی می‌باشد. تعیین راندمان یک سیستم هیبریدی نکته بسیار مهمی می‌باشد که باید در تحلیل‌های ترمودینامیکی مورد توجه قرار گیرد. در شکل ۱۰ تغییرات راندمان الکتریکی سیستم هیبریدی در نسبت فشارهای کاری مختلف کمپرسور نشان داده شده است. همانطور که مشاهده می‌شود با افزایش نسبت فشار کمپرسور، راندمان الکتریکی سیستم کاهش خواهد یافت. دلیل کاهش راندمان الکتریکی سیستم در نسبت فشارهای بالا افزایش کار مصرفی کمپرسور و ثابت ماندن توان تولیدی در پیل سوختی می‌باشد. از سوی دیگر نتایج بدست آمده در این شکل نشان می‌دهد که با افزایش دمای گازهای ورودی به توربین کاهش راندمان الکتریکی سیستم در نسبت فشارهای بالاتر کم‌تر بوده و راندمان الکتریکی نرخ ثابتی به خود خواهد گرفت. همانطور که در این شکل مشاهده می‌شود گازهای ورودی به توربین در دمای ۸۰۰ درجه سلسیوس دارای راندمان الکتریکی در حدود ۸۰ درصد می‌باشند. این حداکثر راندمان الکتریکی سیستم هیبریدی در نسبت فشار دو بار اتفاق می‌افتد. نتایج

دمای گازهای ورودی به توربین به دلیل افزایش دمای پیل سوختی، سبب افزایش فعل و انفعال شیمیایی در پیل خواهد شد. این مساله به نوبه خود سبب خواهد شد که پیل به انرژی کمتری برای راه اندازی نیاز پیدا کند و در نتیجه افت ولتاژ فعال سازی کمتری در آن به وجود خواهد آمد.

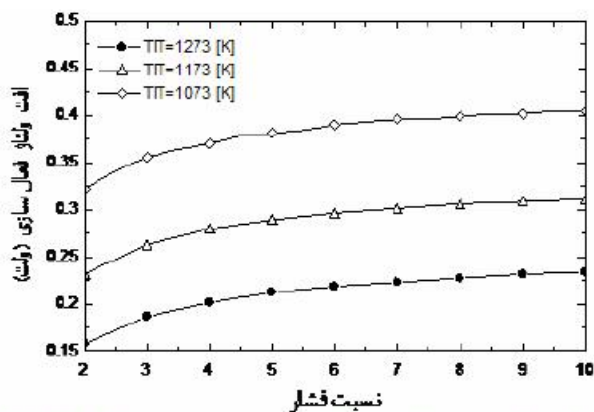


Fig. 13. Effect of compressor pressure ratio on activation voltage drop

شکل ۱۳: تغییرات افت ولتاژ فعال سازی نسبت به تغییر فشار کاری کمپرسور

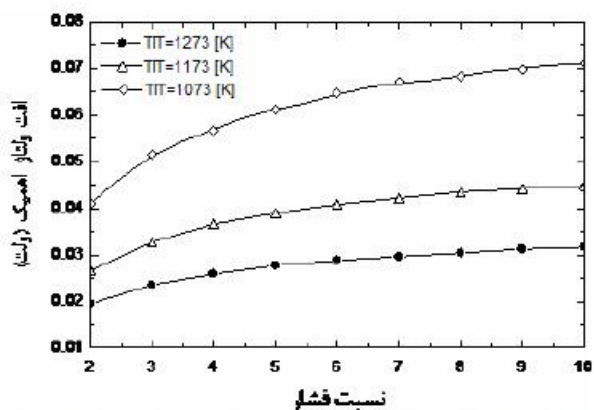


Fig. 14. Effect of compressor pressure ratio on ohmic voltage drop

شکل ۱۴: تغییرات افت ولتاژ اهمیک نسبت به تغییر فشار کاری کمپرسور

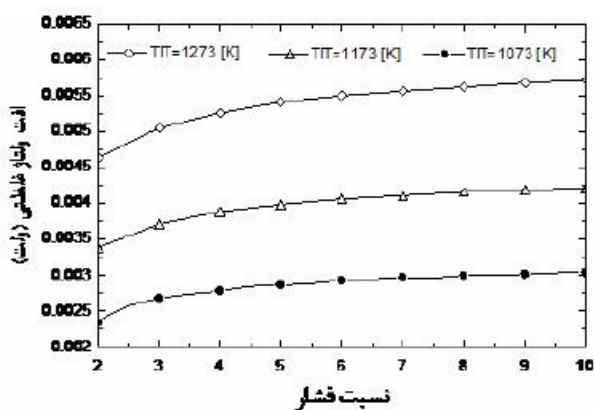


Fig. 15. Effect of compressor pressure ratio on Concentration voltage drop

شکل ۱۵: تغییرات افت ولتاژ غلظتی نسبت به تغییر فشار کاری کمپرسور

نتایج بدست آمده نشان می دهد که حداکثر راندمان الکتریکی موتور استرلینگ در حدود ۷۲ درصد می باشد. مشابه عملکرد سیستم هیبریدی این حداکثر راندمان در نسبت فشار دو اتفاق خواهد افتاد. با افزایش دمای گازهای ورودی به توربین به اندازه ۱۰۰ درجه سلسیوس راندمان موتور در حدود ۴ درصد بالا خواهد رفت.

