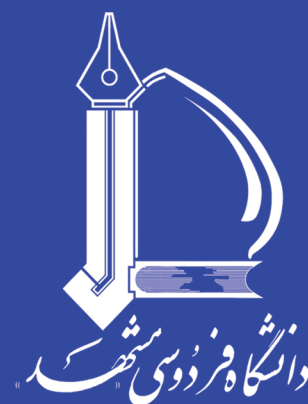


ISSN 2008 - 918X

- ۱ بررسی آزمایشگاهی و مدل سازی عددی تأثیر استفاده از مانع نوار تاییده
منتخب بر عملکرد سیستم فتوولتائیک حرارتی
محمدرضا کلاته - علی کیانی فر - محمد سردار آبادی
- ۲۳ خمش غیرخطی تیرهای کامپوزیتی تقویت شده با پلاکت های گرافن
با استفاده از روش مربعات دیفرانسیلی هارمونیک
حسن شکراللهی - رضا بیگ پور
- ۴۱ بررسی عددی و تجربی خیز چندلایه های کامپوزیتی ناشی از ضربه
سقوط آزاد پرتابه های مختلف
محمد جواد رمضانی - میثم محمدی
- ۵۵ تأثیر فاصله هوایی بین دو پوشش شیشه ای بر عملکرد هواگرم کن های
صفحه ای خورشیدی
امید دیمی - سید عبدالرضا گنجعلیخان نسب
- ۸۳ مطالعه عددی تأثیر پارامترهای ساختاری و عملکردی در احتراق
غیر پیش آمیخته گاز طبیعی در سه لوله تابشی با هندسه های مختلف
مهدی نیکنام عضدی - محمد مقیمان
- ۹۳ شبیه سازی عددی رشد ترک در لایه شیشه ای سلول
خورشیدی گالیوم - آرسناید
پویا مختاری - فرهاد حاجیابوطالبی
حمید بهشتی - محمدرضا اشرف خراسانی



نشریه علوم کاربردی و محاسباتی

در مکانیک

فصلنامه علمی

سال ۳۳، شماره ۲
زمستان ۱۴۰۰

شماره پیاپی ۲۶

هیئت تحریریه:

دانشیار، دانشگاه آرام آی تی، استرالیا	دکتر اکبر آفاقی خطیبی
دانشیار، دانشگاه استرالیای جنوبی، استرالیا	دکتر کاظم ابهری
استاد، دانشگاه آرام آی تی، استرالیا	دکتر علی اکبر اکبرزاده
استاد، دانشگاه صنعتی امیرکبیر، دانشکده مهندسی هوا فضا	دکتر مسعود برومند
دانشیار، دانشگاه سوانزی، انگلستان	دکتر حامد حداد خداپرست
استاد، دانشگاه صنعتی خواجه نصیرالدین طوسی، دانشکده مهندسی مکانیک	دکتر سید محمد رضا خلیلی
استاد، دانشگاه فردوسی مشهد، دانشکده مهندسی، گروه مکانیک	دکتر احسان روحی
استاد، دانشگاه فردوسی مشهد، دانشکده مهندسی، گروه مکانیک	دکتر محمود شریعتی
استاد، دانشگاه صنعتی اصفهان، دانشکده مهندسی مکانیک	دکتر ابراهیم شیرانی چهارسوقی
استاد، دانشگاه فردوسی مشهد، دانشکده مهندسی، گروه مکانیک	دکتر مسعود طهانی
استاد، دانشگاه کالیفرنیا، گروه بیومکانیک سلول مولکولی، آمریکا	دکتر محمد رضا کاظم پور مفرد
استاد، دانشگاه فردوسی مشهد، دانشکده مهندسی، گروه مکانیک	دکتر مهران کدخدایان
دانشیار، دانشگاه فردوسی مشهد، دانشکده مهندسی، گروه مکانیک	دکتر حمید معین فرد
استاد، دانشگاه نیوکاسل، استرالیا	دکتر بهداد مقتدری
استاد، دانشگاه فردوسی مشهد، دانشکده مهندسی، گروه مکانیک	دکتر محمد رضا مه پیکر
استاد، دانشگاه کنسا مریتا، آمریکا	دکتر سیمین ناصری
استاد، دانشگاه فردوسی مشهد، دانشکده مهندسی، گروه مکانیک	دکتر حمید نیازمند

ویراستار: دکتر یوسف بینا

ویرایش و صفحه آرایی: سیده عاطفه نوعی

کارشناس نشریه: تکتم هوشمند

نشانی: مشهد - دانشگاه فردوسی مشهد - دانشکده مهندسی - دفتر نشریه - صندوق پستی: ۱۱۱۱-۹۱۷۷۵

