



مقایسه عملکرد سیستم‌های هیبریدی مستقیم و غیرمستقیم توربین گاز و پیل سوختی اکسید جامد از دیدگاه ترمودینامیکی و انرژی

جاماسب پیرکندی^۱، مجید قاسمی^{۲*}، محمدحسین حامدی^۲

۱- دانشجوی دکتری دانشکده مهندسی مکانیک، دانشگاه صنعتی خواجه نصیرالدین طوسی، تهران

۲- استاد دانشکده مهندسی مکانیک، دانشگاه صنعتی خواجه نصیرالدین طوسی، تهران

* تهران، صندوق پستی ۱۹۹۹-۱۹۳۹۵، ghasemi@kntu.ac.ir

چکیده- هدف از ارائه این مقاله مقایسه عملکرد دو سیستم هیبریدی مستقیم و غیرمستقیم توربین گاز و پیل سوختی اکسید جامد از دیدگاه ترمودینامیکی و انرژی می‌باشد. با توجه به اهمیت نقش پیل سوختی در سیکل‌های هیبریدی و تأمین بخش بیشتری از توان تولیدی در آنها، برای پیل به کار رفته علاوه بر تحلیل ترمودینامیکی تحلیل‌های الکتروشیمیایی و حرارتی مجزا و کامل نیز انجام شده است. محاسبه دمای کاری پیل با توجه به تأثیر چشمگیر آن بر عملکرد سیستم هیبریدی، از موارد مهم انجام شده در این تحقیق می‌باشد. در ادامه با مطالعه پارامتری سیستم هیبریدی اشاره شده، تأثیر نرخ جریان هوای ورودی به سیستم و نسبت فشار کمپرسور بر روی راندمان، توان تولیدی، نرخ انرژی تخریب شده و ... در سیستم‌های هیبریدی مورد بررسی قرار گرفته و در نهایت یک حالت کارکرد بهینه برای آنها ارائه شده است. نتایج نشانگر بالا بودن کارایی سیستم هیبریدی مستقیم در مقایسه با نوع غیرمستقیم می‌باشد. راندمان بالا، بازگشت ناپذیری کمتر، توان تولیدی بیشتر، آلایندگی پایین و ... از مزایای سیستم هیبریدی مستقیم می‌باشد.

کلیدواژگان: سیستم هیبریدی مستقیم، سیستم هیبریدی غیرمستقیم، تحلیل ترمودینامیکی، انرژی.

Performance comparison of direct and indirect hybrid systems of gas turbine and solid oxide fuel cell from thermodynamic and exergy viewpoints

J. Pirkandi¹, M. Ghassemi^{2*}, M.H. Hamed²

1- PhD Student of Mech. Eng., K.N. Toosi Univ. of Technology, Tehran, Iran

2- Prof. of Mech. Eng., K.N. Toosi Univ. of Technology, Tehran, Iran

* P.O.B. 19395-1999, Tehran, Iran. ghasemi@kntu.ac.ir.

Abstract- The aim of this article is to compare a direct hybrid system of gas turbine and solid oxide fuel cell with an indirect system from thermodynamic and exergy viewpoints. According to importance of fuel cell role in hybrid cycles and providing further proportion of produced power, discrete and complete thermodynamic, electrochemical and thermal analyses have been done. Calculation of working temperature which has an impact on system performance is one of the most significant works that is done in this article. In addition, by parametric study of this hybrid system, the influence of inlet air rate and compression ratio on efficiency, power and exergy destruction rate has been perused and eventually an optimized state for system will be offered. Results indicate that a direct hybrid system is more efficient in comparison with an indirect system. Higher efficiency, less irreversibility, higher power, and less pollution are the most important advantages of direct hybrid systems.

Keywords: Direct hybrid system, Indirect Hybrid System, Thermodynamic Analysis, Exergy.

۱- مقدمه

سیستم‌های هیبریدی سیستم‌های تولید توانی هستند که در آنها یک موتور گرمایی (مانند توربین گاز، توربین بخار و ...) با یک موتور غیرگرمایی مانند پیل سوختی به صورت مستقیم و غیرمستقیم ترکیب می‌شود [۱]. یکی از موارد پرکاربرد سیستم‌های هیبریدی ترکیب پیل‌های سوختی دما بالا با انواع مختلف توربین‌های گازی می‌باشد. این نوع از سیستم‌های هیبریدی به خاطر افزایش بازده، کنترل توان تولیدی، بازیابی حرارت و همچنین قابلیت تولید توان در ظرفیت‌های مختلف مورد توجه پژوهشگران زیادی قرار گرفته اند [۱].

مطالعه تحقیقات گذشته در مورد سیستم‌های هیبریدی نشان می‌دهد که بررسی‌های تئوریک بر روی این نوع از سیستم‌های هیبریدی برای اولین بار در سال ۱۹۷۰ میلادی توسط شرکت زیمنس وستینگهاوس صورت گرفت [۲]. از نخستین تحقیقات انجام شده در این زمینه می‌توان به تحقیقات هاروی و ریچتر [۳]، لی و سودهوف [۴]، چانی و همکاران [۵] و ماساردو و لوبلی [۶] اشاره کرد. در ادامه این تحقیقات شرکت آمریکایی زیمنس وستینگهاوس در سال ۱۹۹۸ میلادی اولین نیروگاه ۱۰۰ کیلوواتی پیل سوختی را در وسترورت هلند راه اندازی کرد [۷]. در ژانویه سال ۲۰۰۰ همین شرکت با حمایت دولت ایالات متحده در مرکز ملی پژوهش‌های پیل سوختی در دانشگاه کالیفرنیا، یک پیل سوختی اکسید جامد را که در فشار ۳ اتمسفر عمل می‌کرد با یک میکروتوربین گاز با توان ۵۰ کیلووات ترکیب کرد [۷]. در همان سال فناوری پیل سوختی اکسید جامد لوله ای، ساخت شرکت زیمنس وستینگهاوس، توسط سینگال بررسی شد [۸]. در بین سالهای ۲۰۰۰ تا ۲۰۰۲ نیز پالسون و سلیموویچ تحقیقات بسیار خوبی در زمینه سیستم‌های هیبریدی ارائه کردند. آنها در تحقیقات دیگر خود [۹، ۱۰] یک سیستم ترکیبی ۵۰۰ کیلوواتی را مورد بررسی قرار دادند. مدل سازی آنها با استفاده از نرم افزار آسپن^۱، نشان دهنده تأثیر زیاد نسبت فشار در عملکرد سیستم بود. نتایج نشان می‌داد که در نسبت فشارهای پایین بازده الکتریکی سیستم بالای ۶۵ درصد بود. چان و همکاران [۱۱]، اوچی و همکارانش [۱۲]، مطهر و همکاران [۱۳]، حاصلی و همکاران [۱۴]، کوماتسو و همکاران

[۱۵]، زانگ و همکاران [۱۶] و چهدی [۱۷] از جمله کسانی بوده‌اند که در مورد مدلسازی عملکرد پیل سوختی اکسید جامد ترکیبی با توربین گاز و کاربرد آن در سیستم‌های تولید همزمان تحقیقات بسیار خوبی انجام داده‌اند. در سالهای اخیر بیشتر تحقیقات انجام شده در زمینه سیستم‌های هیبریدی توربین گاز و پیل سوختی، بر روی نوع مستقیم آن انجام شده و نوع غیرمستقیم کمتر مورد توجه بوده است. هدف از ارائه این مقاله مقایسه عملکرد دو سیستم هیبریدی مستقیم و غیرمستقیم از دیدگاه ترمودینامیکی و انرژی می‌باشد. با توجه به تأمین بخش بیشتری از توان تولیدی در سیستم هیبریدی توسط پیل سوختی، برای پیل به کار رفته علاوه بر تحلیل ترمودینامیکی یک تحلیل الکتروشیمیایی و حرارتی مجزا و کامل نیز انجام شده است. در ادامه با مطالعه پارامتری سیستم‌های هیبریدی اشاره شده، تأثیر نرخ جریان هوای ورودی به سیستم و نسبت فشار کاری آن بر روی راندمان، توان تولیدی و نرخ انرژی تخریب شده در دو سیستم هیبریدی مورد بررسی قرار گرفته و در نهایت حالت کارکرد بهینه آنها با یکدیگر مقایسه شده است. با توجه به اهمیت نقش دمای کاری پیل در عملکرد آن، بر خلاف بیشتر تحقیقات انجام شده [۱۲-۱۷] در این مقاله دمای پیل ثابت فرض نشده است.

۲- سیستم‌های هیبریدی

ترکیب پیل سوختی اکسید جامد با توربین گازی^۲ سیستم هیبریدی جدیدی می‌باشد که امروزه جهت تأمین مستقل انرژی در قالب سیستم‌های تولید همزمان مورد توجه قرار گرفته است. بطور کلی سیکل توربین گاز را می‌توان به دو روش مستقیم^۳ و غیرمستقیم^۴ با یک پیل سوختی اکسید جامد ترکیب نمود [۱].

۲-۱- سیستم هیبریدی مستقیم

پیل سوختی به کار رفته در این نوع از سیستم‌های هیبریدی، اغلب تحت فشار معینی قرار می‌گیرد. تحت فشار قرار گرفتن پیل توان خروجی از آن را افزایش می‌دهد، اما به تناسب

2. SOFC-GT

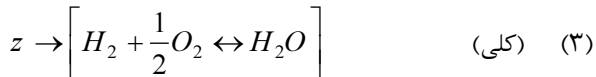
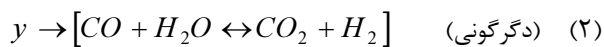
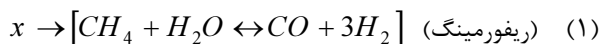
3. D-SOFC-GT

4. IND-SOFC-GT

1. Aspen Plus

۳-۱-۱- محاسبات بهسازی (ریفورمینگ)

به دلیل دمای عملیاتی بالا در پیل‌های سوختی اکسید جامد، امکان تولید سوخت مورد نیاز پیل از هیدروکربن‌هایی مانند گاز طبیعی در داخل پیل وجود دارد. در این مقاله از پیل سوختی با ریفورمینگ داخلی مستقیم استفاده شده که در آن از حرارت آزاد شده طی واکنش الکتروشیمیایی الکترودها جهت انجام واکنش گرماگیر ریفورمینگ استفاده می‌شود. واکنش‌های انجام یافته در این فرآیند به صورت زیر می‌باشند [۱۱، ۱۸ و ۱۹]:



روابط (۱) و (۲) به ترتیب واکنش ریفورمینگ بخار و دگرگونی آب و گاز نامیده می‌شود. طبق واکنش‌های ریفورمینگ، گاز طبیعی متان در داخل پیل سوختی به هیدروژن تبدیل شده و سپس طبق رابطه (۳) در واکنش الکتروشیمیایی پیل شرکت خواهد کرد [۱۱، ۱۸ و ۱۹]. با موازنه جرمی گازهای مختلف در تعادل، طبق روابط ذیل نرخ مولی گازهای خروجی از پیل بدست خواهد آمد:

$$\begin{aligned} [\dot{n}_{CH_4}]^{out} &= [\dot{n}_{CH_4}]^{in} - x \\ [\dot{n}_{H_2O}]^{out} &= [\dot{n}_{H_2O}]^{in} - x - y + z \\ [\dot{n}_{H_2}]^{out} &= [\dot{n}_{H_2}]^{in} + 3x + y - z \\ [\dot{n}_{CO}]^{out} &= [\dot{n}_{CO}]^{in} + x - y \\ [\dot{n}_{CO_2}]^{out} &= [\dot{n}_{CO_2}]^{in} + y \\ [\dot{n}_{tot}]^{out} &= [\dot{n}_{tot}]^{in} + 2x \end{aligned} \quad (۴)$$

در روابط فوق x ، y و z به ترتیب نرخ مولی پیشرفت واکنش‌های ریفورمینگ، دگرگونی و واکنش کلی پیل می‌باشد. با توجه به معادلات فوق، فشار جزئی گازهای خروجی از آند و کاتد با استفاده از رابطه ذیل حاصل خواهد شد:

$$P_i = \frac{\dot{n}_i}{\dot{n}_{tot}} P_{tot} \quad (۵)$$

برای دو واکنش تعادلی ریفورمینگ و دگرگونی ثابت‌های تعادل به صورت روابط (۶ تا ۸) تعریف می‌شوند:

چالش‌های بیشتری در طراحی و کنترل سیستم هیبریدی ایجاد می‌کند. در این روش باید از اختلاف فشار شدید بین جریان دو سمت آند و کاتد پیل سوختی که سبب شکستن بدنه آن می‌گردد، اجتناب کرد. همچنین به دلیل فشار بالای ایجاد شده در پیل سوختی، بدنه آن نیاز به درزگیری‌های قابل اعتمادی دارد. در این سیستم سوخت و اکساینده‌ای که در پیل واکنش نداده‌اند، در دمای بالایی از پیل خارج شده و در یک پس‌سوز یا محفظه احتراق ثانویه سوخته و انرژی گرمایی لازم برای توربین گاز را فراهم می‌آورند [۱].