به دلیل عملکرد پیل سوختی بخشی از انرژی ورودی به آن به صورت حرارت وارد محیط می شود. در صورت کنترل این حرارت تولیدی و استفاده بهینه از آن می توان راندمان سیستم هیبریدی و موتور استرلینگ را به شدت افزایش داد. در شکل ۱۲ تغییرات گرمای تولید شده در پیل سوختی در نسبت فشارهای کاری مختلف نشان داده شده است. افزایش نسبت فشار در سیستم سبب افزایش چگالی جریان در پیل شده و این مساله سبب افزایش فعل و انفعالات شیمیایی در پیل و در نتیجه بالا رفتن حرارت تولیدی در آن خواهد شد. همچنین افزایش دمای گازهای ورودی به توربین باعث افزایش دمای کاری پیل شده و این مساله سبب افزایش حرارت تولیدی در آن خواهد شد. با کنترل این حرارت تلف شده و استفاده از آن در موتور استرلینگ می توان عملکرد سیستم هیبریدی را بهبود بخشید.

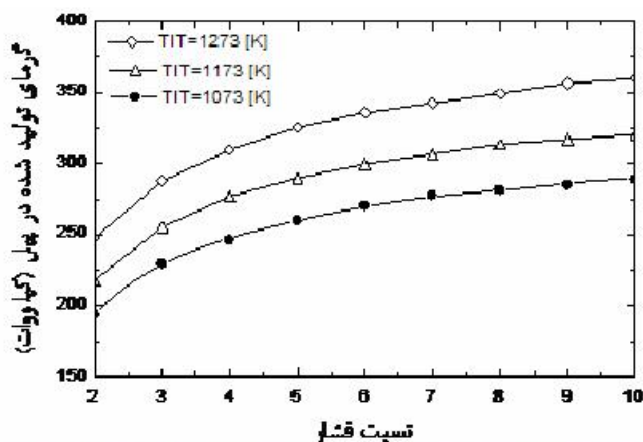


Fig. 12. Effect of compressor pressure ratio on the heat generation in the fuel cell

شکل ۱۲: تغییرات گرمای تولید شده در پیل نسبت به تغییر فشار کاری کمپرسور

با توجه به اهمیت پیل سوختی و نقش مهم آن در کارایی سیستم هیبریدی، در این بخش نتایج مربوط به محاسبات پلاریزاسیون پیل ارائه شده است. در شکل های ۱۳ تا ۱۵ نمودار تغییرات افت ولتاژهای کاری پیل نشان داده شده است. برای راه اندازی پیل و چیره شدن بر واکنش های الکتروشیمیایی و آغاز گرفتن جریان از سیستم مقداری انرژی لازم است. این انرژی را انرژی راه اندازی و افت ناشی از آن را افت ولتاژ فعال سازی پیل می گویند. همانطور که در شکل ۱۳ مشاهده می شود در نسبت فشارهای پایین کمترین افت فعال سازی وجود داشته و در ادامه با افزایش نسبت فشار سیستم، مقدار این افت افزایش پیدا کرده و تقریباً مقدار ثابتی به خود می گیرد. از سوی دیگر همانطور که در این شکل مشاهده می شود، افزایش

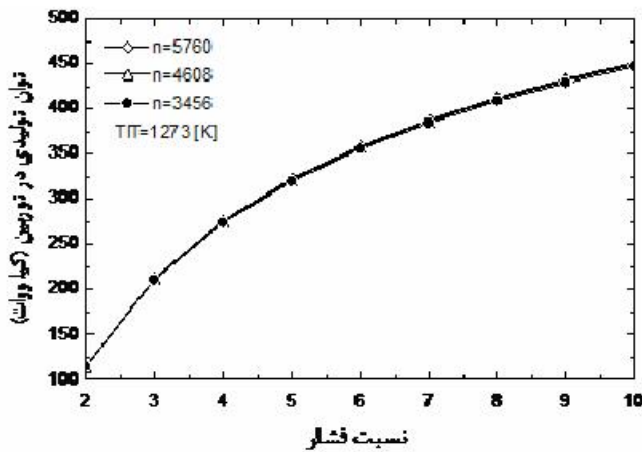


Fig. 16. Effect of compressor pressure ratio and the number of cells on gas turbine power output

شکل ۱۶: تغییرات توان تولیدی توربین نسبت به تغییر فشار کاری کمپرسور و تعداد سلول‌های پیل سوختی

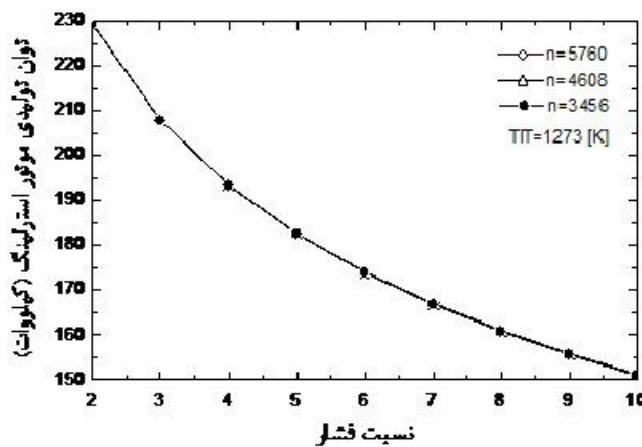


Fig. 17. Effect of compressor pressure ratio and the number of cells on Stirling engine power output

