

شبیه‌سازی و آنالیز ترمودینامیکی سیکل ترکیبی توربین گازی مجهز به پیل سوختی اکسید جامد لوله‌ای و بررسی میزان برگشت‌ناپذیری سیستم ترکیبی

هامون پورمیرزاآقا^{۱*}، دانشجوی دکتری، رضا ابراهیمی^۲، دانشیار

گروه مهندسی مکانیک و هوافضا- دانشگاه آزاد اسلامی - واحد رامسر- رامسر- ایران

hamoon_pourmirzaagha@yahoo.com

دانشکده مهندسی هوافضا- دانشگاه صنعتی خواجه نصیرالدین طوسی - تهران - ایران

REbrahimi@kntu.ac.ir

ارسال مقاله: ۹۰/۶/۲۰ اصلاحیه: ۹۰/۷/۲

پذیرش مقاله: ۹۱/۳/۱

چکیده: در این مقاله، به بررسی عملکرد ترمودینامیکی سیستم ترکیبی توربین گاز مجهز به پیل سوختی اکسید جامد لوله‌ای با سوخت هیدروژن پرداخته شده است. کلیه اجزای سیستم، جداگانه به کمک روابط ترمودینامیکی مدل‌سازی شده است. آثار پارامترهای مختلف بر راندمان سیکل و آنتروپی تولیدی سیستم ترکیبی، مورد مطالعه قرار گرفته است. برای صحت کار، نتایج حاضر با نتایج مراجع معتبر مقایسه شده و مطابقت خوبی مشاهده شده است. نتایج شبیه‌سازی نشان داد که با افزایش دمای ورود به توربین، راندمان سیستم ترکیبی کاهش می‌یابد، این در حالی است که توان سیستم افزایش می‌یابد. همچنین، افزایش دمای ورود به توربین و افزایش نسبت فشار، باعث افزایش آنتروپی تولیدی و در نتیجه افزایش برگشت‌ناپذیری سیستم می‌شود. نتایج تحقیق در نقطه طراحی نشان داد که ۶۰٪ برگشت‌ناپذیری سیستم ناشی از محفظه احتراق و پیل سوختی (۳۲٪ میزان آنتروپی تولیدی، سهم محفظه احتراق و ۲۸٪ سهم پیل سوختی اکسید جامد) و ۱۷٪ نیز سهم مبدل حرارتی است. همچنین سیستم ترکیبی دارای راندمان ۵۶/۹٪ می‌باشد، در حالی که سیستم بدون پیل سوختی دارای راندمان ۳۱/۴٪ است که نشان از عملکرد فوق‌العاده سیستم ترکیبی دارد.

واژه‌های کلیدی: پیل سوختی اکسید جامد، توربین گاز، آنتروپی تولیدی، راندمان.

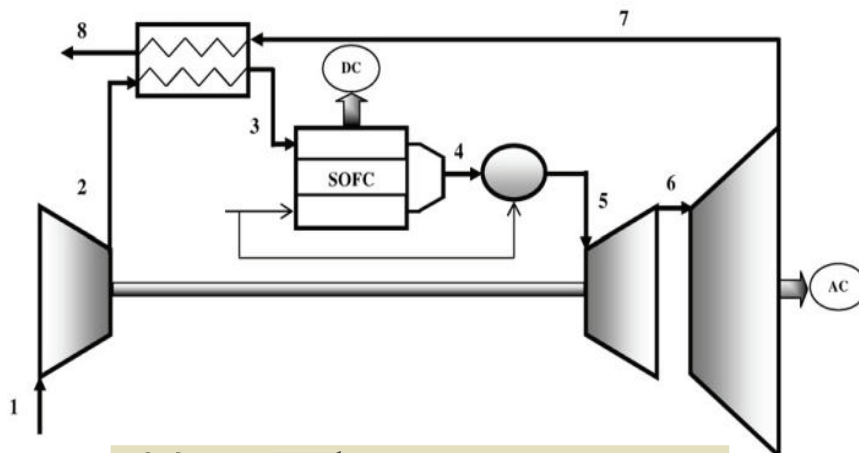
۱. مقدمه

در سال‌های اخیر، پیل سوختی، یکی از پر بازده‌ترین منابع تولید انرژی بوده است. پیل سوختی، یک دستگاه الکتروشیمیایی است که طی واکنش بین هیدروژن و اکسیژن، الکتروسیته و گرما تولید می‌کند. پیل سوختی، نسبتاً آرام و بی‌صداست، به همین دلیل جهت تولید برق محلی مناسب می‌باشد [۱]. همچنین پیل سوختی به عنوان یک فن‌آوری نوین برای تولید توان در توربین‌های گازی به کار گرفته و باعث افزایش بازده تا ۶۰٪ می‌شود، در حالی که در توربین‌های گازی معمولی، به علت تلفات زیاد در محفظه احتراق، بازده در حدود ۳۰٪ تا ۳۵٪ است. از میان انواع پیل سوختی، نوع اکسید جامد به دلیل راندمان بالا، آلودگی کم، تنوع سوخت مصرفی و از همه مهم‌تر دمای بالای گاز خروجی، بهترین گزینه برای استفاده در توربین‌گازی به شمار می‌رود. به همین دلیل در سال‌های اخیر، این تکنولوژی بسیار مورد توجه قرار گرفته است [۲ و ۳].

گرچه تحقیقات در زمینه پیل سوختی اکسید جامد از اواخر دهه ۵۰ میلادی آغاز گردید، ولی نتایج یک مدل ساده پیل سوختی اکسید جامد در اواسط دهه ۸۰ منتشر شد؛ لذا اولین مقالات در زمینه سیستم‌های ترکیبی پیل سوختی اکسید جامد به اوایل دهه ۹۰ برمی‌گردد. مفهوم به کارگیری توربین‌گاز در کنار پیل سوختی، سال‌هاست که شناخته شده و تاکنون تحقیقات زیادی با استفاده از قانون اول ترمودینامیک بر روی آن انجام شده است. در سال ۲۰۰۰، ماسارادو و لوبلی یک مطالعه مفهومی درباره بررسی عملکرد سیکل ترکیبی انجام دادند [۴]. مدل ریاضی ارائه شده توسط آن‌ها، عملکرد پیل را در حالت یکنواخت و پایدار شبیه‌سازی می‌کرد. کاستامگنا و همکاران، طراحی و عملکرد سیستمی متشکل از میکروتوربین‌گاز با بازیاب حرارتی و پیل سوختی اکسید جامد دما بالا را مورد آزمایش قرار دادند

[۵]. همچنین کارهای متعدد دیگری در این زمینه توسط محققان مختلف مانند چان و همکاران [۶ و ۷] انجام شده است. یانگ و همکاران [۸] دو سیستم با بهسازی سوخت به صورت داخلی و خارجی در نظر گرفتند و تأثیر محدودیت در اختلاف دمای استک پیل سوختی را بر عملکرد آن‌ها بررسی کردند. پارک و همکاران [۹]، مشخصات طراحی و عملکرد یک سیستم ترکیبی را با در نظر گرفتن یک توربین‌گاز مشخص بررسی کردند. در بیشتر تحقیقات مذکور، عملکرد سیستم ترکیبی پیل سوختی و توربین‌گاز با توجه به قانون اول ترمودینامیک بررسی شده است. همچنین کارهای گوناگون دیگری با در نظر گرفتن قانون دوم ترمودینامیک بر روی این سیستم انجام شده که به بررسی قانون دوم ترمودینامیک بر روی سیستم و هر یک از اجزای آن می‌پردازد و نرخ برگشت‌ناپذیری را در اجزای سیستم بررسی می‌کند. دانستن سهم هر یک از اجزا از نرخ برگشت‌ناپذیری کل سیستم، می‌تواند منشأ بهبود و اصلاح در اجزا و فرآیند سیستم شود. هسلی و همکاران [۱۰ و ۱۱]، در دو مطالعه جداگانه، به بررسی تخریب انرژی و آنتروپی تولیدی در یک سیستم ترکیبی پرداختند. آنان نشان دادند که با اضافه شدن پیل سوختی به توربین‌گاز، بازده قانون اول به میزان ۲۷/۸ درصد افزایش می‌یابد.