۲-۲- سیستم هیبریدی غیرمستقیم

سیستم هیبریدی غیرمستقیم زمانی شکل می‌گیرد که یک پیل سوختی دما بالا به طور غیرمستقیم با یک سیکل توربین گاز ترکیب می‌شود. این نوع از سیستم‌های هیبریدی شامل دو سیکل مختلف می‌باشد. سیکل اول مربوط به یک پیل سوختی اکسید جامدی است که از طریق هوای گرم شده در یک بازیاب تغذیه می‌شود و سیکل دوم نیز ممکن است یک سیستم تولید توان مانند سیکل‌های رانکین، برایتون و یا ترموفتوولتائیک بوده و یا یک سیستم مصرف کننده توان از قبیل سیستم‌های تولید همزمان^۱ و یا سیکل سرد سازی باشد. ذکر این نکته ضروری است این دو سیکل در فشارهای کاری مختلف و با سیال عامل-های متفاوتی کار می‌کنند [۱].

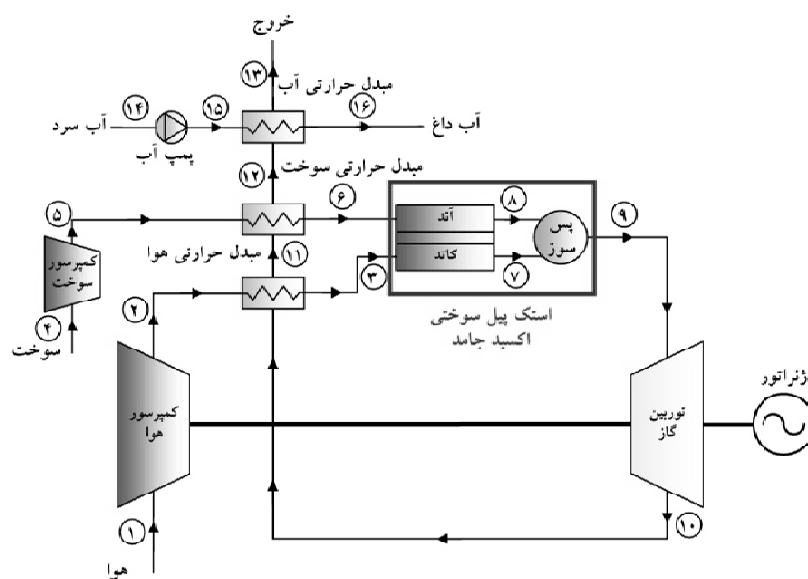
شماتیک سیستم‌های هیبریدی که در این تحقیق مورد مطالعه قرار گرفته‌اند در شکل‌های ۱ و ۲ نشان داده شده‌اند. سوخت به کار رفته در آنها گاز طبیعی با ترکیب ۹۷٪ متان، ۱/۵٪ دی اکسیدکربن و ۱/۵٪ نیتروژن بوده و ترکیب هوای به کار رفته نیز شامل ۲۱٪ اکسیژن و ۷۹٪ نیتروژن در نظر گرفته شده است.

۳- روابط حاکم بر مسأله

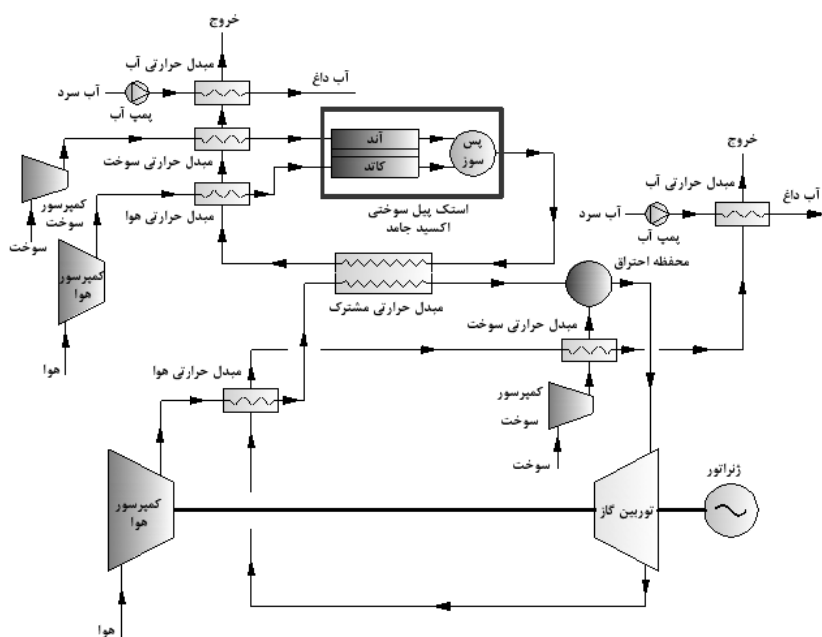
۳-۱- پیل سوختی

با توجه به این که بیشتری سهم توان تولیدی در سیستم‌های هیبریدی مربوط به پیل سوختی می‌باشد، روابط به کار رفته در پیل بطور کامل و در سه بخش مجزا آورده شده است.

1. CHP: Combined Heat and Power



شکل ۱ ترکیب بندی سیستم هیبریدی مستقیم



شکل ۲ ترکیب بندی سیستم هیبریدی غیرمستقیم

جدول ۱ ثابت‌های تجربی واکنش‌های ریفورمینگ و دگرگونی

ریفورمینگ	دگرگونی	
$-2/63121 \times 10^{-11}$	$5/47301 \times 10^{-12}$	A
$1/24065 \times 10^{-7}$	$-2/57479 \times 10^{-8}$	B
$-2/25232 \times 10^{-4}$	$4/63742 \times 10^{-5}$	C
$1/95028 \times 10^{-1}$	$-3/91500 \times 10^{-2}$	D
$-6/61395 \times 10^1$	$1/32097 \times 10^1$	E

$$Kp,r = \frac{P_{H_2}^3 \times P_{CO}}{P_{CH_4} \times P_{H_2O}} \quad (6)$$

$$Kp,s = \frac{P_{CO_2} \times P_{H_2}}{P_{CO} \times P_{H_2O}} \quad (7)$$

$$\log Kp = AT^4 + BT^3 + CT^2 + DT + E \quad (8)$$

در رابطه (۸) E ، D ، C ، B ، A ثابت‌های تجربی می‌باشند، که مقادیر آنها در جدول ۱ آورده شده است [۱۱].

غلظت (V_{conc}) می‌باشند، محاسبه شده و در نهایت از رابطه زیر مقدار ولتاژ واقعی آن (V_{cell}) بدست آید [۱۹، ۱۸، ۱۹]:

$$V_{cell} = E - (V_{act} + V_{ohm} + V_{conc}) = E - \Delta V_{loss} \quad (۱۴)$$

مقدار افت مربوط به فعال‌سازی شامل افت‌های مربوط به راه اندازی پیل و همچنین غلبه بر واکنش‌های الکتروشیمیایی می‌باشد. مقدار این افت برابر مجموع اضافه ولتاژ فعال‌سازی آند و کاتد پیل بوده و با ساده‌سازی رابطه باتلر ولمر طبق روابط زیر بدست خواهد آمد [۱۹]:

$$V_{act} = V_{act,an} + V_{act,ca} \quad (۱۵)$$

$$V_{act} = \frac{2R_u T}{n_e F} \sinh^{-1} \left(\frac{i}{2i_0} \right) \quad (۱۶)$$

در رابطه (۱۶) i_0 و i به ترتیب برابر چگالی جریان و چگالی جریان تبدیلی می‌باشند. مقدار چگالی جریان تبدیلی برای آند و کاتد در یک پیل سوختی اکسید جامد از دو رابطه نیمه تجربی زیر بدست می‌آید [۱۹]:

$$i_{o,an} = \gamma_{an} \left(\frac{P_{H_2}}{P_{ref}} \right) \left(\frac{P_{H_2O}}{P_{ref}} \right) \exp \left(-\frac{E_{act,an}}{R_u T} \right) \quad (۱۷)$$

$$i_{o,ca} = \gamma_{ca} \left(\frac{P_{O_2}}{P_{ref}} \right)^{0.25} \exp \left(-\frac{E_{act,ca}}{R_u T} \right) \quad (۱۸)$$

در روابط فوق γ پارامتری است که مقدار آن به جنس الکترواد آند و کاتد بستگی داشته (ضریب محاسبه چگالی جریان) و E مقدار انرژی فعال‌سازی می‌باشد. مقادیر این پارامترها در جدول ۲ آورده شده است [۱۹].

مقاومت‌های ناشی از حرکت الکترون‌ها در آند، کاتد و متصل کننده داخلی و حرکت یون‌ها در الکترولیت سبب ایجاد افت ولتاژ اهمی می‌شود. بر این اساس افت ولتاژ اهمی برای این چهار جزء با استفاده از روابط زیر بدست خواهد آمد [۱۹]:

$$V_{ohm} = V_{ohm,an} + V_{ohm,ca} + V_{ohm,el} + V_{ohm,in} \quad (۱۹)$$

$$V_{ohm} = i r \quad (۲۰)$$

$$r = \delta \rho \quad (۲۱)$$

$$\rho = A \exp \left(\frac{B}{T} \right) \quad (۲۲)$$

جدول ۲ پارامترهای مربوط به افت ولتاژ فعال‌سازی

۱۱۰۰۰۰	انرژی فعال‌سازی آند (کیلوژول بر کیلومول)
۱۵۵۰۰۰	انرژی فعال‌سازی کاتد (کیلوژول بر کیلومول)
7×10^{-9}	ضرایب محاسبه چگالی جریان (آمپر بر مترمربع)

با توجه به روابط (۴) تا (۸) و همچنین با توجه به واکنش الکتروشیمیایی پیل روابط ذیل حاصل خواهد شد:

$$Kp,r = \frac{\left([\dot{n}_{H_2}]^{in} + 3x + y - z \right)^3 \left([\dot{n}_{CO}]^{in} + x - y \right)}{\left([\dot{n}_{CH_4}]^{in} - x \right) \left([\dot{n}_{H_2O}]^{in} - x - y + z \right)} \times \frac{P_{cell}^2}{\left([\dot{n}_{tot}]^{in} + 2x \right)^2} \quad (۹)$$

$$Kp,s = \frac{\left([\dot{n}_{CO_2}]^{in} + y \right) \left([\dot{n}_{H_2}]^{in} + 3x + y - z \right)}{\left([\dot{n}_{CO}]^{in} + x - y \right) \left([\dot{n}_{H_2O}]^{in} - x - y + z \right)} \quad (۱۰)$$

$$U_f = \frac{z}{3x + y} \rightarrow z = U_f \times (3x + y) \quad (۱۱)$$

در رابطه (۱۱)، U_f ضریب مصرف سوخت بوده و به صورت نسبت هیدروژن واکنش داده در آند به هیدروژن تولیدی در آن تعریف می‌شود [۱۱].

$$U_f = \frac{\dot{n}_{H_2,in} - \dot{n}_{H_2,out}}{\dot{n}_{H_2,in}} \quad (۱۲)$$

با محاسبه دستگاه معادلات غیر خطی متشکل از معادلات (۹)، (۱۰) و (۱۱) می‌توان مقدار و ترکیب گازهای خروجی از پیل را معین کرد.