شکل ۱۷: تغییرات توان تولیدی موتور استرلینگ نسبت به تغییر فشار کاری کمپرسور و تعداد سلول‌های پیل سوختی

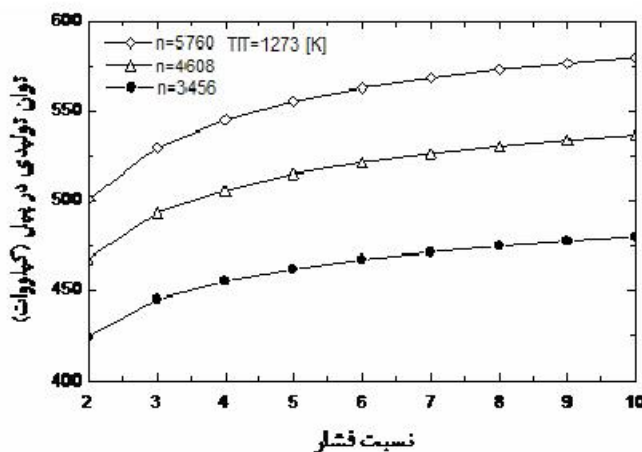


Fig. 18. Effect of compressor pressure ratio and the number of cells on fuel cell power output

شکل ۱۸: تغییرات توان تولیدی پیل نسبت به تغییر فشار کاری کمپرسور و تعداد سلول‌های پیل سوختی

افت ولتاژ اهمی به علت مقاومت موجود در آند، کاتد، الکترولیت‌ها و دیگر رساناهای داخلی موجود در پیل به وجود می‌آید. پیل سوختی اکسید جامد به خاطر شکل و طرح فیزیکی خود به شدت تحت تاثیر این افت‌ها قرار دارد. شکل ۱۴ نمودار تغییرات افت ولتاژ اهمی پیل سوختی در نسبت فشارهای کاری مختلف سیستم را نشان می‌دهد. افت ولتاژ اهمی رابطه نسبتاً خطی با چگالی جریان دارد. افزایش نسبت فشار کاری کمپرسور سبب افزایش چگالی جریان شده و با افزایش چگالی جریان این افت افزایش پیدا می‌کند. از سوی دیگر افزایش دمای پیل سبب کاهش مقاومت اجزاء در آن شده و این مساله سبب کاهش افت ولتاژ اهمیک خواهد شد. رفتار تغییرات این افت ولتاژ تقریباً مشابه رفتار افت ولتاژ فعال‌سازی است.

هنگامی که شدت جریان بالایی از پیل گرفته می‌شود، فشارهای جزئی هیدروژن و هوا کاهش پیدا می‌کند. به بیان دیگر نرخ تولید جریان با تقاضا تطابق نداشته و این مساله باعث ایجاد افت شدید در پیل می‌شود. لذا همواره سعی در آن است که هیچ‌گاه عملکرد پیل به این منطقه نزدیک نشود. در شکل ۱۵ نمودار تغییرات افت ولتاژ غلظتی پیل سوختی نسبت به تغییر فشار کاری کمپرسور نشان داده شده است. همانطور که مشاهده می‌شود با افزایش نسبت فشار کاری سیستم و افزایش چگالی جریان در پیل، مقدار افت ولتاژ غلظتی نیز افزایش پیدا کرده و در نسبت فشارهای بالا به یک مقدار ثابت می‌رسد. برخلاف دو افت فعال‌سازی و اهمیک، افزایش دمای گازهای ورودی به توربین باعث کاهش بیشتر فشارهای جزئی هیدروژن و هوا شده و این مساله سبب کم شدن افت ولتاژ غلظتی در آن خواهد شد. نتایج نشان می‌دهد که در نسبت فشارهای پایین مقدار افت ولتاژ غلظتی در مقایسه با سایر افت‌ها مقدار بسیار ناچیزی بوده و اغلب می‌توان از این افت ولتاژ صرف‌نظر کرد. در سیستم‌های هیبریدی می‌توان از افت ولتاژ غلظتی در مقایسه با دو افت دیگر صرف‌نظر کرد.

با توجه به اهمیت عملکرد پیل سوختی در سیستم هیبریدی در این بخش تغییر تعداد سلول‌های پیل مورد بررسی قرار گرفته است. در شکل ۱۶ تغییرات توان تولیدی توربین نسبت به تغییرات فشار کاری کمپرسور و تعداد سلول‌های پیل سوختی نشان داده شده است. همانطور که در این شکل مشاهده می‌شود افزایش تعداد سلول‌های پیل سوختی تاثیری بر توان تولیدی توربین گاز ندارد. این مسئله نشان می‌دهد که استفاده از سلول‌های بیشتر در پیل سوختی هیچ تأثیری بر توان تولید شده در توربین نخواهد داشت و دلیل عمده این مسئله ثابت بودن دمای گازهای ورودی به توربین و تغییرات کم مقدار دبی هوای عبوری از آن است.