در مقاله حاضر، سیستم ترکیبی که در شکل (۱) نشان داده شده، مورد تحلیل و بررسی قرار گرفته است [۱۰]. در این تحقیق، مدل پیل سوختی به صورت کامل با روابط ترمودینامیکی مدل‌سازی شده است. سوخت مصرفی پیل سوختی هیدروژن می‌باشد. ابتدا روابط الکتروشیمیایی پیل سوختی به کمک روابط ترمودینامیکی، مدل شده و سپس با سیستم توربین‌گاز کوپل گردیده است. این مدل‌سازی در نرم‌افزار متلب به صورت کد نوشته شده است.



شکل (۱): نمایی از سیستم ترکیبی توربین‌گاز با پیل سوختی [۱۰]

$$\dot{m}_1 h_1 + \dot{w}_c = \dot{m}_2 h_2 \quad (1)$$

توان مصرفی کمپرسور که از طریق توربین تأمین می‌شود، به صورت زیر است:

$$\dot{w}_c = \dot{m}_1 (h_2 - h_1) \quad (2)$$

راندمان آیزنتروپیک کمپرسور نیز به صورت زیر تعریف می‌شود:

$$\eta_c = \frac{\dot{w}_{cs}}{\dot{w}_{ca}} = \frac{h_{2s} - h_1}{h_2 - h_1} \quad (3)$$

برای تحلیل قانون دوم سیستم، با مشخص بودن شرایط ورودی و خروجی، نرخ آنتروپی تولیدی در طی فرآیند تراکم به صورت زیر محاسبه می‌شود:

$$S_{gen,c} = \dot{m}_1 (s_2 - s_1) \quad (4)$$

۲.۲. مدل سازی مبدل حرارتی

مبدل حرارتی به طور گسترده در فرآیندهای صنعتی مورد استفاده قرار می‌گیرند و طراحی بسیار متنوعی دارند. نقطه مشترک همه آنها این است که عملکرد هر کدام به سطح انتقال حرارت، خواص سیال و شکل جریان بستگی دارد.

راندمان مبدل حرارتی را می‌توان به صورت زیر نوشت [۱۲]:

$$\mathcal{E}_{recup} = \frac{T_3 - T_2}{T_7 - T_2} \quad (5)$$

قانون اول ترمودینامیک برای مبدل حرارتی به صورت زیر نوشته می‌شود:

$$\dot{m}_2 (h_3 - h_2) = \dot{m}_7 (h_7 - h_8) \quad (6)$$

از رابطه بالا برای محاسبه دمای گازهای گرم خروجی از سیکل می‌توان استفاده کرد.

با توجه به بقای جرم، نرخ آنتروپی تولیدی در مبدل حرارتی به صورت زیر است:

$$S_{gen,recup} = \dot{m}_2 (s_3 - s_2) - \dot{m}_7 (s_7 - s_8) \quad (7)$$

۳.۲. مدل سازی پیل سوختی اکسید جامد

مدل پیل سوختی اکسید جامد مورد مطالعه در این مقاله، بر اساس مدل توسعه یافته پیل سوختی اکسید جامد لوله در [۱۳] می‌باشد. واکنش‌های الکتروشیمیایی در آند و کاتد بر اساس رابطه‌های زیر رخ

سیستم مورد مطالعه شامل ۶ جزء است: کمپرسور؛ مبدل حرارتی (بازیاب)؛ پیل سوختی؛ محفظه احتراق؛ توربین و توربین قدرت. در این سیستم، هوا در نقطه ۱ وارد کمپرسور می‌شود و به حالت فشرده از نقطه ۲ خارج می‌گردد. هوای فشرده شده وارد مبدل حرارتی می‌شود و با انتقال گرما از جریان گرم خروجی توربین، دمای هوای فشرده تا نقطه ۳ بالا می‌رود. هوای گرم شده در مبدل حرارتی، پس از خروج، وارد پیل سوختی و سپس وارد کاتد پیل سوختی می‌شود. از طرف دیگر، سوخت وارد آند پیل سوختی می‌شود. پس از انجام واکنش الکتروشیمیایی درون پیل سوختی و تولید توان، خروجی آند به محفظه احتراق می‌رود و به همراه مقدار سوختی دیگر که به محفظه احتراق وارد شده، واکنش می‌دهد و محصولات با دمای بالا تولید می‌کند. خروجی محفظه احتراق در نقطه ۵ وارد توربین می‌شود و پس از به گردش درآوردن کمپرسور، در نقطه ۶ وارد توربین قدرت می‌گردد و تولید توان می‌کند، سپس در نقطه ۷ وارد بازیاب می‌شود و پس از گرم کردن هوای ورودی به پیل سوختی، در نقطه ۸ وارد محیط می‌شود.

۲. مدل سازی سیستم ترکیبی توربین گاز با پیل سوختی اکسید جامد

در این قسمت، معادلات حاکم بر اجزای سیکل ترکیبی توربین گاز با پیل سوختی اکسید جامد جهت مدل سازی ترمودینامیکی آورده شده است. برای مدل سازی ترمودینامیکی، فرضیه‌های زیر در نظر گرفته می‌شوند: ۱. کلیه اجزای توربین گاز، آدیاباتیک فرض می‌شوند؛ ۲. جریان سیال در تمام اجزا پایدار است؛ ۳. تغییرات انرژی‌های پتانسیل و جنبشی صفر فرض می‌شود؛ ۴. رفتار تمام گازها به صورت گاز ایده‌آل است؛ ۵. از آثار مربوط به خنک کاری توربین صرف نظر می‌شود.