۳-۱-۲- محاسبات الکتروشیمیایی

حل کلی معادلات بقای جرم و انرژی پیل سوختی نیاز به ارزیابی ولتاژ و جریان تولید شده در آن دارد. ولتاژ برگشت پذیر پیل سوختی توسط معادله نرنست و به شکل زیر تعریف می‌شود [۱۳، ۱۱]:

$$E = E^\circ + \frac{R_u T}{n_e F} \ln \left(\frac{P_{H_2} P_{O_2}^{1/2}}{P_{H_2O}} \right) \quad (۱۳)$$

در رابطه فوق E° ولتاژ پیل سوختی در شرایط استاندارد، R_u ثابت عمومی گازها، T دمای استک پیل، F ثابت فارادی و n_e تعداد الکترون‌های جریان یافته در مدار به ازای تشکیل هر مولکول آب است.

جهت 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

$$\frac{1}{D_{eff, H_2}} = \frac{\varepsilon}{\tau} \left(\frac{1}{D_{H_2, k}} + \frac{1}{D_{H_2, H_2O}} \right) \quad (29)$$

$$\frac{1}{D_{eff, H_2O}} = \frac{\varepsilon}{\tau} \left(\frac{1}{D_{H_2O, k}} + \frac{1}{D_{H_2, H_2O}} \right) \quad (30)$$

$$\frac{1}{D_{eff, O_2}} = \frac{\varepsilon}{\tau} \left(\frac{1}{D_{O_2, k}} + \frac{1}{D_{O_2, N_2}} \right) \quad (31)$$

در روابط فوق ε و τ به ترتیب ضریب تخلخل و انحنا الکترودها بوده و مقادیر آنها در جدول ۴ آورده شده است [۱۹].
 D_{H_2, H_2O} و D_{O_2, N_2} ضرایب پخش دوگانه و $D_{H_2, k}$ ،
 $D_{H_2O, k}$ و $D_{O_2, k}$ نیز ضرایب پخش نادسن می باشند و
 مقادیر آنها طبق روابط زیر بدست خواهند آمد:

$$D_{H_2, H_2O} = \frac{0.00143T^{1.75}}{M_{H_2, H_2O}^{1/2} \left(\nu_{H_2}^{1/3} + \nu_{H_2O}^{1/3} \right)^2 P} \quad (32)$$

$$D_{O_2, N_2} = \frac{0.00143T^{1.75}}{M_{O_2, N_2}^{1/2} \left(\nu_{O_2}^{1/3} + \nu_{N_2}^{1/3} \right)^2 P} \quad (33)$$

در روابط (۳۲) و (۳۳) که مربوط به محاسبه ضرایب پخش دوگانه می باشد، P و T بیانگر فشار و دمای کاری پیل و ν_i نیز بیانگر ضریب پخش حجمی مخصوص فولر بوده و مقدار آن برای هر جزء در جدول ۴ آورده شده است [۱۹]. مقادیر M_{H_2, H_2O} و M_{O_2, N_2} طبق معادلات زیر بدست می آید:

$$M_{H_2, H_2O} = \frac{2}{(1/M_{H_2}) + (1/M_{H_2O})} \quad (34)$$

$$M_{O_2, N_2} = \frac{2}{(1/M_{O_2}) + (1/M_{N_2})} \quad (35)$$

M_i در رابطه فوق بیانگر وزن مولکولی هر جزء می باشد. ضریب پخش نادسن متوسط شعاع منافذ و میانگین مسیر آزاد مولکولهای گازها می باشد. با فرض اینکه منافذ دارای شکل استوانه‌ای می باشند، ضریب نادسن با استفاده از روابط زیر بدست خواهد آمد:

$$D_{H_2, k} = 97r_{por} \sqrt{\frac{T}{M_{H_2}}} \quad (36)$$

$$D_{H_2O, k} = 97r_{por} \sqrt{\frac{T}{M_{H_2O}}} \quad (37)$$

$$D_{O_2, k} = 97r_{por} \sqrt{\frac{T}{M_{O_2}}} \quad (38)$$

مقادیر A ، B و δ پارامترهای ثابتی بوده که بسته به نوع و هندسه پیل بدست می آیند. در این تحقیق از مقادیر جدول ۳ استفاده شده است [۱۹].

وقتی که شدت جریان بالایی از پیل گرفته شود، نرخ تولید جریان با تقاضا تطابق نداشته و باعث افت ولتاژ شدید در پیل می شود. افت مربوط به غلظت در چگالی جریانهای بالا اهمیت پیدا می کند. مقدار این افت با استفاده از روابط زیر بدست خواهد آمد [۱۹]:

$$V_{conc} = V_{conc}^{an} + V_{conc}^{ca} \quad (23)$$

$$V_{conc}^{an} = \frac{R_u T}{n_e F} \ln \left(\frac{1 - i / i_{L, H_2}}{1 + i / i_{L, H_2O}} \right) \quad (24)$$

$$V_{conc}^{ca} = \frac{R_u T}{n_e F} \ln \left(\frac{1}{1 - i / i_{L, O_2}} \right) \quad (25)$$

در روابط فوق i_L چگالی جریان حدی است. چگالی جریان حدی برای هیدروژن، آب و اکسیژن طبق روابط ذیل حاصل خواهد شد [۱۹]:

$$i_{L, H_2} = \frac{n_e F D_{eff, H_2}}{R_u T \delta_{an}} p_{H_2} \quad (26)$$

$$i_{L, H_2O} = \frac{n_e F D_{eff, H_2O}}{R_u T \delta_{an}} p_{H_2O} \quad (27)$$

$$i_{L, O_2} = \frac{n_e F D_{eff, O_2}}{R_u T \delta_{ca}} p_{O_2} \quad (28)$$

در روابط فوق δ_{an} و δ_{ca} به ترتیب ضخامت آند و کاتد و D_{eff} ضریب پخش مؤثر گاز می باشد. ضریب پخش مؤثر برای محاسبه مسیر غیرمستقیم مولکولها در الکترودهای متخلخل به کار برده می شود. ضرایب پخش مؤثر به کار رفته در روابط (۲۶) الی (۲۸) می تواند بوسیله ضریب پخش نادسن و ضریب پخش دوگانه طبق روابط ۲۹ تا ۳۱ محاسبه شود [۱۹].

جدول ۳ پارامترهای مربوط به افت ولتاژ اهمی [۱۹]

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

با توجه به رابطه (۴۶) مقدار از این گرمای خالص باقیمانده صرف افزایش دمای گازهای داخل و خروجی پیل شده ($\dot{Q}'$) و بخش دیگری نیز به محیط ($\dot{Q}_{surr}$) وارد می شود.

$$\dot{Q}_{net} = \dot{Q}' + \dot{Q}_{surr} \quad (47)$$

در حالت واقعی به هیچ عنوان نمی‌توان فرآیندهای انجام شده در پیل سوختی را آدیاباتیک در نظر گرفت و همراه مقداری تلفات حرارتی به محیط وجود دارد. با در نظر گرفتن این مسأله در حالت ایده‌ال فرض می‌شود که پیل سوختی آدیاباتیک داخلی بوده و گرمای خالص باقیمانده صرف افزایش دمای گازهای داخل و خروجی پیل خواهد شد ($\dot{Q}''$). در این حالت با در نظر گرفتن دمای یکسان برای گازهای خروجی از آند و کاتد، رابطه (۴۸) حاصل خواهد شد. در این رابطه $\Delta h_{a,in}$ و $\Delta h_{c,in}$ مقدار تغییرات آنتالپی واکنش دهنده‌ها در آند و کاتد و $\Delta h_{a,out}$ و $\Delta h_{c,out}$ مقدار تغییرات آنتالپی محصولات در آند و کاتد خواهند بود.

$$\dot{Q}'' = \Delta h_{c,in} + \Delta h_{c,out} + \Delta h_{a,in} + \Delta h_{a,out} \quad (48)$$

برای محاسبه دمای گازهای خروجی از پیل سوختی از یک الگوریتم تکرار استفاده شده و معیار همگرایی نیز به صورت رابطه (۴۹) در نظر گرفته شده است.

$$Q_{error} = \left| \frac{\dot{Q}'' - \dot{Q}'}{\dot{Q}'} \right| < 0.01 \quad (49)$$

۳-۲- سیستم هیبریدی مستقیم

در این بخش با در نظر گرفتن کل سیستم هیبریدی به عنوان یک حجم کنترل، راندمان‌های الکتریکی، حرارتی، کل و اگزرژی آن، با استفاده از روابط زیر بدست خواهند آمد:

$$\eta_{ele,I} = \frac{\dot{W}_{net,I}}{\dot{n}_f \times LHV} \quad (50)$$

$$\psi_{sys,I} = \frac{\dot{W}_{net,I} + \dot{E}_{16}}{\dot{E}_1 + \dot{E}_4 + \dot{E}_{14}} \quad (51)$$

$$\dot{W}_{net,I} = (Power_{ac-tot})_{sofc,I} + (\dot{W}_{ac-net})_{gt,I} \quad (52)$$

$$(\dot{W}_{ac-net})_{gt,I} = (\dot{W}_{dc-net})_{gt,I} \times \eta_{inv,gen} - \dot{W}_{wp} - \dot{W}_{ca} - \dot{W}_{cf} \quad (53)$$

$$(\dot{W}_{dc-net})_{gt,I} = \dot{W}_{gt,I} \quad (54)$$

در رابطه فوق r_{por} شعاع متوسط منافذ می‌باشد [۱۹]. پارامترهای به کار رفته در محاسبات افت ولتاژ غلظتی در جدول ۴ آورده شده است.

پس از محاسبه افت ولتاژهای اشاره شده مقدار ولتاژ واقعی سل طبق رابطه (۱۴) و مقدار جریان هر سل و توان کلی در استک پیل نیز طبق روابط زیر مشخص خواهد شد.

$$I_{cell} = iA_{cell} \quad (39)$$

$$I_{tot} = 2Fz \quad (40)$$

$$Power_{dc-tot} = V_{cell} I_{tot} \quad (41)$$

$$Power_{ac-tot} = Power_{dc-tot} \times \eta_{inv,fc} \quad (42)$$

در رابطه (۴۲) $\eta_{inv,fc}$ ضریب تبدیل جریان مستقیم به متناوب می‌باشد.