دورنگار: ۰۵۱-۳۸۷۶۳۳۰۱

تلفن: ۰۵۱-۳۸۸۰۶۰۲۴

وب سایت: <http://mechanic-ferdowsi.um.ac.ir>

پست الکترونیکی: mechanic-ferdowsi@um.ac.ir

شماره نامه مجوز وزارت علوم، تحقیقات و فناوری: ۱۳۳۳۷۵ مورخ ۱۳۹۰/۷/۱۹

نمایه شده در پایگاه‌های معتبر: EBSCO, Magiran, SID, ISC

فهرست مطالب

۱	محمدرضا کلاته- علی کیانی فر محمد سردارآبادی	بررسی آزمایشگاهی و مدل سازی عددی تأثیر استفاده از مانع نوار تائیده متخرب بر عملکرد سیستم فتوولتائیک حرارتی
۲۳	حسن شکراللهی - رضا بیگ پور	خمش غیرخطی تیرهای کامپوزیتی تقویت شده با پلاکت های گرافن با استفاده از روش مربعات دیفرانسیلی هارمونیک
۴۱	محمدجواد رمضانی - میثم محمدی	بررسی عددی و تجربی خیز چندلایه های کامپوزیتی ناشی از ضربه سقوط آزاد پرتابه های مختلف
۵۵	امید دیمی - سید عبدالرضا گنجعلیخان نسب	تأثیر فاصله هوایی بین دو پوشش شیشه ای بر عملکرد هواگرم کن های صفحه ای خورشیدی
۸۳	مهدی نیکنام عضدی - محمد مقیمان	مطالعه عددی تأثیر پارامترهای ساختاری و عملکردی در احتراق غیر پیش آمیخته گاز طبیعی در سه لوله تابشی با هندسه های مختلف
۹۳	پویا مختاری - فرهاد حاجی ابوطالبی حمید بهشتی - محمدرضا اشرف خراسانی	شبیه سازی عددی رشد ترک در لایه شیشه ای سلول خورشیدی گالیوم- آرسناید

بررسی آزمایشگاهی و مدل سازی عددی تأثیر استفاده از مانع نوار تابیده منتخب بر عملکرد سیستم فتوولتائیک حرارتی*

مقاله پژوهشی

محمدرضا کلاته^(۱)علی کیانی فر^(۲)محمد سردار آبادی^(۳)

چکیده تاکنون پژوهش های آزمایشگاهی زیادی در زمینه قرار دادن انواع مانع جریان در کلکتور خورشیدی انجام شده است اما تأثیر استفاده از مانع نوار تابیده داخل کلکتور یک واحد فتوولتائیک حرارتی انجام نشده که برای اولین بار در این پژوهش به صورت آزمایشگاهی صورت می گیرد. در نوع نوار تابیده برگرفته از تحقیقات پژوهشگران در گذشت که دارای بالاترین کارایی نسبت به سایر موانع جریان در داخل لوله بودند به منظور بررسی و تعیین بهترین نوار انتخاب شدند. با توجه به هزینه های بالای مواد و لوازم مصرفی، تجهیزات مورد نیاز، تولید نوارهای تابیده و انجام آزمایش ها، بررسی نوارهای تابیده مذکور برای انتخاب بهترین نوار تابیده به صورت عددی انجام خواهد شد؛ لذا به منظور صحت گذاری مدل سازی عددی، بستر آزمایشگاهی برای انجام آزمایش های لوله صاف بدون/با نوار تابیده ساده آماده گردید. پس از صحت گذاری مدل عددی، بررسی عددی ۱۰ نوع نوار تابیده منتخب (با اشکال مختلف) در شرایط یکسان انجام و بهترین نوار تابیده (دارای بالاترین کارایی) انتخاب شد. در نهایت، نوار تابیده منتخب در لوله های کلکتور (مدل هدر- رایزر) واحد فتوولتائیک حرارتی جای گذاری و اثر آن به صورت آزمایشگاهی با شبیه ساز خورشیدی ارزیابی گردید.

واژه های کلیدی انرژی خورشیدی، موانع جریان داخل لوله، نوار تابیده، نوار تابیده منتخب، فتوولتائیک حرارتی.

مقدمه

بازده این سامانه ها بین ۴ تا ۱۷ درصد با توجه به نوع سلول های خورشیدی و شرایط کارکرد، متغیر است [5]. پس بخش قابل توجهی از انرژی دریافتی به حرارت تبدیل می شود و در نتیجه دمای سلول های فتوولتائیک افزایش می یابد. این امر سبب افت ولتاژ مدار باز و در نتیجه کاهش بازده سامانه می شود [6].

همچنین، افزایش دمای سلول های فتوولتائیک به ساختمان سلول آسیب می زند و عمر مفید آن را کاهش می دهد [7]. بنابراین خنک کردن واحدهای فتوولتائیک اهمیت زیادی دارد که به این منظور می توان از سامانه های فتوولتائیک حرارتی استفاده کرد. سامانه فتوولتائیک

امروزه گرایش در جهت استفاده از انرژی های تجدیدپذیر به علت نگرانی های ایجاد شده در زمینه هزینه سوخت های فسیلی و محدودیت های موجود برای منابع و از سوی دیگر مشکلات زیست محیطی که در صورت استفاده از این سوخت ها پدیدار می شود، افزایش پیدا کرده است [1,2].

سامانه فتوولتائیک حرارتی

واحدهای فتوولتائیک معمولاً حدود ۹۰ درصد از انرژی خورشیدی دریافتی را جذب می کنند [3,4] در حالی که

* تاریخ دریافت مقاله ۱۴۰۰/۱۰/۱۴ و تاریخ پذیرش آن ۱۴۰۰/۱۲/۱۱ می باشد.