۱.۲. مدل سازی کمپرسور

هوای ورودی به کمپرسور، هوای محیط می‌باشد. ترکیب مولی هوا به صورت ۰/۲۱ مول اکسیژن و ۰/۷۹ مول نیتروژن در نظر گرفته شده است. در سیستم‌های ترکیبی هوای فشرده شده توسط کمپرسور، پس از گرم شدن توسط مبدل حرارتی، وارد کاتد پیل سوختی می‌شود. کمپرسور را می‌توان به عنوان یک حجم کنترل در نظر گرفت؛ بنابراین، رابطه قانون اول برای آن به صورت زیر خواهد بود:

الکتروشیمیایی بر روی سطح الکتروود است. در واکنش های الکتروشیمیایی نیز مانند واکنش های شیمیایی، واکنشگرها باید از سد انرژی فعال‌سازی عبور کنند. اتلاف حاصل از پلاریزاسیون فعال‌سازی در دانسیته جریان پایین قابل ملاحظه است و با افزایش دانسیته جریان به میزان کمی افزایش می‌یابد. پلاریزاسیون فعال‌سازی توسط رابطه نیمه تجربی باتلر-ولمر به صورت زیر بیان می‌شود [۲]:

$$i = i_o \left\{ \exp \left(\alpha \frac{n_e F}{RT} V_{act} \right) - \exp \left[-(1-\alpha) \frac{n_e F}{RT} V_{act} \right] \right\} \quad (11)$$

که i چگالی جریان الکتریکی است و واحد آن A/m^2 می‌باشد. از رابطه (۱۱) نمی‌توان V_{act} را به صورت مستقیم به دست آورد، اما برای پیل‌های سوختی با الکتروود هیدروژن مقدار α برابر ۰/۵ فرض می‌شود و خواهیم داشت [۱۶]:

$$V_{act} = \frac{2RT}{n_e F} \sinh^{-1} \left(\frac{i}{2i_o} \right) \quad (12)$$

از طرفی چگالی جریان تبدلی، از رابطه نیمه‌تجربی برای آند و کاتد محاسبه می‌شود [۱۶]:

$$i_{o,an} = \gamma_{an} \left(\frac{P_{H_2}}{P_{ref}} \right) \left(\frac{P_{H_2O}}{P_{ref}} \right) \exp \left(-\frac{E_{act,an}}{RT} \right) \quad (13)$$

$$i_{o,ca} = \gamma_{ca} \left(\frac{P_{O_2}}{P_{ref}} \right)^{0.25} \exp \left(-\frac{E_{act,ca}}{RT} \right) \quad (14)$$

P_{ref} فشار اتمسفر در نظر گرفته شده است. ثابت‌های مورد نیاز از جدول (۱) به دست می‌آیند.

جدول (۱): ثابت‌های محاسباتی چگالی جریان تبدلی [۱۷]

	کاتد	آند
$\gamma \left(\frac{A}{m^2} \right)$	$1/149 \times 10^{10}$	$2/13 \times 10^8$
$E_{act} \left(\frac{kJ}{mol} \right)$	۱۶۰	۱۱۰

۲.۴.۲. پلاریزاسیون اهمی

این افت ولتاژ، نتیجه مقاومت الکتروودها و صفحات اتصال دهنده در برابر جریان الکترون‌ها و مقاومت کنترولیت در برابر جریان یون‌هاست. از آنجا که این افت ولتاژ به صورت مستقیم با دانسیته جریان پیل متناسب است، به آن پلاریزاسیون اهمی گفته می‌شود. با افزایش دانسیته جریان پیل، این افت ولتاژ نیز به تدریج افزایش

می‌دهد [۱۴ و ۱۵]:



برای محاسبه ولتاژ پیل سوختی از معادله مشهور نرنست که به صورت زیر می‌باشد، استفاده می‌شود [۲]:

$$E = E^o - \frac{RT}{n_e F} \ln \left(\frac{P_{H_2O}}{P_{H_2} P_{O_2}^{1/2}} \right) \quad (9)$$

که E بیشینه ولتاژ تئوری است که ولتاژ مدار باز نامیده می‌شود و زمانی که هیچ جریانی در مدار نباشد، ولتاژ پیل برابر آن خواهد بود. همان‌طور که دیده می‌شود با افزایش غلظت واکنش‌دهنده‌ها بیشینه ولتاژ پیل افزایش می‌یابد.

۴.۲. ولتاژ عملکرد پیل سوختی اکسید جامد

وقتی پیل سوختی تحت شرایط عملکردی تولید جریان خارجی کار می‌کند، مقداری افت ولتاژ در پیل اتفاق می‌افتد که باعث می‌شود ولتاژ خروجی پیل همیشه کمتر از مقدار بیشینه ولتاژ باشد. افت‌ها که معمولاً پلاریزاسیون نامیده می‌شوند، عبارت‌اند از:

۱. پلاریزاسیون فعال‌سازی V_{act}

۲. پلاریزاسیون اهمی V_{ohm}

۳. پلاریزاسیون غلظت V_{con}

بنابراین ولتاژ اندازه‌گیری شده در یک پیل سوختی عملی معمولاً از ولتاژ برگشت‌پذیر کمتر است. ولتاژ عملکرد پیل سوختی پس از محاسبه V_{act} ، V_{ohm} ، V_{con} به صورت زیر تعیین می‌شود:

$$V = E - V_{act} - V_{ohm} - V_{con} \quad (10)$$

در رابطه بالا افت ولتاژ معمولاً به فشار جزئی گازها، دما و چگالی جریان در یک پیل سوختی واقعی بستگی دارد. در ادامه به محاسبه افت ولتاژ در پیل سوختی پرداخته می‌شود.

۱.۴.۲. پلاریزاسیون فعال‌سازی

پلاریزاسیون فعال‌سازی V_{act} وابسته به سرعت واکنش

گرادیان غلظت مؤثرند از جمله: نفوذ آهسته واکنشگرهای گازی در حفره‌های کاتالیست، انحلال واکنشگرها در الکترولیت، خروج آهسته محصول واکنش از الکترولیت.

در عمل انتقال کند واکنشگرها به مکان‌های فعال انجام واکنش سبب کند شدن فرآیند می‌شود. در شرایط عادی، عملکرد پیل، مقادیر مربوط به این افت ولتاژ بسیار کم است. این اتلاف در چگالی جریان بالا اثر بیشتری دارد، زیرا رساندن سوخت به میزان کافی به مکان‌های انجام واکنش با مشکل زیادی روبه‌رو می‌شود. این پلاریزاسیون با کمیتی به نام چگالی جریان حدی به صورت رابطه زیر بیان می‌شود:

$$V_{con} = \frac{RT}{n_e F} \ln \left(1 - \frac{i}{i_L} \right) \quad (20)$$

چگالی جریان حدی i_L ، جریانی است که در آن، نرخ مصرف سوخت برابر با مقدار آن در 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. در اینجا برای مدل‌سازی V_{con} از مقدار چگالی جریان حدی i_L ، برابر A/M^2 ۹۰۰۰ استفاده شده است [۱۶].

نرخ جریان مولی هیدروژن در واکنش الکتروشیمیایی با چگالی جریان ارتباط مستقیم دارد. با دانستن چگالی جریان با استفاده از قانون فارادی می‌توان نرخ مولی هیدروژن (z) را از رابطه زیر به دست آورد.

$$z = \frac{i \cdot A_{act} \cdot N}{n_e \cdot F} \quad (21)$$

N تعداد پیل سوختی است.