۳-۱-۳- محاسبات حرارتی

برای محاسبه دمای گازهای خروجی از استک باید سه منبع دمایی موجود که شامل حرارت تولید شده در واکنش‌های الکتروشیمیایی و دگرگونی و حرارت مصرف شده در واکنش بهسازی را در نظر گرفت. با توجه به اینکه واکنش بهسازی گرماگیر بوده و واکنش‌های دگرگونی و الکتروشیمیایی پیل گرمازا می‌باشند، لذا کل انتقال حرارت خالص پیل سوختی اکسید جامد از اختلاف مقادیر گرمایی سه واکنش فوق بدست خواهد آمد. مقدار گرمای حاصل از واکنش‌های بهسازی، دگرگونی و الکتروشیمیایی طبق روابط ذیل بدست می‌آیند [۱۸، ۱۱].

$$\dot{Q}_r = x (\bar{h}_{CO} + 3\bar{h}_{H_2} - \bar{h}_{CH_4} - \bar{h}_{H_2O}) \quad (43)$$

$$\dot{Q}_{sh} = y (\bar{h}_{CO_2} + \bar{h}_{H_2} - \bar{h}_{CO} - \bar{h}_{H_2O}) \quad (44)$$

$$\dot{Q}_{elec} = z T \Delta S - I \Delta V_{loss} \quad (45)$$

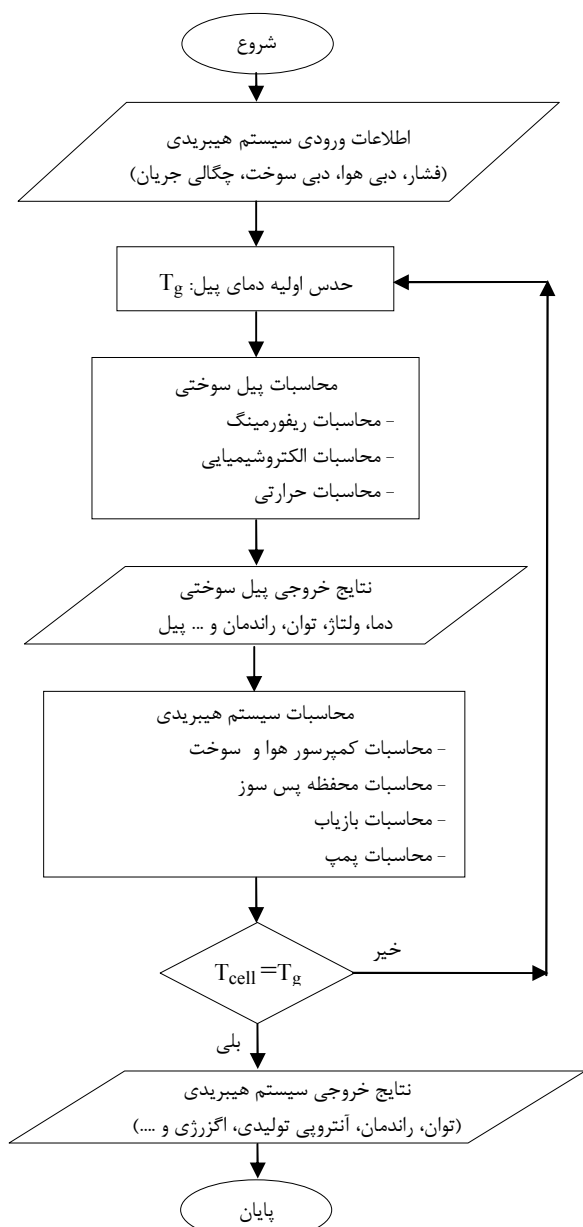
همانطور که اشاره شد، گرمای خالص باقیمانده از واکنش‌های انجام شده در پیل سوختی طبق رابطه زیر بدست می‌آید:

$$\dot{Q}_{net} = \dot{Q}_{elec} + \dot{Q}_{sh} - \dot{Q}_r \quad (46)$$

جدول ۴ پارامترهای مربوط به افت ولتاژ غلظتی [۱۹]

$\varepsilon(\%)$	$r_{por}(m)$	v_{N_2}	v_{H_2}	v_{H_2O}	v_{O_2}
۳۰	10^{-6}	۱۷/۹	۷/۰۷	۱۲/۷	۱۶/۶

معادلات حرارتی پیل به طور همزمان حل شده و نتایج مطلوب شامل ترکیبات اجزاء خروجی، دما، ولتاژ و توان در پیل سوختی حاصل می‌شود. در بخش دوم نیز کل سیستم هیبریدی مورد تجزیه و تحلیل قرار گرفته و راندمان، توان تولیدی و نرخ اگزرژی تخریب شده در آن بدست آمده است.



شکل ۳ ترکیب بندی فلوچارت حل سیستم هیبریدی

۵- اعتبارسنجی

جهت اعتبار سنجی کد تهیه شده، لازم است برای یک نمونه معین نتایج حاصل از این کد تهیه شده با نتایج آزمایشگاهی یا

در رابطه (۵۳) $\eta_{inv,gen}$ ضریب تبدیل جریان مستقیم به متناوب در ژنراتور توربین می‌باشد. نرخ تولید آنتروپی، اگزرژی تخریب شده، اگزرژی تلف شده و بازگشت ناپذیری در کل سیستم از روابط زیر حاصل خواهد شد:

$$S_{gen}^{sys} = \sum_i S_{gen,i} \quad (55)$$

$$\dot{E}_{D,sys-I} = \dot{E}_1 + \dot{E}_4 + \dot{E}_{14} - \dot{E}_{13} - \dot{W}_{net,I} - \dot{E}_{16} \quad (56)$$

$$\dot{E}_{L,sys-I} = \dot{E}_{13} \quad (57)$$

$$\dot{I}_{tot,I} = \dot{E}_{D,sys-I} + \dot{E}_{L,sys-I} \quad (58)$$

۳-۳ سیستم هیبریدی غیرمستقیم

در این بخش راندمان‌های الکتریکی و اگزرژی سیستم هیبریدی غیرمستقیم با استفاده از روابط زیر بدست خواهند آمد:

$$\eta_{ele,II} = \frac{\dot{W}_{net,II}}{\dot{n}_f \times LHV} \quad (59)$$

$$\psi_{sys,II} = \frac{\dot{W}_{net,II} + \dot{E}_{16} + \dot{E}_{31}}{\dot{E}_1 + \dot{E}_4 + \dot{E}_{14} + \dot{E}_{17} + \dot{E}_{26} + \dot{E}_{29}} \quad (60)$$

$$\dot{W}_{net,II} = (Power_{ac-tot})_{sofc,II} + (\dot{W}_{ac-net})_{gt,II} \quad (61)$$

$$(\dot{W}_{ac-net})_{gt,II} = (\dot{W}_{dc-net})_{gt,II} \times \eta_{inv,gen} - \dot{W}_{wp,1} - \dot{W}_{wp,2} - \dot{W}_{ca,1} - \dot{W}_{ca,2} - \dot{W}_{cf,1} - \dot{W}_{cf,2} \quad (62)$$

$$(\dot{W}_{dc-net})_{gt,II} = \dot{W}_{gt,II} \quad (63)$$

نرخ اگزرژی تخریب شده، اگزرژی تلف شده و بازگشت ناپذیری در کل سیستم غیرمستقیم نیز از روابط زیر حاصل خواهد شد:

$$\dot{E}_{D,sys-II} = \dot{E}_1 + \dot{E}_4 + \dot{E}_{14} + \dot{E}_{17} + \dot{E}_{26} + \dot{E}_{29} - \dot{W}_{net,II} - \dot{E}_{16} - \dot{E}_{31} - \dot{E}_{13} - \dot{E}_{25} \quad (64)$$

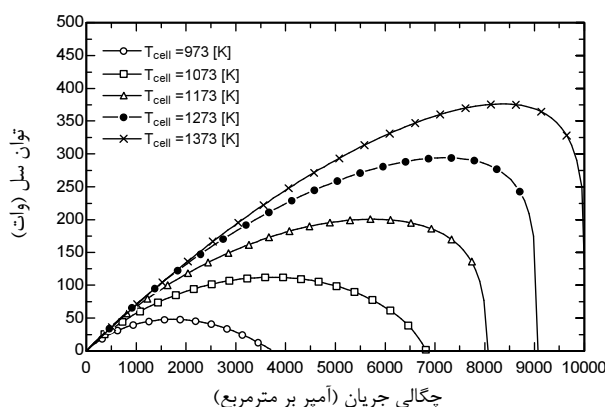
$$\dot{E}_{L,sys-II} = \dot{E}_{13} + \dot{E}_{25} \quad (65)$$

$$\dot{I}_{tot,II} = \dot{E}_{D,sys-II} + \dot{E}_{L,sys-II} \quad (66)$$

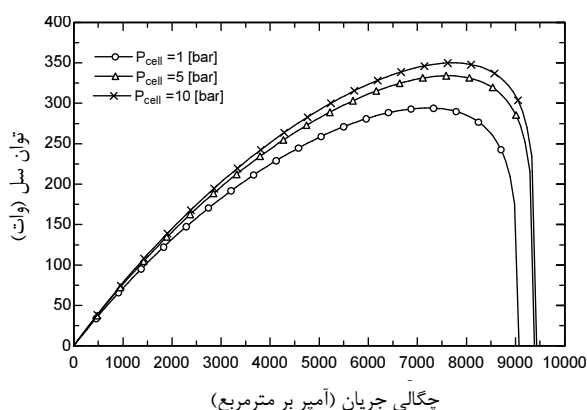
۴- روش حل

با توجه به معادلات ذکر شده در بخش‌های قبلی، جهت تحلیل مسأله یک برنامه رایانه‌ای در نرم افزار EES نوشته شده که روند آن مطابق شکل ۳ است.

اطلاعات ورودی سیستم شامل نرخ جریان هوا و سوخت ورودی به سیستم و فشار کاری پیل می‌باشد. در بخش اول این کد، معادلات غیرخطی ریفرمینگ و الکتروشیمیایی به همراه



شکل ۴ تغییرات توان تولیدی پیل نسبت به چگالی جریان در فشار کاری ۱ بار



شکل ۵ تغییرات توان تولیدی پیل نسبت به چگالی جریان در دمای کاری ۱۲۷۳ کلوین

۶-۲- بررسی عملکرد سیستم هیبریدی مستقیم

۶-۲-۱- تغییرات فشار کاری

تحت فشار قرار دادن پیل به تنهایی اثر مثبتی بر روی پیل دارد زیرا به دلیل افزایش فشارهای نسبی اجزاء گازی، پتانسیل نرنست بیشتر می‌شود. مسأله مهمی که افزایش فشار به همراه دارد، کاهش دمای کاری آن در سیستم‌های هیبریدی می‌باشد، که در بیشتر تحقیقات از آن چشم‌پوشی شده است.

همانطور که در بخش قبلی نشان داده شده، تغییرات دما نسبت به تغییرات فشار دارای اثر بیشتری بر روی ولتاژ و توان تولیدی پیل دارد، از این رو این مسأله به هیچ عنوان نباید نادیده گرفته شود. برای این منظور رفتار سیستم هیبریدی با تغییر پارامتر مهم فشار مورد بررسی قرار گرفته است.

عددی موجود مقایسه گردد. با توجه به کمبود نتایج تجربی در زمینه سیستم‌های هیبریدی، در این تحقیق سیستم معرفی شده توسط چان و همکاران وی [۱۱] مدلسازی شده و نتایج حاصل از کد حاضر، با نتایج تحقیقات آنها مقایسه شده است. همخوانی نزدیک بین این نتایج در جدول ۵، صحت روش حاضر و کد تهیه شده را تایید می‌کند.