(۱) دانشجو دکتری، دانشگاه فردوسی مشهد، دانشکده مهندسی، گروه مکانیک

(۲) نویسنده مسئول، استاد، دانشگاه فردوسی مشهد، دانشکده مهندسی، گروه مکانیک

(۳) استادیار، دانشگاه صنعتی قوچان، دانشکده مهندسی، گروه انرژی

حرارتی ترکیبی از واحد فتوولتاییک معمولی و گردآورنده حرارتی به منظور تولید همزمان انرژی الکتریکی و حرارتی است. تولید همزمان انرژی الکتریکی و حرارتی سبب کاهش فضای اشغال شده، کاهش دمای سلول‌های فتوولتاییک و در نتیجه افزایش طول عمر و نیز افزایش بازده کلی (مجموع الکتریکی و حرارتی) دستگاه می‌شود. هم‌چنین، تولید همزمان انرژی الکتریکی و حرارتی از لحاظ اقتصادی نیز به صرفه‌تر است و بازگشت سرمایه در مدت زمان کوتاه‌تری انجام می‌پذیرد. از مهم‌ترین معایب استفاده از سامانه‌های فتوولتاییک حرارتی می‌توان به افزایش هزینه تعمیر و نگهداری، امکان یخ‌زدگی سیال جاذب حرارت در شرایط آب و هوایی سرد اشاره کرد.

معادی و همکاران [8] در پژوهشی عددی اثر استفاده از موانع به شکل برگ مخروطی (Conical-leaf inserts) در لوله‌های کلکتور یک صفحه فتوولتاییک حرارتی را بررسی کردند. به کار بردن مانع برگ مخروطی در لوله‌های کلکتور PVT سبب افزایش بازده حرارتی سیستم در حدود $10/2 - 14/1$ درصد و هم‌چنین بهبود بازده الکتریکی در بازه $0/9 - 3/4$ درصد، نسبت به کلکتور بدون مانع شد.

مانع نوار تابیده شده

در واحدهای کلکتور خورشیدی برای افزایش عملکرد سامانه، استفاده از پره، نوارهای تابیده، مارپیچ و یا شکل‌های متنوع دیگری درون لوله ارائه شده است [9,10]. در پژوهش حاضر برای اولین بار اثر استفاده از مانع نوار تابیده منتخب بر عملکرد سامانه‌های فتوولتاییک حرارتی به صورت آزمایشگاهی مورد ارزیابی قرار گرفته است.

نوارهای تابیده در سیستم‌های خنک کاری به دلیل هزینه کمتر، نصب آسان و عملکرد بالا نسبت به وسایل

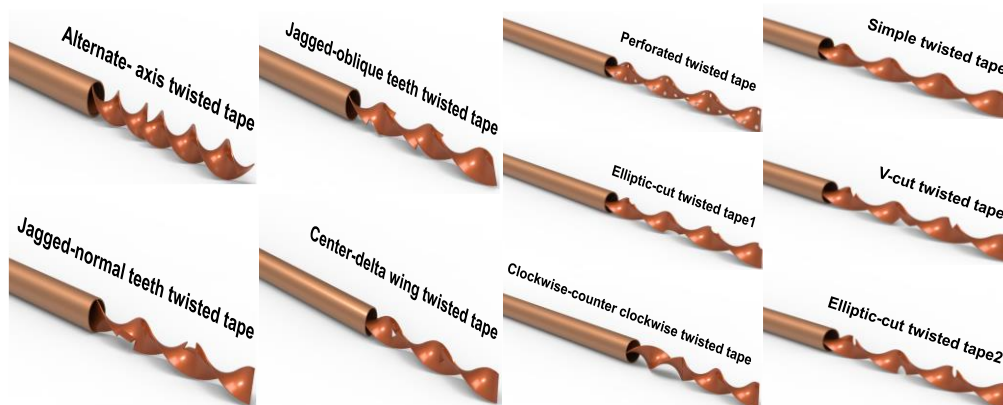
دیگر کاربرد بیشتری دارند [11,12]. این نوارها باعث ایجاد و یا افزایش جریان چرخشی در لوله می‌شود که این نیز سبب افزایش اختلاط سیال و مغشوش شدن لایه مرزی حرارتی نزدیک دیواره می‌شود. با این حال، به دلیل اغتشاش زیاد در حضور نوار تابیده، افت فشار افزایش می‌یابد. این بدین معنی است که طراحی مناسب یک نوار تابیده به منظور بهبود کارایی سیستم بسیار لازم است. نوار تابیده انواع مختلفی دارد مانند: نوار تابیده سوراخ‌دار (Twisted tape perforated)، نوار تابیده شکاف‌دار (Notched)، سیم‌دار (Wired)، دارای بریدگی V شکل (V-cut)، چند کاناله (Multi-channel)، با محور متغیر (With alternative axis)، داندانه‌دار (Serrated)، خوشه‌ای آج‌دار (Ribbed)، با حلقه‌های دایره‌ای (With circular-rings)، استگرد (Staggered) و چندتایی (Multiple) [13].

استفاده از نوارهای تابیده با هندسه‌های مختلف در پژوهش‌های متعددی بررسی شده است. در جدول (۱) مقدار کارایی چندین مدل مانع گردآوری شده است.

طبق جدول (۱) باتوجه به کارایی بالای نوارهای تابیده به دلیل ایجاد جریان‌های ثانویه و چرخشی و هم‌چنین تخریب لایه مرزی در سیال عامل، به طور گسترده‌ای در زمینه بهبود انتقال حرارت استفاده می‌شوند. تاکنون پژوهش آزمایشگاهی در زمینه انتخاب بهترین نوار تابیده پس از مقایسه‌ای جامع بر روی انواع نوارهای تابیده صورت نگرفته است؛ لذا نوآوری این پژوهش از مقایسه ده نوار تابیده برگزیده از مطالعات پیشین در شرایط کاری یکسان و تعیین نوار تابیده منتخب از بین ده نوار تابیده مذکور می‌باشد.