در شکل‌های ۱۷، ۱۸ و ۱۹ نمودار تغییرات توان تولیدی در موتور استرلینگ، پیل سوختی و سیستم هیبریدی نسبت به تغییرات فشار کاری کمپرسور و تعداد سلول‌های پیل سوختی نشان داده شده است. همانطور که در شکل ۱۷ مشاهده می‌شود، افزایش تعداد سلول‌های پیل سوختی تاثیری بر توان تولیدی موتور استرلینگ ندارد. دلیل عمده این مساله این است که با افزایش نسبت فشار کمپرسور، دمای گازهای خروجی از توربین کاهش

نشان می‌دهد که در چگالی جریان ثابت با افزایش تعداد سلول‌های پیل، راندمان الکتریکی سیستم به طور قابل توجهی افزایش پیدا می‌کند. دلیل عمده این مساله افزایش توان تولیدی پیل می‌باشد. با توجه به وابستگی شدید عملکرد سیستم هیبریدی به پیل سوختی، افزایش توان تولیدی در پیل سبب بالا رفتن توان تولیدی و راندمان الکتریکی سیستم هیبریدی خواهد شد. در ادامه اثر نوع سیال مورد استفاده در موتور استرلینگ بر روی عملکرد سیستم هیبریدی بررسی شده است. همان طور که در بخش‌های قبل به آن اشاره شد، با افزایش نسبت فشار کمپرسور توان تولیدی موتور استرلینگ کاهش می‌یابد. سیال مورد استفاده در موتور استرلینگ هیدروژن می‌باشد که در این بخش از هوا و هلیوم نیز به عنوان دو سیال عامل دیگر استفاده شده است. در شکل‌های ۲۱ تا ۲۳ به خوبی دیده می‌شود که در صورت استفاده از هلیوم به جای هیدروژن و هوا به عنوان سیال عامل در موتور استرلینگ، توان تولیدی موتور بیشتر می‌شود. بر اساس نتایج بدست آمده با تغییر گاز عامل و استفاده از گاز هیدروژن به جای گاز هلیوم میزان حرارت ورودی، حرارت خروجی و توان خروجی موتور افزایش می‌یابد. استفاده از گاز هیدروژن باعث کم شدن حرارت ورودی به موتور می‌شود در نتیجه مقادیر حرارت بازیابی شده در بازیاب موتور نیز کاهش می‌یابد (شکل ۲۱). از طرف دیگر گاز هلیوم به تنهایی خصوصیات ترمودینامیکی نسبتاً خوبی داشته و سبک می‌باشد و خطرات هیدروژن را ندارد. بر اساس نتایج بدست آمده، با توجه به توان حرارتی ورودی برای افزایش توان خروجی موتور، گاز هلیوم مناسب می‌باشد. همانطور اشاره شد با افزایش نسبت فشار کمپرسور توان خالص تولیدی سیستم ابتدا افزایش یافته و در نسبت فشارهای بالاتر روند ثابتی خواهد داشت و از طرفی در صورت تغییر نوع سیال در موتور استرلینگ از هیدروژن به هلیوم، توان خالص تولیدی سیستم افزایش می‌یابد (شکل ۲۲). همانطور که در شکل ۲۳ مشاهده می‌شود با افزایش نسبت فشار کمپرسور راندمان الکتریکی سیستم کاهش می‌یابد همچنین در صورت استفاده از هلیوم به جای هیدروژن راندمان الکتریکی افزایش می‌یابد و دلیل آن سبک بودن هلیوم نسبت به هیدروژن می‌باشد.

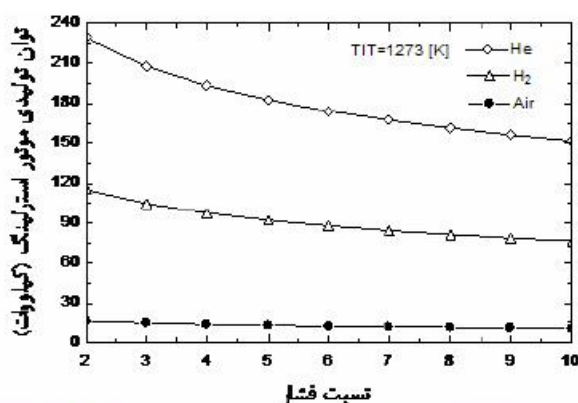


Fig. 21. Effect of compressor pressure ratio and type of Stirling engine working fluid on Stirling engine power output

شکل ۲۱: تغییرات توان تولیدی موتور استرلینگ نسبت به تغییر فشار کاری کمپرسور و نوع سیال در موتور استرلینگ

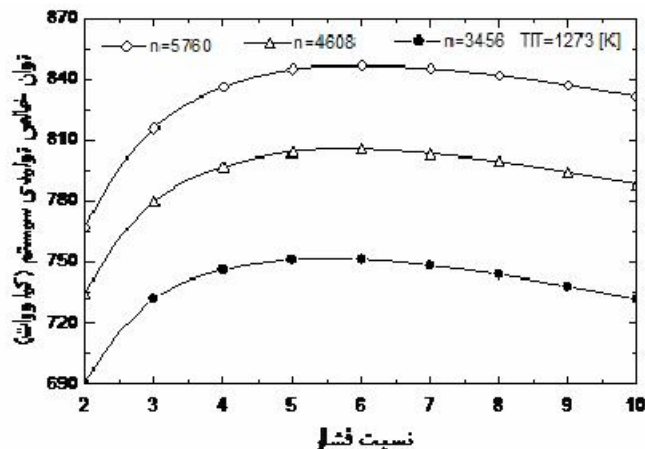


Fig. 19. Effect of compressor pressure ratio and the number of cells on net power production of hybrid system