۶- نتایج

۶-۱- بررسی عملکرد تک سل

همانطور که در شکل ۴ مشاهده می‌شود در چگالی جریان ثابت افزایش دمای سل باعث افزایش ولتاژ آن و در نتیجه افزایش توان و کارایی آن گردیده و در چگالی‌های جریان بالا به ماگزیمم توان خروجی خود می‌رسد. اگر چه به نظر می‌رسد مقدار بهینه طراحی در نقطه ماگزیمم نمودارهای فوق رخ می‌دهد ولی نزدیک بودن آن به ناحیه افت‌های ناشی از غلظت برای پیل خطرناک بوده و سبب افت ولتاژ و توان شدید آن خواهد شد. در شکل ۵ نیز مشاهده می‌شود که با افزایش فشار کاری سل عملکرد آن بهتر شده و افت ولتاژ غلظتی در چگالی‌های جریان بالاتر تأثیر خود را نشان می‌دهد. از نتایج دیگر در این بخش می‌توان به تأثیر کمتر فشار (در مقایسه با دما) بر روی افت ولتاژ غلظتی و چگالی جریان حدی در پیل اشاره کرد.

در شکل ۶ و ۷ نیز تغییرات ولتاژ پیل نسبت به چگالی جریان در شرایط مختلف کاری نشان داده شده است. همانطور که مشاهده می‌شود که افزایش دما و فشار کاری پیل سبب بالا رفتن نرخ فعل و انفعال شیمیایی در آن شده و در نتیجه این کار سبب افزایش ولتاژ خروجی و بهبود عملکرد پیل خواهد شد.

جدول ۵ مقایسه نتایج حاصل از کد حاضر با نتایج عددی

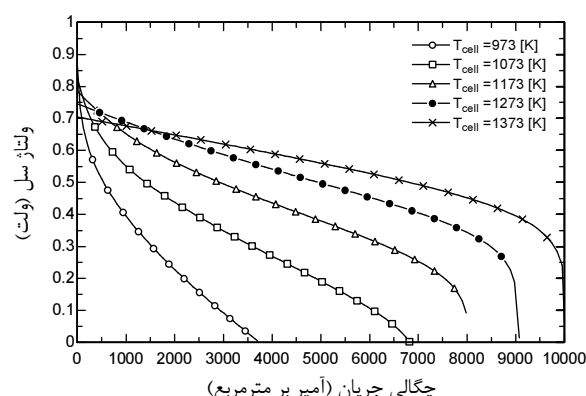
پارامترهای بررسی شده	نتایج چان و همکاران [۱۱]	نتایج با کد تهیه شده
راندمان الکتریکی سیستم	۶۲/۲	۶۰/۵۲
راندمان کلی سیستم	۸۳/۸	۸۰/۶۲
حرارت باز یافت شده (کیلووات)	۷۳۱	۷۲۲/۳
توان خروجی از سیستم (کیلووات)	۳۸۱	۳۷۴/۴۵
ولتاژ سلول (ولت)	۰/۷۳۸	۰/۷۱
چگالی جریان (آمپر بر مترمربع)	۱۴۱۶	۱۴۱۶
دمای کاری پیل (کلوین)	۱۱۶۶	۱۱۶۶

گازهای ورودی به پیل، دمای پیل و گازهای ورودی به توربین خواهد شد. از آنجا که دمای پیل و دمای ورودی به توربین اهمیت اساسی در کارایی سیکل هیبریدی دارند، یک راه برای اجتناب از کاهش راندمان و توان در فشارهای بالاتر تغذیه سوخت بیشتر به محفظه پس‌سوز جهت افزایش دماهای ذکر شده می‌باشد.

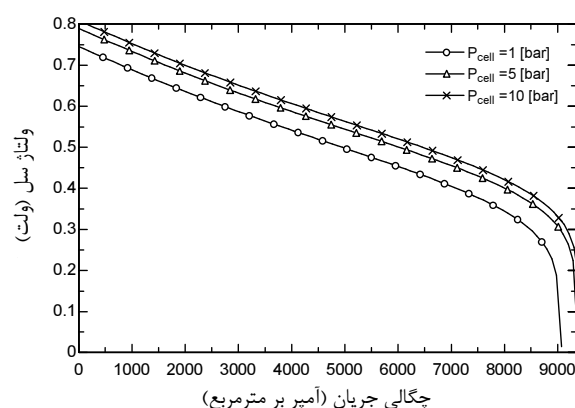
در بیشتر تحقیقات انجام شده دمای پیل در هنگام تحلیل سیستم هیبریدی ثابت فرض شده که این مسأله در ادامه موجب افزایش دمای گازهای خروجی از پیل می‌شود. با توجه به کاهش دما در پیل که ناشی از افزایش فشار سیستم می‌باشد می‌توان این گونه بیان کرد که ثابت گرفتن دما در بیشتر تحقیقات انجام شده مسأله اشتباهی بوده و حتماً باید دمای پیل محاسبه شود.

در شکل ۹ بازده الکتریکی سیستم هیبریدی در فشارهای کاری مختلف نشان داده شده است. بر خلاف بیشتر تحقیقات انجام شده که نتایج خود را در یک نسبت هوا به سوخت ثابت ارائه کرده‌اند، این نمودارها نشان می‌دهد که در نسبت‌های هوا به سوخت ورودی بالا، با افزایش فشار کاری سیستم به دلیل کاهش دما، راندمان کاهش می‌یابد. با کاهش نسبت هوا به سوخت راندمان سیستم هیبریدی نسبت به تغییرات فشار دو عملکرد مختلف دارد. ابتدا با افزایش نسبت فشار به دلیل زیاد بودن سوخت و در نتیجه بالا بودن دما، راندمان سیستم افزایش و در ادامه با کاهش تدریجی دما راندمان سیر نزولی خواهد گرفت. همانطور که گفته شد افزایش فشار کاری سیستم سبب کاهش دما و در نتیجه کاهش ولتاژ خواهد شد. دلیل این امر غالب بودن تأثیر کاهش دما بر افزایش فشار می‌باشد. این امر در نهایت منجر به کاهش توان تولیدی در پیل خواهد شد. در نسبت هوا به سوخت کمتر به دلیل دمای بالای پیل، با افزایش فشار ابتدا توان خروجی از پیل افزایش و در ادامه با کاهش دمای پیل توان کاهش خواهد یافت.

افزایش فشار کاری سیستم سبب افزایش توان تولیدی در توربین خواهد شد. علی‌رغم این افزایش با توجه به اینکه نزدیک ۷۰ الی ۸۰ درصد توان خروجی از سیستم هیبریدی توسط پیل سوختی تأمین می‌شود، پیش‌بینی می‌شود رفتار سیستم هیبریدی نیز مشابه رفتار پیل سوختی باشد. همانطور که در شکل ۱۰ مشاهده می‌شود، در نسبت هوا به سوخت بالا



شکل ۶ تغییرات ولتاژ پیل نسبت به چگالی جریان در فشار کاری ۱ بار



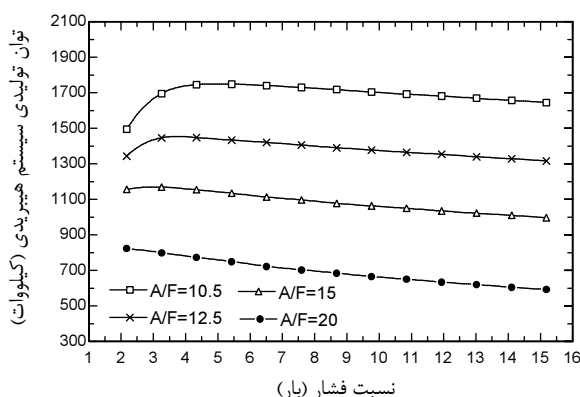
شکل ۷ تغییرات ولتاژ پیل نسبت به چگالی جریان در دمای کاری ۱۲۷۳ کلوین

افزایش نسبت فشار کمپرسورها (سوخت و هوا) سبب افزایش دمای جریان‌های خروجی از آنها می‌شود که این مسأله به نوبه خود بر عملکرد حرارتی پیل سوختی و افت ولتاژهای آن تأثیر می‌گذارد. با افزایش فشار و با فرض ثابت بودن دما افت ولتاژهای درون پیل کاهش یافته و در نتیجه ولتاژ آن افزایش و جریان تولیدی در آن کاهش می‌یابد. اما مسأله مهم این می‌باشد که با افزایش فشار همانطور که در شکل ۸ مشاهده می‌شود، دمای استک پیل و گازهای خروجی از آن کاهش می‌یابد.

برای بیان این مسأله می‌توان اینگونه بیان کرد که وقتی نسبت فشار کمپرسور افزایش می‌یابد، نسبت فشار توربین نیز بیشتر می‌شود که این مسأله سبب کاهش دمای گازهای خروجی توربین خواهد شد. از آنجا که حرارت گازهای خروجی توربین برای پیش‌گرم کردن هوا و سوخت ورودی به پیل استفاده می‌شود، در نتیجه این کاهش دما سبب افت دمای

افزایش بیش از حد نرخ جریان هوای ورودی به سیستم به دلیل اثرات خنک کنندگی، باعث کاهش دمای پیل و در نتیجه افزایش افت ولتاژ و کاهش راندمان در سیستم هیبریدی خواهد شد. این بررسی برای تعیین حداقل جریان هوای ورودی و میزان بهبود عملکرد سیستم به گونه‌ای که دمای حداکثر پیل از مقدار حد مجاز آن (۱۰۰۰ درجه سلسیوس) بالاتر نرود، انجام شده است. در این بخش اثرات تغییر نرخ جریان هوای ورودی به سیستم بر روی پارامترهای مختلف سیستم هیبریدی بررسی شده است. در این تحقیق کمترین مقدار هوای مورد نیاز برای احتراق کامل یک کیلومول از سوخت فرض شده (هوای استوکیومتری)، برابر $9/23$ کیلومول می‌باشد. با توجه به این مسأله مقدار نرخ جریان سوخت ورودی به سیستم 10 کیلومول بر ساعت در نظر گرفته شده است. همانطور که در شکل ۱۲ مشاهده می‌شود افزایش دبی هوای عبوری از سیستم به دلیل اثرات خنک کنندگی سبب کاهش دمای پیل و در نتیجه کاهش ولتاژ خروجی از آن در فشارهای کاری مختلف می‌گردد. از سوی دیگر با کاهش بیشتر نرخ جریان هوای ورودی به سیستم، دمای کاری پیل افزایش پیدا کرده و از مقدار مجاز (۱۰۰۰ درجه سلسیوس) فراتر می‌رود که این مسأله سبب آسیب دیدن پیل خواهد شد.

همانگونه که انتظار می‌رود، راندمان الکتریکی سیستم با افزایش نرخ جریان هوای اضافی به دلیل کاهش دما و ولتاژ پیل و کاهش دمای ورودی به توربین کاهش می‌یابد. این مسأله به وضوح در شکل ۱۳ مشاهده می‌گردد.