جدول ۱ برخی از انواع موانع به کاررفته در پژوهش‌های مختلف و مقایسه آن‌ها

نویسندگان	نوع آشفتگی جریان	مقدار کارایی
بحیرایی و همکاران [۱۴]	مانع نوار مخروطی تابیده	۰/۶۲ تا ۱/۲۹
دات و همکاران [۱۵]	مانع نوار تابیده حلقه‌دار	۱/۲ تا ۲/۷۵
لیو و همکاران [۱۶]	مانع باله مثلثی شکل	۰/۸۲ تا ۱/۱۷
صادقی و همکاران [۱۷]	مانع نوار مارپیچ	۰/۸ تا ۱/۱۸
چانگ و همکاران [۱۸]	نوار تابیده چهارتایی با میله مرکزی	۱/۴۸ تا ۲/۹۲
اسکلانگ و همکاران [۱۹]	مانع نوار سوراخ‌دار و باله‌دار	۱/۲۳ تا ۱/۷۲
لیو و همکاران [۲۰]	مانع نوار تابیده متقطع (فاصله‌دار)	۰/۸۹ تا ۱/۰۲
مقدس‌زاده [۲۱]	مانع نوار گریزنده از مرکز	۱/۲۵ تا ۲/۲
هوانگ و همکاران [۲۲]	مانع متخلخل	۰/۸۱ تا ۱/۲۶
عبدالحمید و همکاران [۲۳]	مانع سیم پیچ مفتولی	۱/۱۷ تا ۲/۱۱
پتکول و همکاران [۲۴]	فرورفتگی و برآمدگی روی لوله	۱ تا ۲/۳۴
چانگ و همکاران [۲۵]	مانع صفحه‌ای با بافل‌های سوراخ‌دار	۱ تا ۳/۴
کومار و همکاران [۲۶]	مانع با حلقه‌های توری	۱/۲۲ تا ۳/۴۴
گناناول و همکاران [۲۷]	مانع فنر مارپیچ	۰/۷ تا ۱/۶۸



شکل ۱ موانع نوار تابیده استفاده شده در مدل‌سازی

اهداف پژوهش

این پژوهش به دو بخش کلی اول و دوم تقسیم‌بندی می‌شود.

بخش اول پژوهش

این بخش به دو قسمت زیر تقسیم می‌شود:

۱. استفاده از مدل آزمایشگاهی و عددی به منظور ارزیابی

مشخصه‌های انتقال حرارتی سیال عامل گذرنده از لوله صاف با و بدون نوار تابیده ساده. نتایج عددی با یافته‌های آزمایشگاهی اعتبارسنجی می‌شوند. همچنین نتایج آزمایشگاهی با روابط شناخته‌شده موجود برای رژیم جریان آرام سیال مقایسه می‌گردد. ۲. تأثیر ده نوار تابیده مختلف مطابق شکل (۱) (ساده، سوراخ‌دار، دارای بریدگی ۷ شکل، دارای بریدگی

بیضوی ۱ (Elliptic cut)، دارای بریدگی بیضوی ۲، ساعتگرد- پادساعتگرد (Clockwise- counter clockwise)، دارای بریدگی دندانه‌مورب (Jagged oblique teeth)، دارای بریدگی دندانه‌عمودی (Jagged normal teeth)، دارای بریدگی بال دلتاشکل در مرکز (consisting of centre wings) و محور متناوب (Alternate axis)) بر سه پارامتر مهم از قبیل عدد ناسلت متوسط Nu ، ضریب اصطکاک f و کارایی TPF با استفاده از مدل‌سازی عددی در نرم‌افزار انسیس فلوئنت بررسی می‌شود.

بخش دوم پژوهش

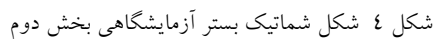
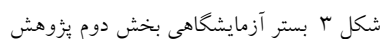
The diagram illustrates the experimental setup for studying the effect of temperature on the thermal conductivity of a fluid. The setup includes a main horizontal tube with a total length of 120 cm, divided into a 50 cm section with multiple heaters and a 70 cm section with a single heater. A PT100 temperature sensor is located at the right end. A flow control valve (فشار سنج) is at the left end. A pump (پمپ سیال) circulates fluid from a reservoir (Reservoir) through the tube to a cooling tank (Cooling tank). A central section shows a detailed view of the tube with a temperature gradient (ΔT) and a pressure drop (ΔP). A flow rate of $q = \text{cte}$ is indicated.

شکل ۲ شکل شماتیک بستر آزمایشگاهی بخش اول

روش آزمایشگاهی

بخش اول. بدین منظور بستر آزمایش به منظور بررسی تأثیر استفاده از مانع بر انتقال حرارت و جریان سیال در یک لوله و هم‌چنین اعتبارسنجی نتایج مدل‌سازی عددی ساخته می‌شود.

شکل (۲) شماتیکی از بستر آزمایشگاهی بخش اول را نشان می‌دهد. ابتدا آب خالص از مخزن توسط پمپ به داخل لوله مسی هدایت می‌شود. قسمتی از لوله به طول نیم متر تحت شار حرارتی ثابت قرار می‌گیرد. بدین منظور از سیم حرارتی برای ایجاد حرارت استفاده می‌شود. به این صورت که این سیم به دور لوله مسی پیچیده می‌شود. طبق محاسبات حداکثر $1/2$ متر طول لوله نیاز است که جریان سیال به حالت توسعه‌یافتگی هیدرودینامیکی برسد، پس طول $1/7$ متر برای لوله مسی در نظر گرفته می‌شود. آب پس از ورود به لوله و با توسعه یافته شدن هیدرودینامیک، از دیواره



تحلیل انرژی بخش اول

(۲) به دست می آید.