همچنین مقدار گازها در ورودی و خروجی پیل سوختی به صورت زیر موازنه می‌شود:

$$n_{H_2, in} = \frac{z}{U_f} \quad (22)$$

$$n_{O_2, in} = \frac{z}{2U_a} \quad (23)$$

$$n_{H_2, out} = n_{H_2, in} - z \quad (24)$$

$$n_{H_2O, out} = n_{H_2O, in} + z \quad (25)$$

$$n_{O_2, out} = n_{O_2, in} - \frac{z}{2} \quad (26)$$

می‌یابد. تلفات اهمی به شدت تابع دماست. به‌خصوص در مورد الکترولیت که بخش عمده‌ای از تلفات سلول در این بخش اتفاق می‌افتد. بر این اساس، پلاریزاسیون اهمی برای آند، کاتد، الکترولیت و متصل‌کننده داخلی به صورت زیر خواهد بود [۱۸]:

$$V_{ohm, an} = \frac{i \rho_{an} (A \pi D)^2}{8 d_{an}} \quad (15)$$

$$V_{ohm, ca} = \frac{i \rho_{ca} (8D)^2}{8 d_{ca}} A [A + 2(1 - A - B)] \quad (16)$$

$$V_{ohm, el} = i \rho_{el} d_{el} \quad (17)$$

$$V_{ohm, in} = i (\pi D) \rho_{in} \frac{d_m}{W_{in}} \quad (18)$$

A و B ثابت‌اند و مقادیر آن‌ها به ترتیب ۰/۸۰۴ و ۰/۱۳ می‌باشد. ρ و d نیز به ترتیب، مقاومت ویژه و ضخامت هر جزء پیل سوختی اکسید جامد می‌باشند. مقدار ضخامت هر جزء در جدول (۲) آورده شده است. $D=22\text{mm}$ قطر پیل سوختی اکسید جامد لوله‌ای و $W_{in} = 11\text{mm}$ عرض متصل‌کننده داخلی است. مقاومت ویژه تابع دما است و از رابطه تجربی زیر به دست می‌آید [۱۷]:

$$\rho = a \exp \left(\frac{b}{T} \right) \quad (19)$$

که ثابت‌های a و b مربوط به معادله (۱۹) در جدول (۲) آمده است.

جدول (۲): ثابت‌های محاسبه پلاریزاسیون اهمی [۱۷]

d	b	a	
۱۰۰	-۱۳۹۲	۰/۰۰۰۰۲۹۸	آند
۲۲۰۰	۶۰۰	۰/۰۰۰۰۸۱۱	کاتد
۴۰	۱۰۳۵۰	۰/۰۰۰۰۲۹۴	الکترولیت

۳.۴.۲. پلاریزاسیون غلظت

اگر واکنشگرها به مقدار کافی به الکتروود نرسد، نوعی افت در میزان پتانسیل در الکتروود به وجود می‌آید و شاهد به وجود آمدن یک گرادیان غلظت خواهیم بود. گونه‌های واکنش‌دهنده در پیل سوختی باید از کانال‌های سوخت و هوا از طریق محیط متخلخل الکتروود به محل انجام واکنش انتقال یابند. در این حالت، مکانیزم غالب انتقال، نفوذ است. به علاوه، محصولات واکنش الکتروشیمیایی که در آند ایجاد می‌شوند، پس از کاهش دادن غلظت سوخت در این ناحیه، مقاومت غلظتی را افزایش می‌دهند. عوامل فراوانی در به وجود آمدن

۶.۲. توربین

توربین، وظیفه تأمین کار مورد نیاز کمپرسور را بر عهده دارد و باید از لحاظ طراحی با کمپرسور مطابقت داشته باشد. برای مدل‌سازی توربین لازم است آن را به صورت یک حجم کنترل در نظر بگیریم. رابطه قانون اول برای آن به صورت زیر است:

$$\dot{m}_5 h_5 - \dot{m}_6 h_6 + \dot{w}_{PT} = 0 \quad (34)$$

راندمان آیزونروپیک توربین به صورت زیر تعریف می‌شود:

$$\eta_{PT} = \frac{h_5 - h_6}{h_5 - h_{6s}} \quad (35)$$

نرخ آنتروپی تولیدی نیز در توربین به صورت زیر می‌باشد:

$$S_{gen,GT} = \dot{m}_5 (s_6 - s_5) \quad (36)$$

۷.۲. توربین قدرت

توربین قدرت، وظیفه تولید توان را دارد. برای توربین قدرت می‌توان قانون اول ترمودینامیک را به صورت زیر نوشت:

$$\dot{m}_6 h_6 - \dot{m}_7 h_7 + \dot{w}_{PT} = 0 \quad (37)$$

و نرخ آنتروپی تولیدی در توربین قدرت به صورت زیر می‌باشد:

$$S_{gen,PT} = \dot{m}_6 (s_7 - s_6) \quad (38)$$

۳. معادلات تعادلی سیستم ترکیبی

بقای انرژی برای سیکل ترکیبی را می‌توان به صورت زیر نوشت

[۱۹]:

$$\dot{m}_1 h_1 + \dot{m}_{fuel,FC} \cdot U_f \cdot LHV_{H_2} + \dot{Q}_{comb} - \dot{m}_8 h_8 - \dot{Q}_{loss} - \dot{Q}_{surr} - \dot{W}_{FC,dc} - \dot{w}_{PT} = 0 \quad (39)$$

که گرمای تولیدی در محفظه احتراق و گرمای هدر رفته می‌باشد.

راندمان حرارتی سیکل ترکیبی توربین گاز با پیل سوختی به صورت نسبت توان خالص تولیدی خروجی به نرخ انرژی ورودی تعریف می‌شود؛ بنابراین رابطه راندمان حرارتی کل به صورت زیر تعریف می‌شود:

$$\eta_{th}^{cyc} = \frac{\dot{w}_{net}}{\dot{Q}_{tot}} \quad (40)$$

$$n_{N_2,out} = n_{N_2,in} \quad (27)$$

اکنون پس از محاسبه افت ولتاژهای فوق، ولتاژ کاری پیل با استفاده از معادله (۱۰) به دست می‌آید. توان مستقیم تولید شده توسط پیل سوختی اکسید جامد را می‌توان از رابطه زیر به دست آورد:

$$\dot{w}_{FC} = V_{cell} I \quad (28)$$

قانون اول ترمودینامیک برای پیل سوختی را می‌توان به صورت زیر نوشت:

$$\dot{m}_3 h_3 + \dot{m}_{fuel,FC} \times U_f \times LHV - \dot{w}_{FC,dc} - \dot{Q}_{surr} + \dot{m}_{fuel,FC} \times (1 - U_f) h_{fuel} - \dot{m}_4 h_4 = 0 \quad (29)$$

که $\dot{w}_{FC,dc}$ توان تولیدی پیل سوختی اکسید جامد است و \dot{Q}_{surr} گرمای هدر رفته از سیستم می‌باشد. مقدار گرمای هدر رفته در هر توده پیل سوختی از طریق میزان افت ولتاژ ایجاد شده در پیل سوختی قابل حصول است.

$$Q_{surr} = I \cdot \Delta V_{loss} = i \cdot A_{act} \cdot (E - V_{cell}) \quad (30)$$

نرخ آنتروپی تولیدی در پیل سوختی به صورت زیر است:

$$S_{gen,FC} = \dot{m}_4 s_4 - \dot{m}_3 s_3 - (\dot{m}s)_{fuel} \quad (31)$$

۵.۲. محفظه احتراق

محصولات خروجی از پیل سوختی به همراه مقداری از سوخت که در پیل سوختی واکنش نداده‌اند، همراه با سوخت اضافی وارد محفظه احتراق می‌شوند و در آنجا واکنش می‌دهند و گازهای خروجی با دمای بالا تولید می‌کنند. در مدل‌سازی جریان در محفظه احتراق فرض شده است که فرآیند احتراق یک فرآیند فشار ثابت است. همچنین فرض شده است که هیچ اتلاف انرژی در محفظه احتراق رخ نمی‌دهد.