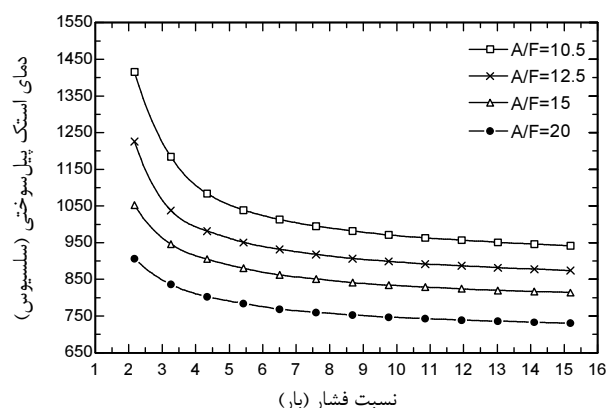
شکل ۱۰ تأثیر نسبت فشار کمپرسور بر روی توان تولیدی سیستم هیبریدی

در ادامه تأثیر تغییر دبی هوای عبوری از سیستم بر روی توان تولیدی آن بررسی شده است. همانطور که در شکل ۱۴

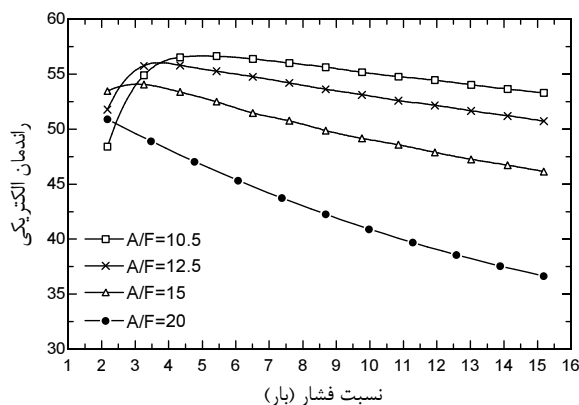
با افزایش فشار توان خروجی از سیستم هیبریدی کاهش می‌یابد. در نسبت‌های پایین‌تر نیز به دلیل دمای بالای پیل توان خروجی ابتدا افزایش کمی یافته و سپس در ادامه با کاهش دمای پیل سیر نزولی به خود می‌گیرد. در شکل ۱۱ تغییرات نرخ تخریب اگزورژی در فشارهای کاری مختلف نشان داده شده است. در نسبت‌های هوا به سوخت بالا با افزایش نسبت فشار کمپرسور میزان تخریب اگزورژی افزایش یافته و در نسبت‌های پایین این تغییرات رفتار دوگانه‌ای دارد.

۲-۲-۶- تغییرات دبی هوای ورودی

دبی هوا پارامتر مهمی است که عملکرد سیکل را تحت تأثیر قرار می‌دهد و لازم است در یک مقدار بهینه تنظیم شود تا راندمان سیکل در حد قابل قبولی باشد. دبی هوای مورد نیاز برای سیکل هیبریدی به نرخ واکنش الکتروشیمیایی، دمای پیل و واکنش‌های محفظه احتراق بستگی دارد.



شکل ۸ تأثیر نسبت فشار کمپرسور بر روی دمای کاری پیل در نسبت‌های هوا به سوخت مختلف



شکل ۹ تأثیر نسبت فشار کمپرسور بر روی راندمان الکتریکی سیستم در نسبت‌های هوا به سوخت مختلف

با توجه به اینکه بخش بیشتر توان تولیدی در سیستم هیبریدی توسط پیل تأمین می‌شود، این افزایش تأثیرگذار نبوده و توان کلی سیستم هیبریدی کاهش خواهد یافت. از طرف دیگر می‌توان اینگونه بیان کرد که افزایش نرخ جریان هوای ورودی باعث افزایش کار کمپرسور هوا نیز خواهد شد که این مسأله به نوبه خود سبب کاهش توان سیستم خواهد گردید.

برای گرم کردن هوای ورودی پیل سوختی مقدار قابل ملاحظه‌ای انرژی لازم است. این انرژی از گازهای خروجی توربین بازیافت می‌شود، اما این مسأله باعث ایجاد تلفات انرژی در این فرآیند خواهد شد. اگر چنانچه بتوان دبی هوای ورودی به سیستم را کاهش داد، این بازگشت ناپذیری‌ها به طور قابل ملاحظه‌ای کاهش می‌یابند. همانطور که در شکل ۱۵ مشاهده می‌شود در یک فشار کاری ثابت افزایش نرخ جریان ورودی به سیستم سبب افزایش نرخ انرژی تخریب شده در سیستم هیبریدی خواهد گردید.

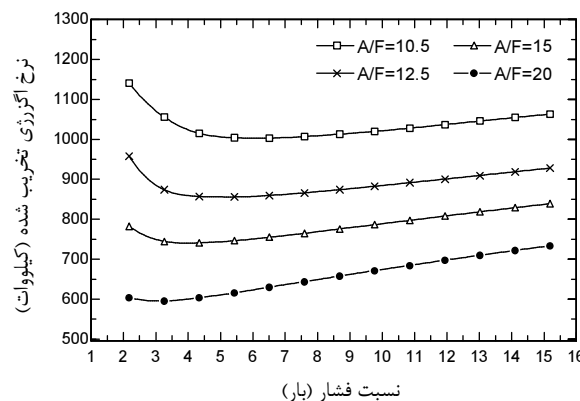
۳-۶- بررسی عملکرد سیستم هیبریدی غیرمستقیم

۳-۶-۱- تغییرات فشار کاری

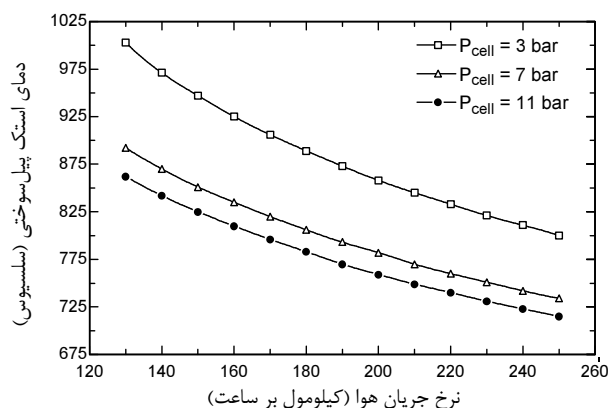
در این بخش اثرات تغییر فشار کاری سیستم در سه حالت مختلف (تغییر فشار در سیکل پیل سوختی، سیکل توربین گاز و تغییر فشار در هر دو سیکل) نشان داده شده است. بطور کلی با توجه به عدم استفاده از توربین در سیکل پیل سوختی، افزایش فشار در این سیکل پارامتر سودمندی نمی‌باشد، زیرا گازهای خروجی از آن با فشار بالا به محیط تخلیه می‌شوند. همان‌طور که در شکل‌های ۱۶ الی ۱۷ مشاهده می‌شود، نسبت فشارهای بالای ۳ تغییر فشار در سیکل توربین گاز بسیار ارزشمندتر از دو حالت دیگر است. راندمان بالا و بازگشت ناپذیری کمتر از مزایای این حالت می‌باشد. در نسبت فشارهای پایین نیز توسعه می‌شود که تغییر فشار در هر دو سیکل و یا سیکل پیل سوختی انجام گیرد.

با استفاده از سیستم هیبریدی غیرمستقیم و در فشارهای کاری پایین می‌توان به راندمانی در حدود ۴۰ درصد دست یافت. همان‌طور که مشاهده می‌شود با افزایش نسبت فشار راندمان الکتریکی کاهش و نرخ بازگشت ناپذیری در سیستم افزایش خواهد یافت.

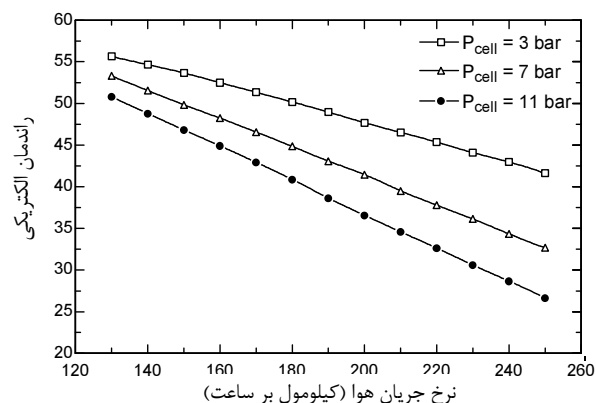
مشاهده می‌شود در یک فشار کاری معین افزایش دبی هوای عبوری از سیستم سبب کاهش توان تولیدی در سیستم هیبریدی خواهد شد. این در حالیست که افزایش دبی هوا سبب افزایش توان تولیدی در توربین می‌شود.



شکل ۱۱ تأثیر نسبت فشار دمپرسور بر روی نرخ انرژی تخریب شده در سیستم هیبریدی



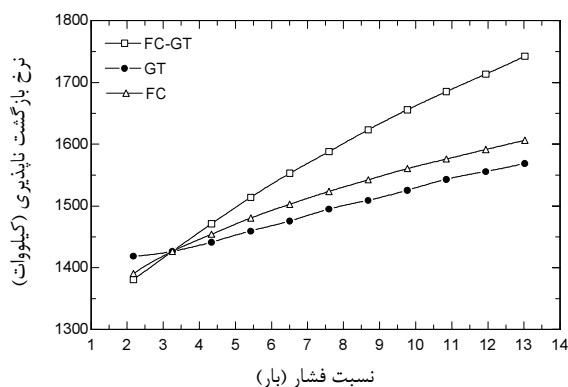
شکل ۱۲ تأثیر نرخ جریان هوای ورودی به سیستم بر روی دمای کاری پیل



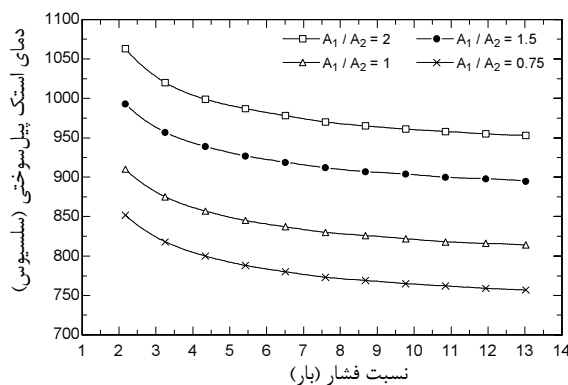
شکل ۱۳ تأثیر نرخ جریان هوای ورودی به سیستم بر روی راندمان الکتریکی سیستم

توربین‌گاز سبب کاهش دمای کاری پیل و دمای گازهای ورودی به توربین می‌شود. دلیل این امر را می‌توان اینگونه بیان کرد که با افزایش نسبت فشار کمپرسور، کاهش نسبت فشار در توربین نیز بیشتر شده و در نتیجه دمای گازهای خروجی از توربین افت می‌کند. کاهش دمای گازهای خروجی از توربین در ادامه سبب افت دمای پیل و دمای گازهای ورودی به آن نیز خواهد شد (شکل ۱۸).

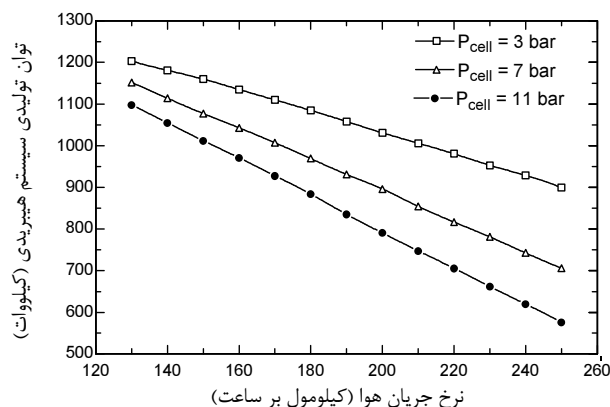
همانطور که در شکل ۱۹ و ۲۰ مشاهده می‌شود با افزایش نسبت فشار کمپرسور در سیکل توربین‌گازی راندمان و توان تولیدی سیستم کاهش می‌یابد. دلیل این امر کاهش دمای کاری پیل و دمای گازهای ورودی به توربین و همچنین افزایش توان مورد نیاز در کمپرسور می‌باشد. در حالت بهینه سیستم می‌توان به راندمان ۴۱/۸ درصد و توان تولیدی ۹۰۵/۲ کیلووات دست یافت.