میزان شار حرارتی که از طریق سیم حرارتی به سطح خارجی لوله ماسی در ناحیه اعمال شار وارد می شود، به صورت الکتریکی از رابطه (۱) محاسبه می شود و از طرف دیگر میزان شار دریافتی توسط سیال نیز از رابطه

$$TPF = \frac{Nu}{Nu_{ref}} \left(\frac{f}{f_{ref}} \right)^{\frac{1}{3}} \quad (10)$$

به منظور محاسبه عدد ناسلت تحلیلی برای سیال عامل آب با شرط مرزی دیواره با شار حرارتی ثابت، از رابطه (۱۱) معروف به رابطه شاه [28] برای انتقال حرارت در حال توسعه و جریان توسعه یافته هیدرودینامیکی و آرام در لوله صاف استفاده شده است.

$$Nu_{x^*} = \begin{cases} 1.302x^{*\frac{1}{3}} - 1 & x^* \leq 0.00005 \\ 1.302x^{*\frac{1}{3}} - 0.5 & 0.00005 < x^* < 0.0015 \\ 4.364 + 8.68(10^3 x^*)^{-0.506} e^{-41x^*} & x^* > 0.0015 \end{cases} \quad (11)$$

$$Nu_{x^*} = \frac{x/D}{Re \cdot Pr} \quad (12)$$

تحلیل انرژی بخش دوم

با در نظر گرفتن واحد فتولتاییک حرارتی به عنوان یک حجم کنترل و با فرض پایا بودن جریان، معادلات انرژی به شکل زیر تبدیل می شوند [8]:

$$\sum \dot{E}_{in} = \sum \dot{E}_{out} + \sum \dot{E}_{lost} \quad (13)$$

$$\dot{E}_{sun} + \dot{E}_{mass,in} = \dot{E}_{el} + \dot{E}_{mass,out} + \dot{E}_{loss} \quad (14)$$

در معادلات فوق $\dot{E}_{in}$ ، $\dot{E}_{out}$ و $\dot{E}_{loss}$ نشان دهنده نرخ انرژی ورودی، خروجی و هدررفته است. همچنین $\dot{E}_{sun}$ بیانگر نرخ انرژی تابشی جذب شده است که از رابطه زیر تعیین می شود:

$$\dot{E}_{sun} = A_c \alpha_{pv} \dot{G}_{sun} \quad (15)$$

پارامتر A_c سطح مقطع فتولتاییک در معرض خورشید می باشد. همچنین توان حرارتی خروجی طبق معادله زیر محاسبه می شود [28]:

$$\dot{E}_{th} = \dot{E}_{mass,out} - \dot{E}_{mass,in} = \dot{m}_f C_{p,f} (T_{f,out} - T_{f,in}) \quad (16)$$

در معادله (۱۶)، $\dot{m}_f$ دبی جرمی جریان سیال، $C_{p,f}$ ظرفیت گرمای ویژه سیال عامل، $T_{f,in}$ و $T_{f,out}$ نیز

رابطه (۴) با داشتن دمای متوسط حجم سیال و دمای اندازه گیری شده از سنسورهای دما روی جداره لوله مسی، ضریب انتقال حرارت جابه جایی محاسبه می گردد.

$$T_b(x) = \frac{q''_{th} \cdot p_x}{m \cdot C_p} + T_{b,i} \quad (3)$$

$$h(x) = \frac{q''_{th}}{[T_s(x) - T_b(x)]} \quad (4)$$

باتوجه به این که لوله مسی با ضریب انتقال حرارت هدایتی بالا و ضخامت جداره ۰/۹ میلی متر انتخاب شده است، لذا اختلاف دمای جداره داخلی و خارجی لوله بسیار کوچک و طبق محاسبات کمتر از ۰/۰۱ درجه سانتی گراد می باشد. عدد ناسلت موضعی در هر فاصله از ابتدای لوله از رابطه (۵) محاسبه می شود و همچنین مقدار میانگین ضریب انتقال حرارت جابه جایی نیز از رابطه (۶) به دست می آید.

$$Nu(x) = h(x) \cdot D/k \quad (5)$$

$$h_{ave} = \frac{1}{L} \int_0^L h(x) dx \quad (6)$$

که در این رابطه k هدایت حرارتی سیال و D قطر لوله است. برای محاسبه افت فشار نیز می توان نوشت:

$$\Delta P = f \frac{L}{D} \left(\frac{\rho u^2}{2} \right) \quad (7)$$

در این رابطه u سرعت متوسط سیال، ρ چگالی، L طول لوله و f ضریب اصطکاک است. ضریب اصطکاک و عدد رینولدز برای جریان آرام در داخل لوله صاف از روابط (۸) و (۹) به دست می آیند:

$$f = \frac{64}{Re} \quad (8)$$

$$Re = \frac{4\dot{m}}{\pi d \mu} = \frac{\rho V d}{\mu} \quad (9)$$

برای مقایسه بهتر عملکرد لوله های صاف با انواع جریان ها و موانع مختلف، متغیری تحت عنوان کارایی طبق رابطه (۹) تعریف می شود.

$$\eta_{el} = \frac{\dot{E}_{el} - \dot{E}_p}{\dot{E}_{sun}} \quad (20)$$

$$\eta_{th} = \frac{\dot{E}_{th}}{\dot{E}_{sun}} \quad (21)$$

$$\eta_{ov} = \frac{\dot{E}_{el} - \dot{E}_p}{\dot{E}_{sun}} + E_{th} \left(1 - \frac{T_{amb}}{T_{f,in}} \right) \quad (22)$$