شکل ۱۹: تغییرات توان خالص تولیدی سیستم نسبت به تغییر فشار کاری کمپرسور و تعداد سلول‌های پیل سوختی

یافته و گرمای دریافتی توسط موتور استرلینگ کاهش می‌یابد. از سوی دیگر عملکرد موتور وابسته به گرمای دریافتی می‌باشد که با کاهش آن میزان توان تولیدی توسط موتور نیز سیر نزولی داشته و کاهش می‌یابد. از سوی دیگر نتایج ارائه شده در شکل‌های ۱۸ و ۱۹ نشان می‌دهد که افزایش تعداد سلول‌ها سبب افزایش توان خالص تولیدی در پیل سوختی و سیستم هیبریدی خواهد شد. مقایسه دو پارامتر نسبت فشار کاری کمپرسور و تعداد سلول‌های پیل سوختی نشان می‌دهد که افزایش تعداد سلول‌های پیل تأثیر بیشتری در توان تولیدی و کارایی سیستم هیبریدی خواهد داشت.

در این قسمت اثر تعداد سلول‌های پیل سوختی بر روی عملکرد سیستم هیبریدی بررسی شده است. در شکل ۲۰ تغییرات راندمان الکتریکی سیستم هیبریدی معرفی شده، در نسبت فشارهای کاری مختلف و تعداد سلول‌های متفاوت نشان داده شده است. همانطور که در مطالب فوق عنوان شد با افزایش فشار کاری کمپرسور راندمان الکتریکی سیستم کاهش می‌یابد. نتایج

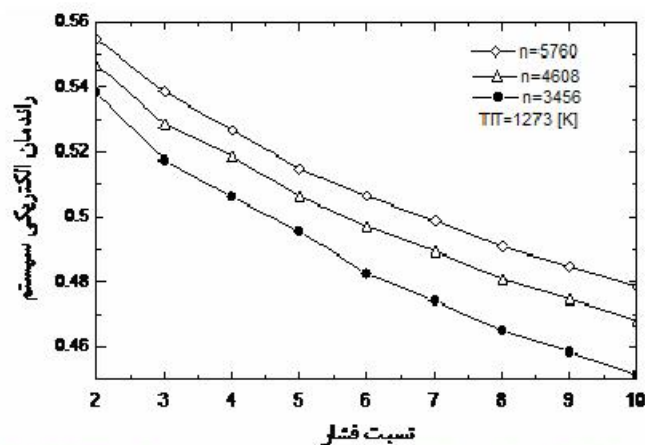


Fig. 20. Effect of compressor pressure ratio and the number of cells on electrical efficiency of hybrid system

شکل ۲۰: تغییرات راندمان الکتریکی سیستم نسبت به تغییر فشار کاری کمپرسور و تعداد سلول‌های پیل سوختی

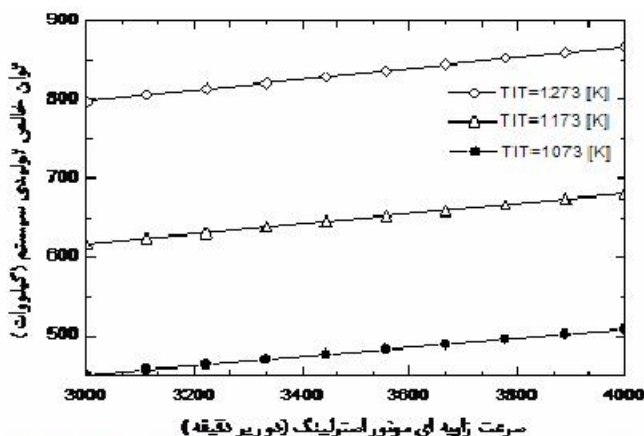


Fig. 24. Effect of Stirling engine angular velocity on power output of hybrid system

شکل ۲۴: تغییرات توان خالص تولیدی سیستم نسبت به تغییر سرعت زاویه‌ای موتور استرلینگ

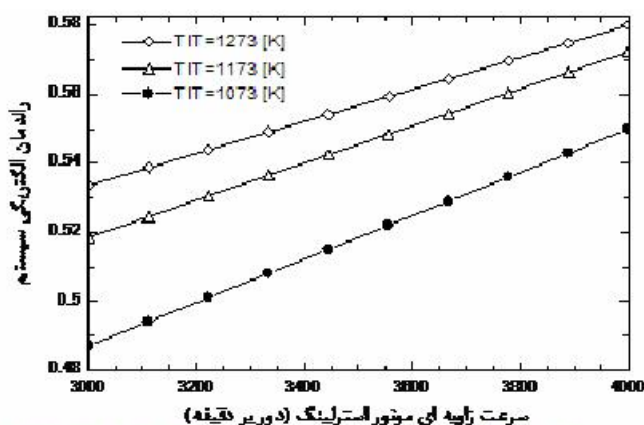


Fig. 25. Effect of Stirling engine angular velocity on electrical efficiency of hybrid system

شکل ۲۵: تغییرات راندمان الکتریکی سیستم نسبت به تغییر سرعت زاویه‌ای موتور استرلینگ

بازده می‌شود.