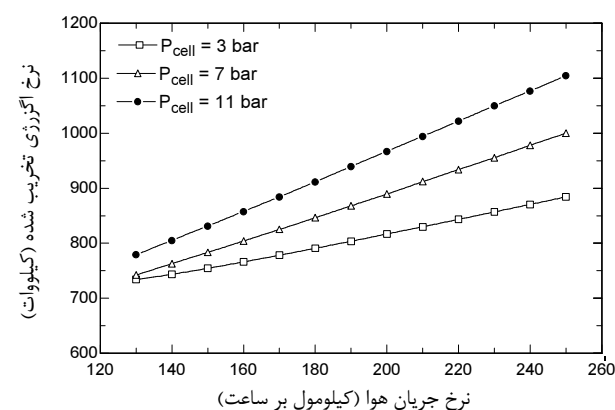
شکل ۱۴ تأثیر نسبت‌های فشار کاری سیستم بر روی نرخ بازگشت ناپذیری



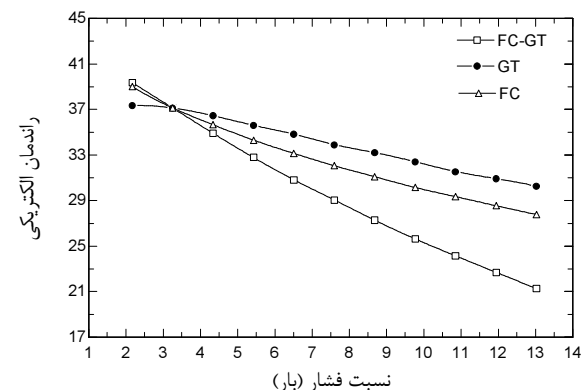
شکل ۱۵ تأثیر نرخ جریان هوای ورودی به سیستم بر روی نرخ اگزرژی تخریب شده



شکل ۱۶ تأثیر نسبت‌های فشار کاری سیستم بر روی نرخ اگزرژی تخریب شده



شکل ۱۷ تأثیر نرخ جریان هوای ورودی به سیستم بر روی نرخ اگزرژی تخریب شده



شکل ۱۸ تأثیر نسبت‌های فشار کاری سیستم بر روی راندمان الکتریکی

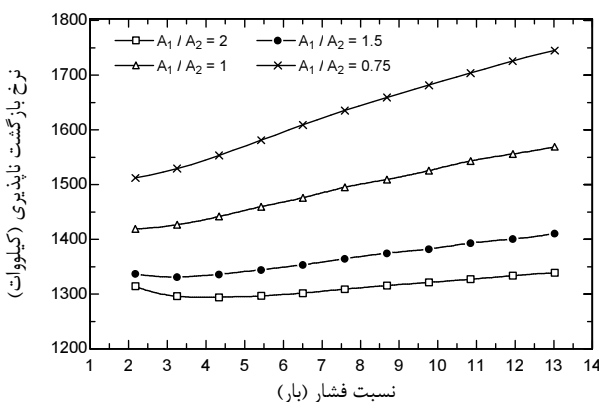
در این قسمت تغییر فشار در سیکل توربین‌گاز به عنوان یک پارامتر مؤثر در سیستم هیبریدی مورد بررسی قرار گرفته است. همان‌طور که مشاهده می‌شود افزایش نسبت فشار سیکل

بیشترین راندمان و توان تولیدی سیستم در این حالت به ترتیب برابر ۴۲ درصد و ۹۰۸ کیلووات می‌باشد. افزایش دبی هوای عبوری سبب افزایش نرخ بازگشت ناپذیری سیستم خواهد شد. در حالت بهینه مقادیر بازگشت ناپذیری برابر ۱۳۱۶/۲ کیلووات تخمین زده می‌شود.

در ادامه این بخش اثرات جریان هوای ورودی به سیکل توربین گاز بررسی شده است. افزایش نرخ جریان در این حالت سبب کاهش دمای پیل و دمای ورودی به توربین می‌گردد. که این مسأله به نوبه خود سبب کاهش راندمان و توان تولیدی سیستم هیبریدی گردیده است. راندمان و توان بهینه در این تغییرات در حدود ۴۱/۷ درصد و ۹۰۲/۶ کیلووات تخمین زده می‌شود. مشابه حالت قبل با افزایش نرخ جریان هوای عبوری، نرخ بازگشت ناپذیری افزایش خواهد یافت. ۱۳۱۸/۹ کیلووات مقدار بازگشت ناپذیری سیستم در حالت کارکرد بهینه خواهد بود. همانطور که مشاهده می‌شود، تغییرات دبی هوای عبوری از دو سیکل سیستم هیبریدی غیرمستقیم اثرات مشابهی با یکدیگر دارد.

۴-۶- مقایسه عملکرد دو سیستم هیبریدی

پس از بررسی پارامتری دو سیستم هیبریدی مستقیم و غیرمستقیم، در این بخش عملکرد این دو سیستم با یکدیگر و با سیکل توربین گاز ساده مقایسه شده است. پیل سوختی به کار رفته در این تحقیق از نوع اکسید جامد لوله‌ای (مشابه مدل شرکت زیمنس وستینگهاوس) بوده [۲۰] و مشخصات آن به همراه پارامترهای فرض شده در این دو سیستم هیبریدی، در جدول ۶ ارائه شده است.

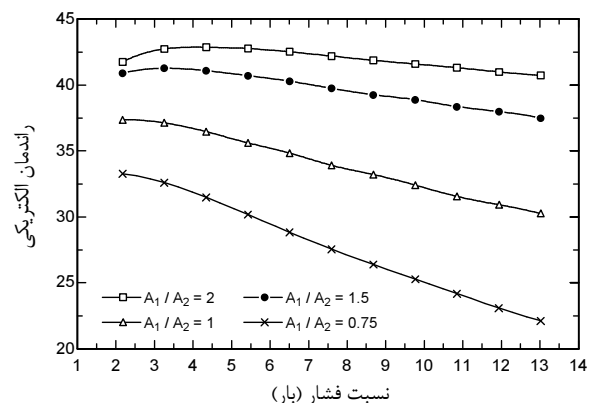


شکل ۲۱ تأثیر نسبت فشار کمپرسور سیکل توربین گاز بر روی نرخ بازگشت ناپذیری سیستم

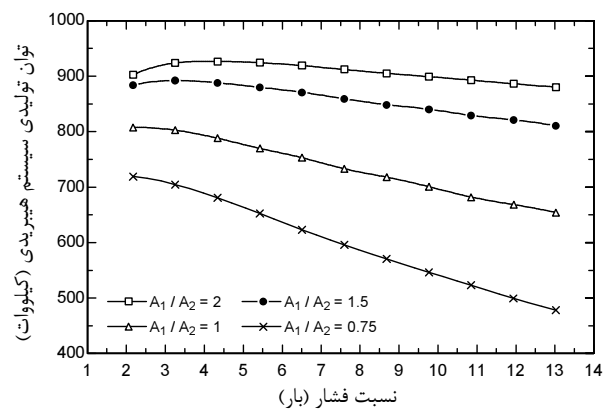
در شکل ۲۱ نرخ بازگشت ناپذیری سیستم نشان داده شده است. همانطور که مشاهده می‌شود با افزایش نسبت فشار کمپرسور در سیکل توربین گاز این پارامتر افزایش می‌یابد. در حالت بهینه مقدار نرخ بازگشت ناپذیری ۱۳۱۵/۳ کیلووات می‌باشد.

۶-۳-۲- تغییرات دبی هوای ورودی

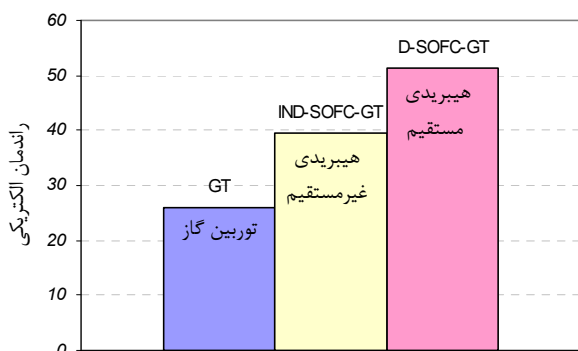
تغییر نرخ جریان هوا در سیکل پیل سوختی و توربین گاز دو پارامتر مهمی هستند که در این بخش به طور خلاصه مورد بررسی قرار گرفته‌اند. مشابه سیستم هیبریدی مستقیم افزایش نرخ جریان هوا در سیکل پیل سوختی به دلیل اثر خنک‌کنندگی سبب کاهش دمای پیل و در نتیجه کاهش دمای ورودی به توربین می‌گردد که این مسأله در ادامه سبب کاهش راندمان و توان خروجی از سیستم هیبریدی خواهد شد.



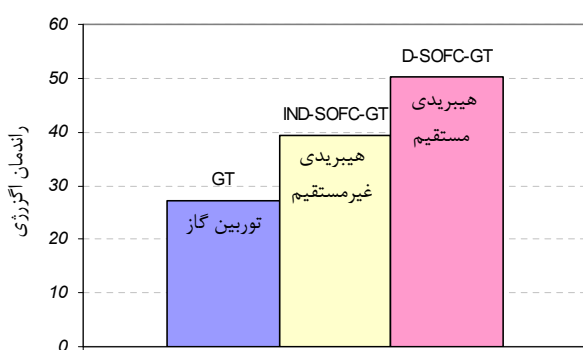
شکل ۱۹ تأثیر نسبت فشار کمپرسور سیکل توربین گاز بر روی راندمان الکتریکی سیستم



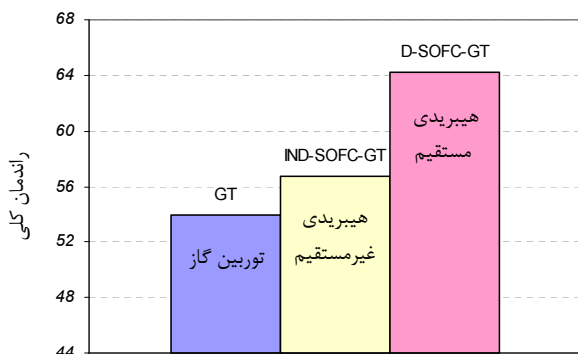
شکل ۲۰ تأثیر نسبت فشار کمپرسور سیکل توربین گاز بر روی توان تولیدی سیستم



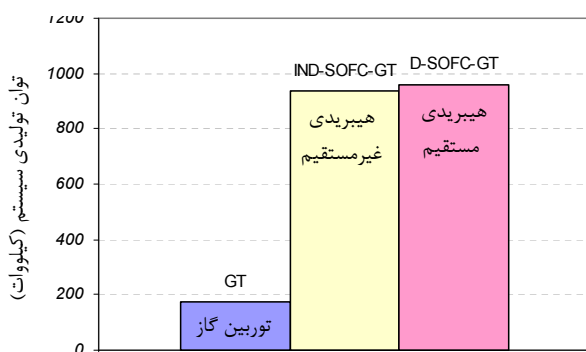
شکل ۲۲ مقایسه راندمان الکتریکی سیستم‌های هیبریدی



شکل ۲۳ مقایسه راندمان الکتریکی سیستم‌های هیبریدی



شکل ۲۴ مقایسه راندمان الکتریکی سیستم‌های هیبریدی



شکل ۲۵ مقایسه توان تولیدی سیستم‌های هیبریدی

نتایج نشان می‌دهد که سیستم هیبریدی مستقیم دارای راندمان الکتریکی، انرژی و کلی بالاتری نسبت به نوع غیرمستقیم و توربین گاز ساده می‌باشد (شکل‌های ۲۲ تا ۲۴). در شکل ۲۵ نیز توان تولیدی این دو سیستم هیبریدی با سیکل توربین گاز ساده مقایسه شده است. هم‌طور که در این شکل نیز مشاهده می‌شود، سیستم هیبریدی مستقیم دارای توان تولیدی بیشتری نسبت به نوع غیرمستقیم می‌باشد. نتایج این بخش بیان‌کننده کارایی بالاتر سیستم هیبریدی مستقیم در مقایسه با دو سیستم دیگر می‌باشد. در جدول ۷ نیز عملکرد کلی این دو سیستم هیبریدی با یکدیگر مقایسه شده است. همان‌طور که مشاهده می‌شود در یک دمای یکسان در ورودی توربین (۱۲۰۰ کلوین) سیستم مستقیم دارای راندمان بالاتر، توان تولیدی بیشتر، نرخ تولید انرژی و بازگشت ناپذیری کمتر و آلاینده‌گی پایین می‌باشد. همچنین دیده می‌شود در سیستم‌های هیبریدی غیرمستقیم به دلیل پایین بودن دمای کاری پیل، جهت بالابردن کارایی سیستم باید سوخت بیشتری به سیستم تزریق شود که این مسأله سبب افزایش آلاینده‌گی محیط خواهد شد.