عدم قطعیت

محاسبه و تحلیل عدم قطعیت از جمله قدم‌های مهم در تحقیقات آزمایشگاهی به شمار می‌رود. برای محاسبه عدم قطعیت آزمایشات حداقل دو مرتبه باید تکرار شوند. جهت محاسبه عدم قطعیت کلی از دو عدم قطعیت ابزار و عدم قطعیت در اثر تکرار آزمایش طبق رابطه (۲۳) استفاده می‌شود. عدم قطعیت توسعه یافته از رابطه (۲۴) و با اعمال ضریب پوشش (K_u) برابر ۲ تعیین می‌شود. همچنین عدم قطعیت توابع (مثلاً تابع دل خواه R) از رابطه (۲۵) مشخص می‌شود.

$$u_{total} = \sqrt{(u_{tools})^2 + (u_{repetition})^2} \quad (23)$$

$$U = K_u \cdot u_{total} \quad (24)$$

$$\partial R = \sqrt{\left(\frac{\partial R}{\partial u_1} \delta u_1 \right)^2 + \left(\frac{\partial R}{\partial u_2} \delta u_2 \right)^2 + \dots + \left(\frac{\partial R}{\partial u_n} \delta u_n \right)^2} \quad (25)$$

به ترتیب بیانگر دمای متوسط سیال در مقاطع ورودی و خروجی از کلکتور است.

در آزمایش‌های تجربی توان الکتریکی خروجی دستگاه فتوولتاییک $\dot{E}_{el}$ با استفاده از معادله زیر تعیین می‌شود [30]:

$$\dot{E}_{el} = V_{oc} \times I_{sc} \times FF \quad (17)$$

در معادله (۱۸)، V_{oc} نشان دهنده ولتاژ مدار باز و I_{sc} نیز نشان دهنده جریان اتصال کوتاه واحد فتوولتاییک است. هم چنین FF ضریب انباشتگی است که از طریق رابطه زیر محاسبه می‌گردد [30]:

$$FF = \frac{(V \times I)_{max}}{V_{oc}^* \times I_{sc}^*} \quad (18)$$

در معادله فوق، V_{oc}^* ولتاژ مدار باز است و I_{sc}^* نیز بیانگر جریان اتصال کوتاه است که توسط کارخانه تولیدکننده در شرایط استاندارد آزمایشگاهی مشخص می‌شود.

انرژی مورد نیاز پمپ نیز از طریق معادله (۱۹) به دست می‌آید [29]:

$$\dot{E}_p = \frac{\dot{m}_f \Delta P}{\rho_f \eta_p} \quad (19)$$

در معادله بالا، Δp نشانگر افت فشار سیال گذرنده از کلکتور و η_p بازده پمپ است. بازده الکتریکی و حرارتی و کلی دستگاه فتوولتاییک حرارتی توسط معادلات (۲۰) تا (۲۲) به دست می‌آید [29].

جدول ۲ دقت تجهیزات اندازه گیری و عدم قطعیت متغیرها

نام تجهیز	مدل / نام تجاری	دقت	متغیر اندازه گیری	عدم قطعیت کلی
زمان سنج	کرونومتر	۰/۰۱ (s)	$\dot{V} (mLs^{-1})$	0.049
استوانه مدرج	ارلن	۰/۱ (ml)		
ترموکوپل دمای سطح	تیپ k	۰/۱ ($^{\circ}C$)	$T_s(x) (^{\circ}C)$	0.066
ترموکوپل دمای سیال	PT100	۰/۱ ($^{\circ}C$)	$T_{bi} (^{\circ}C)$ $T_{bo} (^{\circ}C)$	0.031
فشارسنج	Atek	۰/۱ (mbar)	f	0.029
مولتی متر ولتاژ	UT71D	۰/۱ (volt)	V(volt)	0.068
مولتی متر جریان	UT71D	۰/۰۱ (A)	I(A)	0.006
تابش سنج	Pyranometer-TES133	۱ (W/m^2)	$\dot{G} (W/m^2)$	0.021

$$\rho \left(u \frac{\partial u}{\partial x} + v \frac{\partial u}{\partial y} + w \frac{\partial u}{\partial z} \right) = \rho g_x - \frac{\partial p}{\partial x} + \mu \left(\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial z^2} \right) \quad (27)$$

$$\rho \left(u \frac{\partial v}{\partial x} + v \frac{\partial v}{\partial y} + w \frac{\partial v}{\partial z} \right) = \rho g_y - \frac{\partial p}{\partial y} + \mu \left(\frac{\partial^2 v}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial z^2} \right) \quad (28)$$

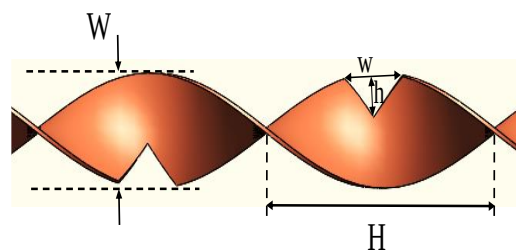
$$\rho \left(u \frac{\partial w}{\partial x} + v \frac{\partial w}{\partial y} + w \frac{\partial w}{\partial z} \right) = \rho g_z - \frac{\partial p}{\partial z} + \mu \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 w}{\partial z^2} \right) \quad (29)$$

معادله انرژی:

$$u \frac{\partial T}{\partial x} + v \frac{\partial T}{\partial y} + w \frac{\partial T}{\partial z} = \alpha \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) \quad (30)$$

برای شرایط مرزی نیز در ورودی لوله، سیال آب با دبی جرمی ثابت وارد و مقدار آن مشخص می‌باشد. همچنین شرط دبی خروجی ثابت (out flow) در خروجی لوله برقرار است. دما در ورودی کانال مقداری ثابت دارد و در خروجی لوله نیز مقدار دما باتوجه به فرمول سرمایش نیوتون قابل محاسبه است (باتوجه به این که مقدار حرارت ورودی به آب با اعمال شار ثابت بر روی سطح خارجی لوله در طول ۵۰ سانت انتهایی خروجی لوله مشخص می‌باشد). نهایتاً، فشار ثابت (فشار محیط) شرط فشار در خروجی لوله می‌باشد.