در ادامه تاثیر افزایش قطر لوله‌های خنک‌کن موتور استرلینگ بر روی توان تولیدی موتور و راندمان الکتریکی سیستم بررسی می‌شود. همانطور که مشاهده می‌شود با افزایش قطر لوله‌های خنک‌کن توان تولیدی موتور استرلینگ کاهش می‌یابد با افزایش قطر لوله‌ها انتقال گرما از سیستم به محیط بیشتر بوده و گازهای گرم کاملاً سرد شده و به سمت بازیاب حرکت می‌کنند و در این صورت سیستم گرمای بیشتری از دست داده و این عامل باعث کاهش توان تولیدی موتور می‌شود. همچنین با افزایش دمای گازهای ورودی به توربین توان تولیدی موتور افزایش می‌یابد.

همانطور که اشاره شد با افزایش قطر لوله‌های خنک‌کن موتور توان تولیدی موتور کاهش می‌یابد و به دنبال آن توان تولیدی کل سیستم و راندمان الکتریکی سیستم نیز کاهش خواهد یافت. همچنین با افزایش دمای گازهای ورودی به توربین راندمان الکتریکی سیستم افزایش می‌یابد.

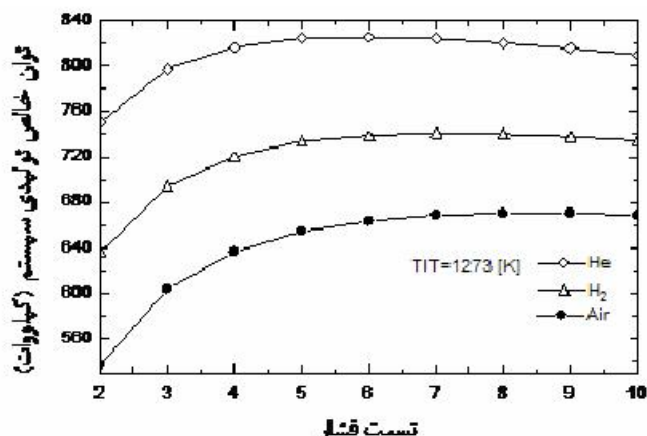


Fig. 22. Effect of compressor pressure ratio and type of stirling engine working fluid on power production of hybrid system

شکل ۲۲: تغییرات توان خالص تولیدی سیستم نسبت به تغییر فشار کاری کمپرسور و نوع سیال در موتور استرلینگ

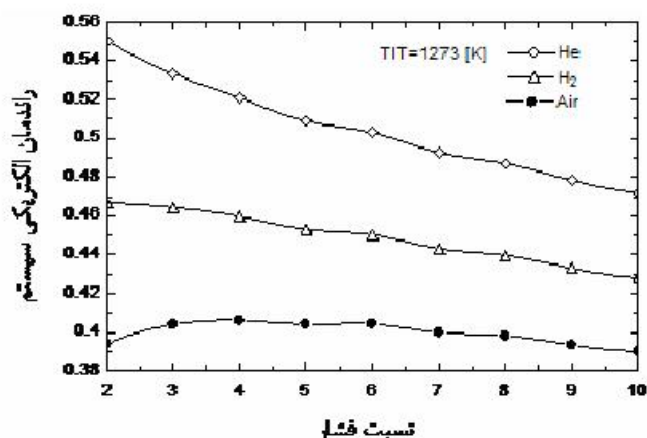


Fig. 23. Effect of compressor pressure ratio and type of stirling engine working fluid on electrical efficiency of hybrid system

شکل ۲۳: تغییرات راندمان الکتریکی سیستم نسبت به تغییر فشار کاری کمپرسور و نوع سیال در موتور استرلینگ

در شکل‌های ۲۴ و ۲۵ تاثیر سرعت زاویه‌ای (فرکانس) موتور بر روی توان تولیدی سیستم و بازده کلی سیستم بررسی شده است. با افزایش فرکانس موتور استرلینگ دور موتور بیشتر شده و با سرعت بیشتری فلای‌ویل را می‌چرخاند و توان تولیدی موتور افزایش می‌یابد. با افزایش فرکانس موتور استرلینگ، توان تولیدی موتور استرلینگ افزایش یافته و باعث افزایش توان تولیدی کل سیستم هیبریدی می‌شود. همچنین با افزایش دمای گازهای ورودی به توربین توان تولیدی توسط توربین و موتور استرلینگ بیشتر شده و موجب افزایش توان تولیدی سیستم می‌شود. در این حالت توان تولیدی سیستم نسبت به حالت‌های بررسی شده قبلی بیشترین مقدار را خواهد داشت (شکل ۲۴).