قانون اول ترمودینامیک برای محفظه احتراق را می‌توان به صورت زیر نوشت [۱۹]:

$$(\dot{m}_3 + U_f \times \dot{m}_{fuel,FC}) h_4 + \dot{Q}_{comb} - \dot{m}_5 h_5 - \dot{Q}_{loss} = 0 \quad (32)$$

همچنین نرخ آنتروپی تولیدی در محفظه احتراق به صورت زیر است:

$$S_{gen,comb} = \dot{m}_5 s_5 - \dot{m}_4 s_4 - (\dot{m}s)_{fuel,comb} + \frac{Q_{loss}}{T_{surr}} \quad (33)$$

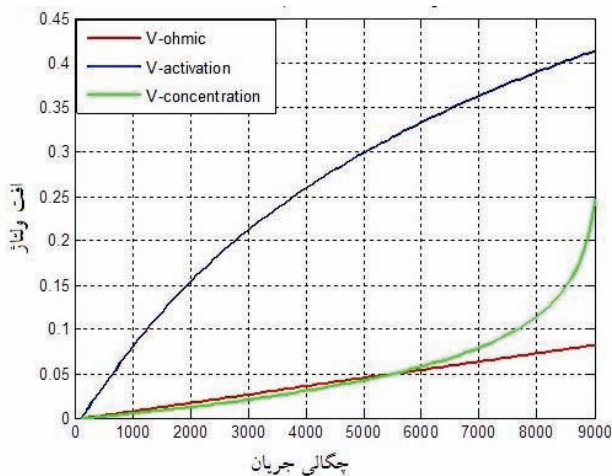
$$- \frac{Q_{comb}}{T_{comb}}$$

می‌دهد. میزان دبی ورودی هوا به کمپرسور $4/123 \text{ Kg/s}$ و دمای ورود به توربین 1273 K در نظر گرفته شده است.

جدول (۴): ورودی و خروجی مراحل نمودار بلوکی مربوط به شکل (۱) در نقطه طراحی

شماره	دما k	فشار kPa	دبی kg/s
۱	۲۸۸	۱۰۱/۳	۴/۱۲۳
۲	۴۶۰/۷۹۸	۴۰۵/۲	۴/۱۲۳
۳	۸۶۵/۹۹۲۴	۳۸۸/۹۹	۴/۱۲۳
۴	۱۰۰۹/۳	۳۷۲/۷۸	۴/۱۵۶۸۵
۵	۱۲۵۰	۳۵۲/۵۲	۴/۱۶۴۸
۶	۱۱۰۱/۳	۱۸۹/۵۴	۴/۱۶۴۸
۷	۹۶۷/۲۹	۱۰۵/۵	۴/۱۶۴۸
۸	۵۸۰	۱۰۱/۳	۴/۱۶۴۸

شکل (۲)، مقایسه‌ای بین پلاریزاسیون اهمی، فعال‌سازی و غلظت در پیل سوختی اکسید جامد می‌باشد. همان‌طور که از شکل (۲) پیداست، در چگالی جریان‌های پایین افت ولتاژ غالب مربوط به فعال‌سازی است. با زیاد شدن جریان و مقاومت اهمی، افت ولتاژ به دلیل اینکه هیدروژن به اندازه نمی‌تواند در الکتروود واکنش دهد، بیشتر می‌شود. شکل لگاریتمی افت ولتاژ غلظت، باعث خم شدن نمودار در چگالی جریان بالاتر می‌شود. در نمودار شکل (۲) اهمیت هر یک از افت ولتاژها و تأثیری که بر ولتاژ کل می‌گذارد، نشان داده شده است.



شکل (۲): نمودار مقایسه‌ای پلاریزاسیون اهمی، فعال‌سازی و غلظت در پیل سوختی اکسید جامد در دمای 1273 K کلین

\dot{W}_{net} توان خالص تولید شده توسط سیکل است که به صورت زیر تعریف می‌شود:

$$\dot{W}_{net} = \dot{W}_{T,Gen} + \dot{W}_{Fc,Ac} \quad (41)$$

در رابطه (۴۰)، $\dot{W}_{T,Gen}$ و $\dot{W}_{Fc,Ac}$ به صورت زیر محاسبه می‌شود:

$$\dot{W}_{Fc,Ac} = \dot{W}_{Fc,dc} \times \eta_{invert} \quad (42)$$

$$\dot{W}_{T,Gen} = \eta_{Gen} \dot{W}_T \quad (43)$$

آنتروپی تولیدی کل سیستم برابر مجموع آنتروپی تولیدی هر یک از اجزا می‌باشد؛ بنابراین [۱۹]:

$$S_{gen}^{cyc} = \sum S_i = S_{gen,C} + S_{gen,recup} + S_{gen,FC} + S_{gen,GT} + S_{gen,PT} \quad (44)$$

پارامترهای اصلی طراحی شرایط عملکردی سیستم ترکیبی در جدول (۳) نشان داده شده است.

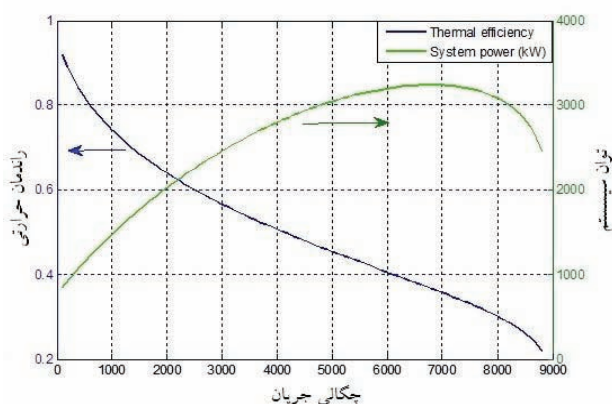
جدول (۳): شرایط عملکردی سیکل ترکیبی در حالت نقطه طراحی

راندمان کمپرسور	۰/۸۱
راندمان توربین	۰/۸۴
راندمان توربین قدرت	۰/۸۹
راندمان مبدل حرارتی	۰/۸
راندمان محفظه احتراق	۰/۹۸
راندمان ژنراتور AC	۰/۹۵
دبی هوای ورودی	$4/123 \text{ kg/s}$
افت فشار در مبدل حرارتی	٪۴
افت فشار در محفظه احتراق	٪۵
فاکتور مصرف هوا	۰/۲۵
فاکتور مصرف سوخت	۰/۸۵
دمای توده	1273 k
چگالی جریان	3000 A/m^2
راندمان تبدیل DC-AC	۰/۸۹
مساحت پیل	834 mm^2
تعداد پیل	۱۲۰۰۰
افت فشار در پیل سوختی	٪۴

۴. بحث و نتایج

جدول (۴) میزان تغییرات دما، فشار و دبی ورودی و خروجی مراحل نمودار بلوکی مربوط به شکل (۱) در نقطه طراحی را نشان

مجهز به پیل سوختی دارد، می‌شود. در نهایت توان کلی سیستم کاهش می‌یابد. همچنین در نقطه‌ای که چگالی جریان به مقدار چگالی جریان حدی می‌رسد، به دلیل افزایش میزان افت ولتاژ ناشی از غلظت و کاهش شدید ولتاژ عملکردی پیل، توان پیل سوختی مقدار صفر می‌شود. همچنین افزایش چگالی جریان، باعث کاهش راندمان سیستم ترکیبی می‌شود، زیرا با افزایش شدت جریان، نرخ سوخت ورودی به پیل افزایش و به دلیل افزایش ارزش حرارتی سوخت ورودی، راندمان سیستم کاهش می‌یابد.