باتوجه به مدلسازی لوله‌های با مانع که ممکن است سبب تغییر رژیم جریان از آرام به آشفته شود، لذا مدل آشفته SST k-ε [35] که تغییرات جریانی در رینولدزهای پایین را پوشش می‌دهد استفاده شده است. مطابق با مدلسازی‌های انجام شده در پژوهش معادی و همکاران [36]، خطای مدلسازی بین مدل جریان آرام و مدل آشفته SST k-ε به ترتیب برای بازده‌های الکتریکی و حرارتی یک واحد فوتوولتاییک حرارتی



شکل ۵ ابعاد مانع نوار تابیده

مدلسازی عددی

روابط تحلیلی

در این قسمت در ابتدا به مطالعه بر روی لوله در دو حالت با و بدون مانع نوار تابیده ساده به کمک برنامه تجاری فلوئنت پرداخته و سپس نتایج مدلسازی با نتایج آزمایشگاهی و روابط تئوری اعتبارسنجی می‌شود.

در تمامی نوارهای تابیده برای مدلسازی شروط زیر برقرار است (شکل ۵): ID: قطر داخلی لوله ۷,۷۱ mm; H: نصف طول گام پیچش ۲۴ mm; Y = H/ID; W = 3.1 mm; عرض نوار تابیده ۷/۱ mm; ضخامت نوار ۰/۹ mm; قطر سوراخ تخلخل، w: عرض برش، h: عمق یا ارتفاع برش، B: زاویه حمله بال، نسبت تخلخل ۴/۵ %، B = 75 درجه زاویه، نسبت‌های قطر سوراخ، عرض و عمق یا ارتفاع برش‌ها به عرض نوار تابیده برابر با ۰/۳ می‌باشد.

تعداد پیچش‌های نوار تابیده محور متناوب ۱۳ می‌باشد. همچنین در نوار تابیده ساعتگرد- پادساعتگرد زاویه تماس بخش ساعتگرد به پادساعتگرد صفر درجه و تعداد آن‌ها یک می‌باشد.

در این پژوهش سیال عبوری از لوله آب می‌باشد. معادلات حاکم مربوط به این رژیم سیال به شکل زیر ارائه می‌شود [31]:

پیوستگی:

$$\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} + \frac{\partial w}{\partial z} = 0 \quad (26)$$

معادلات مومنتوم:

گسته‌سازی حجم کنترل در دامنه محاسباتی، حل خواهند شد. در این پژوهش از حلگر فشار مبنا و برای محاسبه شار از الگوریتم سیمپل و هم‌چنین مدل جریان آرام استفاده شده است. حل به صورت حجم کنترل و دقت تمامی معادلات، از مرتبه دوم انتخاب شد. معیار هم‌گرایی برای پیوستگی، مؤلفه‌های سرعت و غیره، رسیدن باقی‌مانده حل به کمتر از 10^{-7} در نظر گرفته شده است.

اعتبارسنجی

استفاده از نوار تابیده با افزایش جریان ثانویه باعث بهبود انتقال حرارت می‌شود. نویسندگان با تغییر هندسه موانع نوار تابیده مختلف که قبلاً معرفی شدند به دنبال آن هستند که شدت این جریان ثانویه یا به عبارتی دیگر ضریب انتقال حرارت را بهبود ببخشند که شکل (۶) گواه این مطلب می‌باشد. با تغییر هندسه نوار تابیده ساده به نوار تابیده ساعتگرد- پادساعتگرد، اثر جریان ثانویه افزایش پیدا کرده است.

مقایسه نتایج حل‌های تحلیلی، عددی و آزمایشگاهی برای لوله صاف بدون مانع در جدول (۵) آمده است. همان‌طور که انتظار می‌رود تفاوت بین حل تحلیلی و عددی بسیار کم است و بیشترین خطا دارای مقدار $1/95$ درصد است. هم‌چنین در قسمت آزمایشگاهی سعی شده که بستر آزمایشگاهی بسیار دقیق و با کمترین خطا تهیه گردد؛ لذا میانگین خطای حدودی $1/83$ درصد بین نتایج آزمایشگاهی و تحلیلی رؤیت می‌شود که قابل قبول است.

۰/۱ و ۰/۲ درصد می‌باشد. بنابراین استفاده از مدل جریان آرام در این پژوهش معقول و قابل اعتماد می‌باشد.