همانطور که در شکل ۲۵ مشاهده می‌شود با افزایش فرکانس موتور استرلینگ بازده کلی سیستم با یک شیب تند افزایش می‌یابد. همچنین همانند حالت قبل با افزایش دمای گازهای ورودی به توربین، بازده کلی سیستم افزایش می‌یابد. افزایش توان تولیدی سیستم هیبریدی باعث افزایش

۸- نتیجه گیری

در این تحقیق سیستم ترکیبی توربین گاز، پیل سوختی اکسید جامد و موتور استرلینگ از دیدگاه ترمودینامیکی مورد تحلیل و بررسی قرار گرفت. در این تحقیق از هیدروژن خالص به عنوان سوخت استفاده شده بود و این مسئله باعث کاهش وزن سیستم و افزایش کارایی آن شد. مهم‌ترین نتایج بدست آمده از این تحقیق عبارت است از:

- با افزایش نسبت فشار کمپرسور، نسبت انبساط در توربین نیز بیشتر شده و این مساله سبب کاهش دمای گازهای خروجی از توربین می‌شود. این مساله سبب کاهش گرمای ورودی به موتور استرلینگ شده و در نتیجه توان تولیدی موتور استرلینگ را کاهش می‌دهد.
- با افزایش نسبت فشار کمپرسور، در نسبت فشارهای پایین ترم افزایش فشار پیل بر کاهش دمای آن غالب بوده و توان تولیدی پیل افزایش خواهد یافت. از سوی دیگر نتایج نشان می‌دهد که در نسبت فشارهای بالاتر نرخ تغییرات توان تولیدی پیل تقریباً ثابت خواهد ماند.
- با افزایش نسبت فشار کمپرسور، راندمان الکتریکی سیستم کاهش خواهد یافت. دلیل کاهش راندمان الکتریکی سیستم در نسبت فشارهای بالا افزایش کار مصرفی کمپرسور و ثابت ماندن توان تولیدی در پیل سوختی می‌باشد.
- با افزایش نسبت فشار کمپرسور دمای گازهای خروجی از توربین کاهش یافته و گرمای کمتری به موتور استرلینگ خواهد رسید. از آنجائیکه عملکرد موتور استرلینگ تابع دمای خروجی از توربین می‌باشد، با کاهش دما توان تولیدی راندمان الکتریکی این موتور کاهش می‌یابد.
- افزایش نسبت فشار در سیستم سبب افزایش چگالی جریان در پیل شده و این مساله سبب افزایش فعل و انفعالات شیمیایی در پیل و در نتیجه بالا رفتن حرارت تولیدی در آن خواهد شد.
- افزایش تعداد سلول‌های پیل سوختی تأثیری بر توان تولیدی موتور استرلینگ ندارد. دلیل عمده این مساله این است که با افزایش نسبت فشار کمپرسور، دمای گازهای خروجی از توربین کاهش یافته و گرمای دریافتی توسط موتور استرلینگ کاهش می‌یابد.
- در چگالی جریان ثابت با افزایش تعداد سلول‌های پیل، راندمان الکتریکی سیستم به طور قابل توجهی افزایش پیدا می‌کند. دلیل عمده این مساله افزایش توان تولیدی پیل می‌باشد. با توجه به وابستگی شدید عملکرد سیستم هیبریدی به پیل سوختی، افزایش توان تولیدی در پیل سبب بالا رفتن توان تولیدی و راندمان الکتریکی سیستم هیبریدی خواهد شد.
- براساس نتایج بدست آمده با تغییر گاز عامل و استفاده از هلیوم به جای هیدروژن توان تولیدی سیستم و بازده کلی سیستم افزایش می‌یابد.

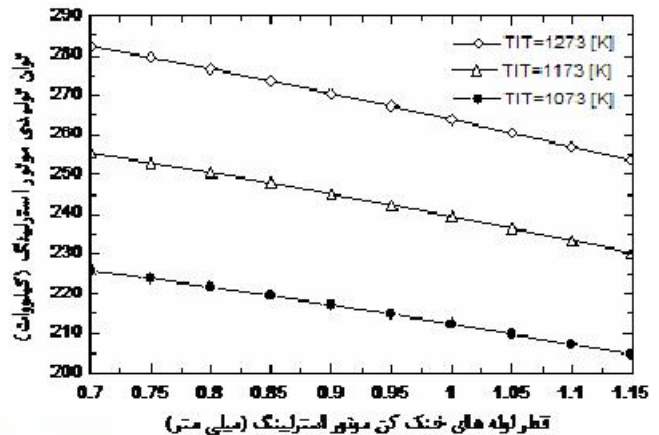


Fig. 26. Effect of cooling pipe diameter on Stirling engine power output

شکل ۲۶: تغییرات توان تولیدی موتور استرلینگ نسبت به تغییر قطر لوله‌های خنک‌کن

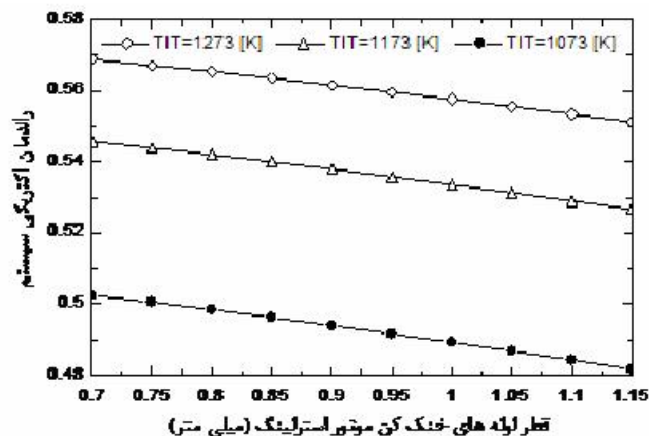


Fig. 27. Effect of cooling pipe diameter on electrical efficiency of hybrid system

شکل ۲۷: تغییرات راندمان الکتریکی سیستم نسبت به تغییر قطر لوله‌های خنک‌کن

شکل زیر سهم هر کدام از مولدها را در تولید توان الکتریکی نشان می‌دهد. در یک نسبت فشار معین و بهینه و در یک دمای معین پیل، مقدار توان تولیدی توسط پیل سوختی بیشتر از سایر اجزای سیستم می‌باشد که به خوبی در شکل دیده می‌شود.