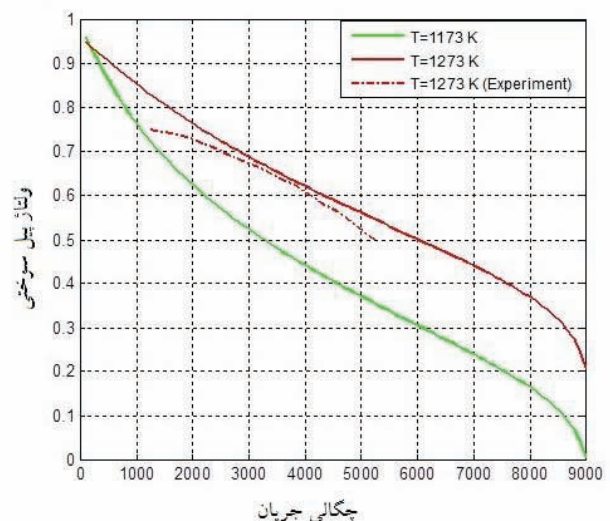


شکل (۴): اثر شدت جریان بر راندمان و توان تولیدی سیکل ترکیبی

شکل (۵) عملکرد فوق‌العاده سیکل ترکیبی در مقایسه با سیستم معمولی را نشان می‌دهد. یکی از عللی که باعث می‌شود پیل سوختی دما بالا استفاده شود، این است که سیال در حال کار قبل از ورود به محفظه احتراق را پیش‌گرم می‌کند و همچنین باعث تولید انرژی بیشتر می‌شود. هر دو عامل باعث افزایش انرژی در مقایسه با حالت معمولی می‌شود. براساس مقادیر پیش‌بینی شده در شکل (۵)، سیکل ترکیبی ۲۳ درصد عملکرد بهتری نسبت به توربین‌گاز معمولی در راندمان سیستم دارد. همچنین برای اطمینان از درستی نتایج، نتایج با [۲۰] مقایسه شده است.

شکل (۵) نشان می‌دهد که نسبت فشار اثر کمتری بر روی سیکل ترکیبی نسبت به سیستم توربین‌گاز دارد. همچنین علت اختلاف موجود با نتایج [۲۰]، به علت استفاده از سوخت هیدروژن است که دارای ارزش حرارتی بیشتری نسبت به متان می‌باشد و در نتیجه راندمان سیستم، اندکی کاهش می‌یابد.

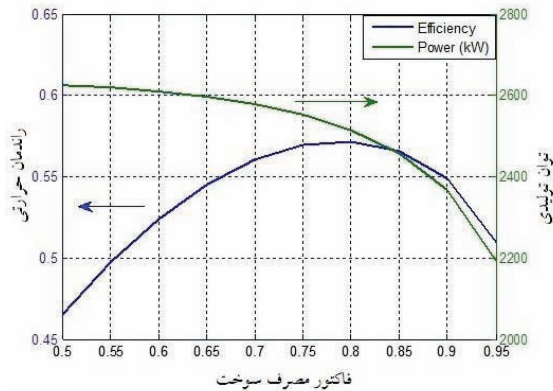
شکل (۳) اثر چگالی جریان بر ولتاژ را در پیل نشان می‌دهد. همچنین برای اعتبارسنجی نتایج، نتایج عددی با نتایج تجربی [۱۳] مقایسه شده است. مطابق شکل (۳) افزایش دمای پیل سوختی اکسید جامد لوله‌ای، باعث افزایش ولتاژ آن می‌شود. در داده‌های تجربی نیز روند مشابهی وجود دارد و درستی نتایج را تأیید می‌کند، اما اختلاف ناچیز ایجاد شده که ناشی از عوامل مختلفی است. در عمل فرآیند الکتروشیمیایی شامل مکانیزم پیچیده‌ای است. مدل سازی هر کدام از افت‌ها خود نیازمند در نظر گرفتن رفتارهای مولکولی اجزای واکنش‌دهنده می‌باشد. همچنین در مدلی که در تحقیق در نظر گرفته شده، همانند مدل‌های قبلی، از توزیع دما، فشار و اجزای شیمیایی روی پیل، اختلاف دما و فشار بین ورودی و خروجی آند و کاتد، همراه بودن نیتروژن و دیگر گازهای موجود در هوا با اکسیژن صرف‌نظر شده است.



شکل (۳): نمودار ولتاژ پیل سوختی بر حسب چگالی جریان و مقایسه با مقدار تجربی [۱۳] در دمای ۱۲۷۳ کلوین

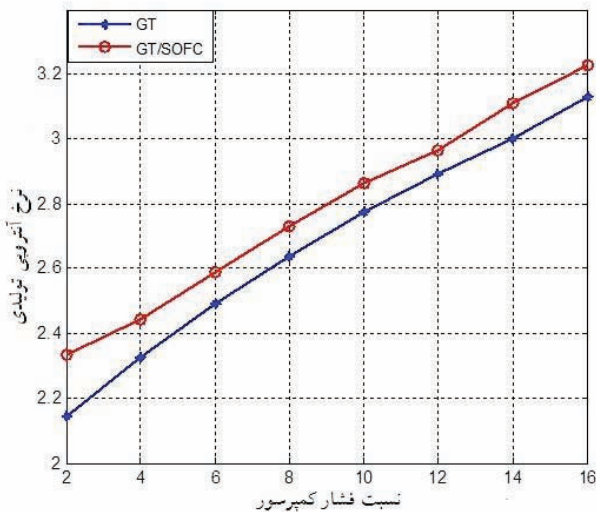
چگالی جریان سرعت انتقال الکترون در واحد مساحت فعال پیل می‌باشد. شکل (۴) اثر شدت جریان بر توان تولیدی سیستم و راندمان را نشان می‌دهد. هنگامی که فاکتور مصرف سوخت و فاکتور مصرف هوا، و همچنین دمای عملیاتی پیل سوختی ثابت باشد، با افزایش چگالی جریان، توان پیل افزایش می‌یابد و به مقدار ماکزیممی می‌رسد. افزایش بیشتر شدت جریان و نزدیک شدن به چگالی جریان حدی، بر اثر افزایش فراوان افت‌ها، باعث کاهش ولتاژ و در نتیجه باعث کاهش توان پیل که سهم عمده در توان کلی سیستم ترکیبی توربین‌گازی

مصرف سوخت به دلیل کاهش مصرف سوخت، ابتدا باعث افزایش راندمان می‌شود، اما با افزایش بیشتر اثر فاکتور مصرف سوخت، چون افت ولتاژ بسیار افزایش می‌یابد، در نتیجه ولتاژ پیل بسیار کاهش می‌یابد، و کاهش توان بسیار زیاد می‌شود، سپس باعث کاهش راندمان می‌شود.