جدول ۶ پارامترهای فرض شده در این دو سیستم هیبریدی

پارامتر	مقدار فرض شده
مساحت هر سل	۱۰۳۶/۲ سانتی متر مربع
طول هر سل	۱۵۰ سانتی متر
قطر هر سل	۲/۲ سانتی‌متر
تعداد سل	۵۱۳۳ عدد
ضریب مصرف سوخت	۰/۸۵
افت فشار بازیاب‌ها	۴ درصد
افت فشار پیل سوختی	۴ درصد
افت فشار محفظه پس‌سوز	۵ درصد
راندمان ایزونتروپیک کمپرسور سوخت	۸۱ درصد
راندمان ایزونتروپیک کمپرسور هوا	۸۱ درصد
راندمان بازیاب‌های هوا-گاز	۸۰ درصد
راندمان بازیاب آب-گاز	۸۵ درصد
راندمان پمپ	۸۵ درصد
راندمان محفظه پس‌سوز	۹۵ درصد
راندمان ایزونتروپیک توربین	۸۴ درصد
راندمان ژنراتور	۹۵ درصد
راندمان اینونتور	۸۹ درصد
ارزش حرارتی سوخت	۷۷۸/۲ کیلوژول بر مول
تعداد سل	۵۱۳۳

- بررسی عملکرد سیستم هیبریدی مستقیم نشان می‌دهد که افزایش فشار کاری سیستم سبب کاهش دمای کاری پیل و دمای گازهای ورودی به توربین می‌شود. این مسأله در ادامه سبب کاهش راندمان و توان تولیدی سیستم می‌گردد.

- افزایش فشار کاری سیستم سبب افزایش نرخ تولید آنتروپی و نرخ آگزرژی تخریب و تلف شده در سیستم خواهد شد.

- افزایش دبی هوای عبوری از سیستم سبب به دلیل اثرات خنک کنندگی سبب کاهش دمای پیل و در نتیجه کاهش دمای ورودی به توربین خواهد شد. این مسأله در ادامه سبب کاهش راندمان و توان تولیدی سیستم و افزایش نرخ آگزرژی تخریب و تلف شده در سیستم خواهد شد.

- در سیستم‌های هیبریدی غیرمستقیم افزایش فشار کاری سیکل توربین‌گاز در مقایسه با سیکل پیل‌سوختی دارای تأثیر بیشتری بر روی بهبود عملکرد سیستم می‌باشد.

- افزایش نرخ جریان هوای ورودی به هر دو سیستم هیبریدی مستقیم و غیر مستقیم عملکرد آن را تضعیف می‌کند.

- سیستم هیبریدی مستقیم در مقایسه با نوع غیرمستقیم دارای راندمان بالاتر (حدود ۱۰ درصد)، توان تولیدی بیشتر، آنتروپی تولیدی کمتر و نرخ بازگشت ناپذیری پایین بوده و عملکرد آن بهتر است.

۸- تشکر و قدردانی

از حمایت‌های مالی سازمان انرژی‌های نو ایران (سانا) در انجام این تحقیق تشکر می‌شود.

۹- مراجع

- [1] Zhang X., Chan S.H., Li G., Ho H.K., Li J. and Feng Z., "A Review of Integration Strategies for Solid Oxide Fuel Cells", *Journal of Power Sources*, Vol. 195, 2010, pp. 685-702.
- [2] Brouwer J., "Hybrid Gas Turbine Fuel Cell Systems", National Fuel Cell Research Center, University of California; See also URL <http://www.nfrcr.uci.edu>.
- [3] Harvey S.P. and Richter H.J., "Gas Turbine Cycles with Solid Oxide Fuel Cells, part I and II", *Journal of Energy Resources Technology*, Vol. 116, 1994, pp. 305-318.
- [4] Lee G. and Sudhoff f., "Fuel Cell/Gas Turbine System Performance Studies", *Fuel Cells 96 Review Meeting*, Morgantown, West Virginia, August 20-21, 1996, DOE/METC/C-97/7278.

همانطور که مشاهده می‌شود علی‌رغم افزایش میزان سوخت ورودی به سیستم هیبریدی غیرمستقیم، راندمان این سیستم در مقایسه با نوع مستقیم حدود ۱۰ درصد پایین می‌باشد.

جدول ۷ مقایسه سیستم‌های مدل‌سازی شده

پارامترهای ورودی	هیبریدی مستقیم	هیبریدی غیرمستقیم
نرخ جریان هوا در سیکل پیل سوختی (کیلومول بر ساعت)	۱۵۰	۱۵۰
نرخ جریان سوخت اصلی در سیکل پیل سوختی (کیلومول بر ساعت)	۸/۶۴	۱۱
نرخ جریان سوخت تزریقی در سیکل پیل سوختی (کیلومول بر ساعت)	۰	۰
نرخ جریان هوا در سیکل توربین گاز (کیلومول بر ساعت)	-	۱۵۰
نرخ جریان سوخت تزریقی در سیکل توربین گاز (کیلومول بر ساعت)	-	۰
نسبت فشار کمپرسور سیکل توربین گاز (بار)	-	۳/۲۵۵
نسبت فشار کمپرسور سیکل پیل سوختی (بار)	۳/۲۵۵	۳/۲۵۵
پارامترهای خروجی	هیبریدی مستقیم	هیبریدی غیرمستقیم
دمای سل (سلسیوس)	۸۸۸	۹۱۱
دمای ورودی به توربین (سلسیوس)	۱۲۰۰	۱۲۰۰
چگالی جریان (آمپر بر مترمربع)	۲۶۴۱	۳۳۴۹
راندمان الکتریکی سیستم	۵۱/۴۴	۳۹/۴
راندمان آگزرژی سیستم	۵۰/۳۸	۳۹/۲۲
راندمان کلی سیستم	۶۴/۲۲	۵۶/۷۲
نرخ آنتروپی تولیدی (کیلووات بر کلون)	۲/۳۳۵	۳/۴۰۷
نرخ آگزرژی تخریب شده (کیلووات)	۶۷۱/۸	۹۸۰/۴
نرخ آگزرژی تلف شده (کیلووات)	۲۹۷	۵۳۲/۸
نرخ توان تولیدی سیستم (کیلووات)	۹۶۰/۷	۹۳۶/۸
نرخ گرمای بازیاب شده (کیلووات)	۲۳۸/۷	۴۱۱/۹
نرخ بازگشت ناپذیری کلی (کیلووات)	۹۶۸/۸	۱۵۱۳/۲
آلاینده‌گی دی‌اکسیدکربن (کیلومول بر ساعت)	۸/۵۱	۱۰/۸۳۶

۷- نتیجه‌گیری

با توجه به مطالب ارائه شده در این مقاله، می‌توان موارد زیر را به‌عنوان جمع بندی بحث ارائه نمود:

- با افزایش دما و فشار کاری پیل، افت ولتاژ کلی کمتر شده و عملکرد آن بهبود می‌یابد. نکته مهم در این بخش تأثیر بیشتر دما نسبت به فشار کاری پیل می‌باشد.

- [13] Motahar S. and Alamrajabi A.A., "Exergy Based Performance Analysis of a Solid Oxide Fuel Cell and Steam Injected Gas Turbine Hybrid Power System", *International Journal of Hydrogen*, Vol. 34, 2009, pp. 2396-2407.
- [14] Haseli Y., Dincer I. and Naterer G.F., "Thermodynamic Modeling of a Gas Turbine Cycle Combined with a Solid Oxide Fuel Cell", *Journal of Hydrogen energy*, Vol. 33, 2008, pp. 5811-5822.
- [15] Komatsu Y. and Kimijima S., "Performance Analysis for the Part-Load Operation of a Solid Oxide Fuel Cell-Micro Gas Turbine Hybrid System", *Journal of Energy*, Vol. 35, 2010, pp. 982-988.
- [16] Zhang X., Su S., Chen J., Zhao Y. and Brandon N., "A New Analytical Approach to Evaluate and Optimize the Performance of an Irreversible Solid Oxide Fuel Cell-Gas Turbine Hybrid System", *International Journal of Hydrogen Energy*, Vol. 36, 2011, pp. 15304-15312.
- [17] Cheddie D.F., "Thermo-Economic Optimization of an Indirectly Coupled Solid Oxide Fuel Cell/Gas Turbine Hybrid Power Plant", *International Journal of Hydrogen Energy*, Vol. 36, 2011, pp. 1702-1709.
- [18] Ghanbari Bavarsad P., "Energy and Exergy Analysis of Internal Reforming Solid Oxide Fuel Cell-Gas Turbine Hybrid System", *International Journal of Hydrogen Energy*, Vol. 32, No. 17, 2007, pp. 4591-4599.
- [19] Akkaya A.V., "Electrochemical Model for Performance Analysis of a Tubular SOFC", *International Journal of Energy Research*, Vol. 31, 2007, pp. 79-98.
- [20] Ciesar J.A., *Hybrid Systems Development by the Siemens Westinghouse Cower Corporation*, Siemens Westinghouse Power Corporation Natural Gas/Renewable Energy Hybrids Workshop, August 2001.
- [5] Chaney J., Tharp R., Wolf W. and Fuller A., Hartvigson J., "Fuel Cell/Micro Turbine Combined Cycle", Final Report; McDermott Technology, Inc. Alliance, 1999.
- [6] Massardo A.F. and Lubelli F., "Internal Reforming Solid Oxide Fuel Cell-Gas Turbine Combined Cycles (IRSOFC-GT): Part I - Cell Model and Cycle Thermodynamic Analysis", *Journal of Engineering for Gas Turbines and Power*, Vol. 122, 2000, pp. 27-35.
- [7] Bessette N.F. and Pierre J.F., "Status of Siemens Westinghouse Tubular Solid Oxide Fuel Cell Technology and Development Program", *Proceedings of the 2000 Fuel Cell Seminar*, Courtesy Associates, November 2000.
- [8] Singhal S.C., "Advances in Solid Oxide Fuel Cells", *Journal of Solid State Ionic*, Vol. 135, 2000, pp. 305-313.
- [9] Palsson J., *Thermodynamic Modeling and Performance of Combined Solid Oxide Fuel Cell and Gas Turbine System*, PhD Thesis, Department of Heat and Power Engineering, Lund University of Sweden, 2002.
- [10] Palsson J., Selimovic A. and Sjunnesson L., "Combined Solid Oxide Fuel Cell and Gas Turbine Systems for Efficient Power and Heat Generation", *Journal of Power Sources*, Vol. 86, 2000, pp. 442-448.
- [11] Chan S.H., Ho H.K. and Tian Y., "Modelling of simple hybrid solid oxide fuel cell and gas turbine power plant", *Journal of Power Sources*, Vol. 109, No. 1, 2002, pp. 111-120.
- [12] Uechi H., Kimijima S. and Kasagi N., "Cycle Analysis of Gas Turbine-Fuel Cell Cycle Hybrid Micro Generation System", *J. Engineering for Gas Turbines and Power*, Vol. 126, 2004, pp. 755-762.