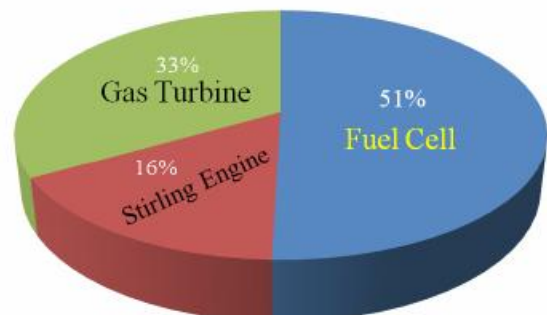


Fig. 28. The contribution of each generator to produce electric power

شکل ۲۸: سهم هر کدام از مولدها در تولید توان الکتریکی

- [9] Ghanbari Bavarsad, P., "Energy and Exergy Analysis of Internal Reforming Solid Oxide Fuel Cell-Gas Turbine Hybrid System", *International Journal of Hydrogen Energy*, 32.17 (2007): 4591-4599.
- [10] Ciesar, A., "Hybrid Systems Development by The Siemens Westinghouse Power Corporation", U.S. Department of Energy, Natural Gas Renewable Energy Hybrids Workshop, August 2001.
- [11] Haseli, Y., I. Dincer and G.F. Naterer, "Thermodynamic modeling of a gas turbine cycle combined with a solid oxide fuel cell", *Journal of Hydrogen energy*, 33.20 (2008): 5811-5822.
- [12] Haseli, Y., I. Dincer and G.F. Naterer, "Thermodynamic analysis of a combined gas turbine power system with a solid oxide fuel cell through exergy", *Journal of Thermochimica Acta*, 480.1 (2008): 1-9.
- [13] Chen, N. C. J., and F. P. Griffin, "A Review of Stirling Engine Mathematical Models", August, 1983.
- [14] Roy C. Tew, Jr, "Computer Program for Stirling Engine Performance Calculations", Ohio, January, 1983.
- [15] Martini, W. R., "Stirling Engine Design Manual", University of Washington, April 1978.
- [16] Urieli, I. and D.M. Berchowitz, "Stirling Cycle Engine Analysis", Oxford University Press, Oxford, 1984.
- [17] Ernst, W. D., and Richard K. Shaltens, "Automotive Stirling Engine Development Project", New York, 1997.
- [18] Chan, S.H., H.K. Ho and Y. Tian, "Modelling of Simple Hybrid Solid Oxide Fuel Cell and Gas Turbine Power Plant", *Journal of Power Sources*, 109.1 (2002): 111-120.
- [1] Williams, M. C., "Fuel cell handbook", EG&G Technical Services, Inc., West Virginia, 2004.
- [2] Ziabasharhagh, M., and Mahmoodi, M., "Numerical Solution of Beta-type Stirling Engine by Optimizing Heat Regenerator for Increasing Output Power and Efficiency," *Journal of Mechanical Engineering*, 13.2 (2011): 77-103. (in Persian)
- [3] Schmidt, G., "The Theory of Lehmann's Calorimetric Machine", *Z.Vereines Deutcher Ingenieure*, 15, part 1, 1871.
- [4] Poullikkas, A., "An overview of current and future sustainable gas turbine technologies", *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 9 (2005): 409-443.
- [5] Muñoz, C.B. and M. Rokni, "Analysis of Hybrid SOFC-Stirling Engine Plants", Master Thesis Thermal Energy Systems, Department of Mechanical Engineering, Technical University of Denmark, February 2011.
- [6] Chen, L., Houcheng Zhang, Songhua Gao and Huixian Yan, "Performance optimum analysis of an irreversible molten carbonate fuel cell Stirling heat engine hybrid system", *Energy*, 64 (2014): 923-930.
- [7] Rokni, M., "Biomass gasification integrated with a solid oxide fuel cell and Stirling engine", *Energy*, 54 (2014): 1-13.
- [8] Volkan Akkaya, A., "Electrochemical Model for Performance Analysis of a Tubular SOFC", *International Journal of Energy Research*, 31.1 (2007): 79-98.

برای ارجاع به این مقاله از عبارت زیر استفاده کنید:



Please cite this article using:

J. Pirkandi, M. Mahmoodi, Sh. Khodaparast, "Modeling and Analysis of a Combined Power Generation System Performance Equipped with Three Electrical Energy Generators", *Amirkabir J. Mech. Eng.*, 49(1) (2017) 185-202.
DOI: 10.22060/mej.2016.768