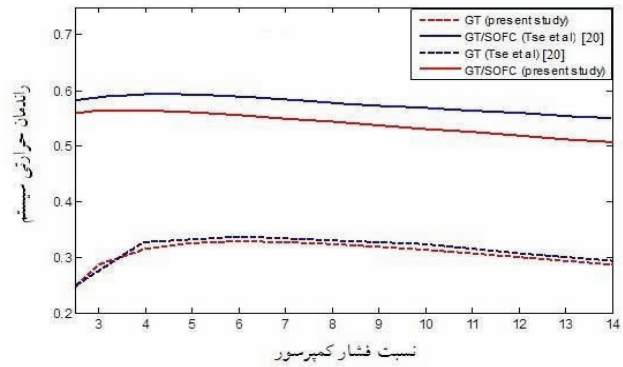


شکل (۷): اثر فاکتور مصرف سوخت بر راندمان و توان تولیدی سیکل ترکیبی

در شکل (۸) اثر فشار بر نرخ آنتروپی تولیدی سیستم ترکیبی با سیستم معمولی مقایسه شده است. سیستم ترکیبی به سبب ورود سوخت بیشتر به آن، آنتروپی تولیدی بیشتری نسبت به سیستم معمولی دارد؛ البته باید دقت کرد چون در سیستم معمولی، تمام سوخت وارد محفظه احتراق می‌شود، راندمان آگزرژی کاهش می‌یابد. در واقع نسبت به میزان سوختی که وارد سیستم معمولی می‌شود، برگشت‌ناپذیری بالاتری نسبت به سیستم ترکیبی وجود دارد.

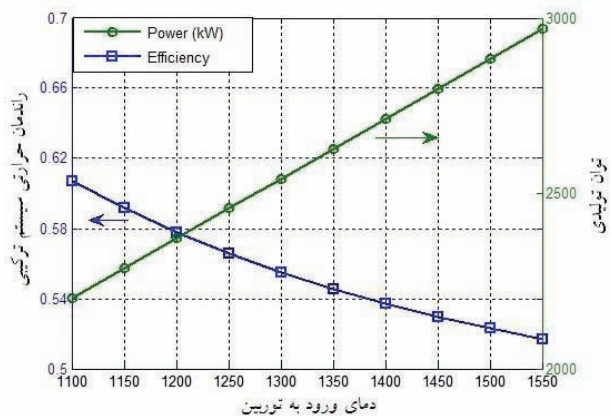


شکل (۸): نمودار تغییرات آنتروپی تولیدی بر حسب فشار کمپرسور برای سیستم ترکیبی و مقایسه با سیستم معمولی



شکل (۵): راندمان سیستم با پیل سوختی و بدون پیل سوختی در دمای ورود به توربین ۱۲۵۰ کلوین و مقایسه آن با نتایج [۲۰]

اثر درجه حرارت توربین بر راندمان ترمودینامیکی و توان خروجی در شکل (۶) نشان داده شده است. هنگامی که دمای ورودی توربین افزایش می‌یابد، در راندمان حرارتی کاهش دیده می‌شود. این نتیجه جالب توجه است که نشان می‌دهد حرارت بیشتر سیال کاری بعد از پیل سوختی در محفظه احتراق مؤثر نیست، اما این دلیل عمده برای استفاده از محفظه احتراق برای سوزاندن جریان سوختی واکنش ندهاده در پیل سوختی می‌باشد. توان ویژه خروجی از سیکل و همچنین کنترل بخشی از این سیستم از دلایل استفاده از محفظه احتراق است. شکل (۶) نشان می‌دهد که افزایش درجه حرارت ورودی به توربین، باعث افزایش توان خروجی می‌شود.



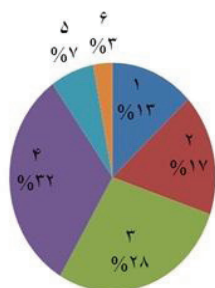
شکل (۶): اثر دمای ورودی به توربین بر راندمان و توان تولیدی سیستم ترکیبی در نسبت فشار ۴

در شکل (۷) اثر فاکتور مصرف سوخت بر توان تولیدی کل سیستم و راندمان سیستم را می‌توان دید. همان‌طور که مشخص است، توان تولیدی سیستم با افزایش اثر فاکتور مصرف سوخت به دلیل افزایش افت ولتاژ فعال‌سازی، ولتاژ پیل سوختی کاهش می‌یابد. کاهش ولتاژ باعث کاهش توان نیز می‌شود. همچنین افزایش اثر فاکتور

جدول (۵): شرایط عملکردی سیکل ترکیبی در حالت نقطه طراحی

پارامتر	واحد	مطالعه حاضر	تسه و همکارانش [۲۰]
بازده حرارتی سیستم	%	۵۶/۹	۵۹/۴
توان خالص برای حرکت کمپرسور	kJ/kg	۱۷۳/۷	۱۷۴
توان خالص از ژنراتور	kJ/kg	۱۴۶	۱۵۸
ولتاژ عملکردی SOFC	V	۰/۶۹	-
توان خالص از SOFC	kJ/kg	۴۴۳,۵	۴۴۰
کل توان خالص تولیدی	kJ/kg	۵۸۹/۵	۵۹۸
توان خالص	kW	۲۴۴۳	۲۴۵۷

همچنین در شکل (۱۰) درصد توزیع آنژیوتروپی تولیدی در اجزای مختلف سیکل ترکیبی در نسبت فشار ۴ و دمای ورود به توربین ۱۲۵۰ کلون را نشان می‌دهد. بیشترین برگشت‌ناپذیری در محفظه احتراق و سپس در پیل سوختی رخ می‌دهد؛ جایی که بیشترین میزان سوخت در آنجا واکنش می‌دهد. البته باید توجه داشت که با افزایش نسبت فشار کمپرسور، دمای خروجی از کمپرسور افزایش در نتیجه میزان سوخت تزریقی به محفظه کاهش می‌یابد. در نتیجه در نسبت فشارهای بالا میزان تخریب در پیل سوختی بیشتر می‌شود.

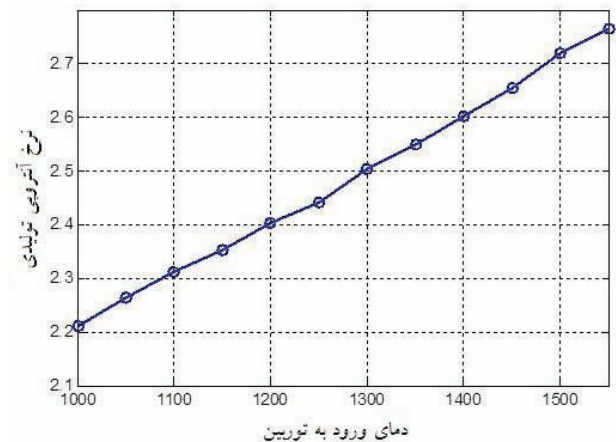


شکل (۱۰): درصد توزیع آنژیوتروپی تولیدی در اجزای مختلف سیکل ترکیبی در نسبت فشار ۴ و دمای ورود به توربین ۱۲۵۰ کلون

۵. نتیجه‌گیری

در این مقاله، یک سیکل ترکیبی توربین‌گازی و پیل سوختی اکسید جامد با سوخت هیدروژن مورد بررسی قرار گرفت. نتایج نشان از

شکل (۹) اثر دمای ورود به توربین بر آنژیوتروپی تولیدی سیستم ترکیبی توربین‌گازی مجهز به پیل سوختی را در نسبت فشار ۴ نشان می‌دهد. با افزایش سریع درجه حرارت بالای ورودی توربین، نیاز به سوخت تزریقی بیشتر و در نتیجه نیاز به افزایش نرخ انتقال حرارت احتراق در محفظه احتراق می‌باشد؛ بنابراین نیاز به افزایش نرخ جریان سوخت به محفظه احتراق می‌باشد، افزایش نرخ انتقال حرارت، خود باعث افزایش تولید آنژیوتروپی و افزایش برگشت‌ناپذیری سیستم می‌شود. افزایش دمای ورودی به توربین به معنای افزایش سوخت مصرفی می‌باشد که اثر نامطلوبی بر برگشت‌ناپذیری سیستم خواهد داشت.



شکل (۹): اثر دمای ورود به توربین بر نرخ آنژیوتروپی تولیدی سیستم ترکیبی در نسبت فشار ۴

به منظور اعتبارسنجی، عملکرد کلی سیستم مدل شده‌ی حاضر، با گزارش‌های قبلی تسه و همکاران [۲۰] مقایسه شد. این مقایسه در جدول (۵) نشان داده شده است و می‌توان تشابهات را که خود تأییدی بر فرمول‌بندی‌ها می‌باشد، مشاهده کرد. اختلاف در پیش‌بینی توان ویژه خروجی از پیل سوختی به دلیل تعداد پیل تعیین شده می‌باشد. علت در اختلاف بازده می‌تواند به دلیل طریقه محاسبه آنتالپی مواد و سوخت مورد استفاده در پیل باشد. استفاده از سوخت هیدروژن به دلیل داشتن ارزش حرارتی بالاتر نسبت به متان باعث کاهش راندمان می‌شود، اما مزیت استفاده از سوخت هیدروژن، کاهش وزن سیستم می‌باشد.

افزایش می‌دهد، و آنتروپی تولیدی به دلیل تزریق سوخت بیشتر به محفظه احتراق افزایش می‌یابد. همچنین نتایج نشان داد که استفاده از سوخت هیدروژن، دارای راندمان پایین‌تری نسبت به سیستم با سوخت متان است، ولی در عوض سیستم ترکیبی به علت عدم نیاز به اصلاح‌کننده سوخت از نظر اندازه و ابعاد کوچک‌تر خواهد بود.

بهبود فراوان راندمان نسبت به حالت بدون پیل سوختی داشت، به طوری که راندمان سیستم ترکیبی نسبت به سیستم بدون پیل سوختی ۲۵/۵٪ بیشتر است. همچنین اثرات نسبت فشار کمپرسور و دمای ورود به توربین بر سیستم ترکیبی مورد بررسی قرار گرفت. نتایج نشان داد که افزایش دمای ورودی به توربین، راندمان را کاهش و توان را

مراجع

- [1] Reijalt M., "Hydrogen and fuel cell education in Europe: from when? And where? To here! And now", *Journal of Cleaner Production*, vol. 19, 2010.
- [2] Williams M.C., *Fuel Cell Handbook*, 7th edition, EG&G Services Parsons, Science Applications International Corporation, Morgantown, 2004.
- [3] Casas Y., Dewulf J., Arteaga-Perez L., Morales M., Langenhove H.V., Rosa E., "Integration of solid oxide fuel cell in a sugar-ethanol factory: analysis of the efficiency and the environmental profile of the products", *Journal of Cleaner Production* vol. 19, pp. 1395-1404, 2011.
- [4] Massardo A.F., Lubelli F., "Internal reforming solid oxide fuel cell-gas turbine combined cycles (IRSOFC-GT)", *Transactions of the ASME. J Eng Gas Turbines Power*, PP. 27-35, 2000.
- [5] Costamagna P., Magistri L., Massardo A.F., "Design and part-load performance of a hybrid system based on a solid oxide fuel cell reactor and a micro gas turbine", *Journal Power Sources*, PP. 352-368, 2001.
- [6] Chan S.H., Ho H.K., Tian Y. "Modelling of simple hybrid solid oxide fuel cell and gas turbine power plant", *Journal Power Sources*, PP. 111-120, 2001
- [7] Chan S.H., Ho H.K., Tian Y., "Multi-level modeling of SOFC-gas turbine hybrid system", *Int Journal Hydrogen Energy*, PP. 889-900, 2002.
- [8] Yang W.J., Park S.K., Kim T.S., Kim J.H., Sohn J.L., Ro S.T., "Design performance analysis of pressurized solid oxide fuel cell/gas turbine hybrid systems considering temperature constraints", *Journal Power Sources*, PP. 462-473, 2006.
- [9] Park S.K., Oh K.S. and Kim T.S., "Analysis of the design of a pressurized SOFC hybrid system using a fixed gas turbine design", *Journal Power Sources*, 170(1), PP.130-139.2007.
- [10] Haseli Y., Dincer I., Naterera, G.F., "Thermodynamic modeling of a gas turbine cycle combined with a solid oxide fuel cell", *International Journal of Hydrogen Energy*, PP. 5811-5822, 2008.
- [11] Haseli Y., Dincer I., Naterera G.F., "Thermodynamic analysis of a combined gas turbine power system with a solid

- oxide fuel cell through exergy ", *Thermochimica Acta*, 480(2), PP. 1–9, 2008.
- [12] Cohen H., Rogers G.F.C. and Saravabamutto H.I.H. "Gas Turbine Theory", Heritage Publishers.1996.
- [13] Singhal SC., "*Advances in solid oxide fuel cells*", *Journal of Solid State Ionics* , PP. 188-200, 2000.
- [14] Bejan A., Dincer I., Lorente S., "*Miguel, Porous Media in Modern Technologies*", Energy, Electronics, Biomedical and Environmental Engineering, Springer-Verlag, New York, 2004.
- [15] Larminie A., Dicks A., *Fuel Cell Systems Explained*, 2nd edition, John Wiley & Sons Ltd., West Sussex England, 2003.
- [16] Akkaya AV., "*Electrochemical model for performance analysis of a tubular SOFC*", *International Journal of Energy Research*, Vol. 31, PP .79-98, 2007.
- [17] Alemrajabi, A., "Exergy based performance analysis of a solid oxide fuel cell and steam injected gas turbine hybrid power system", *International Journal of hydrogen energy*, PP. 2396-2407, 2009.
- [18] Song TW., Sohn JL., Kim TS., "Performance analysis of a tubular solid oxide fuel cell/gasturbine hybrid power system based on a quasi-two dimensional model", *Journal of Power Sources*, PP. 30-42, 2005.
- [19] Shapiro H.N., Moran M.J., *Fundamental of Engineering Thermodynamics*, John Wiley & Sons., Motahar, S., 2006.
- [20] Tse L., Galinaud F., Martinez-Botas RF., "*Integration of solid oxid fuel cell into a gas turbine*", ASME turbo expo power for land. Sea and Air, 2007.