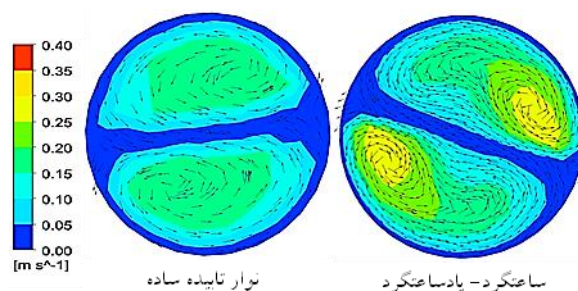
استقلال از شبکه

در ادامه به منظور اعتبارسنجی، مدل‌های عددی در دبی ۷۲ میلی لیتر بر ثانیه و شار حرارتی ثابت 1380 وات بر مترمربع، شبیه‌سازی و با نتایج آزمایشگاهی مورد مقایسه قرار گرفت. به همین منظور پیش از شروع شبیه‌سازی عددی، لوله بدون مانع و با مانع با ۷ شبکه محاسباتی مختلف مورد بررسی استقلال از شبکه قرار گرفت. مطابق جدول (۴)، برای لوله با مانع نوار تابیده تعداد سلول 1900000 به عنوان شبکه نهایی برای ادامه کار مورد استفاده قرار گرفت.

جدول ۴ استقلال از شبکه مدل لوله با مانع نوار تابیده در دبی ورودی ۷۲ میلی لیتر بر ثانیه

تعداد شبکه	ناسلت میانگین	ضریب اصطکاک
450000	23.1854	0.5958
850000	22.9564	0.5885
1230000	22.8428	0.57254
1900000	22.5324	0.55751
2500000	22.5335	0.55762
3500000	22.5346	0.55975

شبیه‌سازی عددی مورد استفاده در این پژوهش با استفاده از حل معادلات ناویر استوکس به صورت جریان سه بعدی و پایا در نرم افزار انسیس فلوئنت نسخه ۱۹/۲ انجام پذیرفت. معادلات ناویر استوکس از طریق



شکل ۶ جریان ثانویه در دو مانع نوار تابیده ساده و ساعتگرد- پادساعتگرد در فاصله 1453 میلی متر از ابتدای لوله

جدول ۵ مقایسه عدد ناسلت متوسط نتایج تحلیلی، آزمایشگاهی و عددی در ۴ مکان مختلف و در شار حرارتی ۱۳۸۰ وات بر مترمربع و رینولدز ۱۸۴۴ برای لوله صاف بدون مانع

X (m)	Nu دقیق	Nu آزمایشگاهی	Nu عددی	Ex/ Nu Er%	Sim/ Nu Er%
1.245	16.35	16.64	16.23	1.750	0.743
1.348	10.62	10.89	10.51	2.490	1.054
1.453	8.91	8.83	8.82	0.846	0.999
1.554	8.02	7.86	8.18	2.059	1.947

جدول ۶ عدد ناسلت متوسط آزمایشگاهی در شارهای حرارتی مختلف در رینولدز ۱۸۴۴ و مقایسه آن با ناسلت رابطه تحلیلی برای لوله بدون مانع (در فاصله ۱۵۵/۴ سانتی متر از ابتدای لوله)

تحلیلی	900W/m ²	1380W/m ²	1850W/m ²	2700W/m ²
8.07	8.52	8.74	8.83	8.80

جدول ۷ مقایسه ناسلت متوسط نسبی، ضریب اصطکاک نسبی و کارایی برای لوله با مانع نوار تابیده ساده (آزمایشگاهی)

	Re	۱۸۴۴	۱۳۲۷	۷۳۷	۵۳۵
آزمایشگاهی	Nu _{insert} /Nu _{smooth}	۲/۳۲	۲/۲۷	۲/۳۶	۲/۷۲
	f _{insert} /f _{smooth}	۱۳/۴۳	۱۲/۲۱	۱۰/۱۹	۷/۵۰
	TPF	۰/۹۸	۰/۹۹	۱/۰۹	۱/۳۹
عددی	Nu _{insert} /Nu _{smooth}	۲/۲۰	۲/۴۶	۲/۸۶	۳/۰۰
	f _{insert} /f _{smooth}	۱۲/۲۶	۱۱/۰۳	۱۰/۳۶	۸/۱۴
	TPF	۰/۹۵	۱/۱۰	۱/۳۱	۱/۴۹

نتایج و بحث

نتایج آزمایشگاهی

نتایج آزمایشگاهی عدد ناسلت متوسط مربوط به لوله صاف بدون مانع در جریان با عدد رینولدز ۱۸۴۴ در شارهای حرارتی مختلف و هم‌چنین در فاصله ۱۵۵/۴ سانتی متر از ابتدای لوله در جدول (۶) ارائه و با نتایج رابطه تحلیلی شاه (رابطه ۱۰) مقایسه شده است. باتوجه به این که عدد ناسلت متوسط با تغییر شار حرارتی و تغییرات ناچیز دمای سیال تغییر نمی‌کند، بنابراین

ناسلت متوسط آزمایشگاهی نیز باید در شارهای مختلف مقادیر تقریباً یکسانی داشته باشد. طبق جدول (۶) حداکثر خطای حدوداً ۹/۱ درصد در شار حرارتی ۲۷۰۰ وات بر مترمربع با نتایج تحلیلی مشاهده می‌شود که می‌تواند ناشی از نحوه اتصال سنسور ترموکوپل با سطح لوله و یا خطای خود ترموکوپل باشد. استفاده از مانع نوار تابیده ساده در مرحله بعدی آزمایش در دستور کار قرار گرفت و نتایج آن با حالت بدون مانع که در قسمت قبل انجام گرفت مقایسه شد.

آزمایشگاهی برای انجام آزمایش‌های لوله صاف بدون و با نوار تابیده ساده آماده گردید.

پس از صحنه‌گذاری مدل عددی، بررسی عددی ده نوع نوار تابیده منتخب (با اشکال مختلف) در شرایط یکسان انجام و بهترین نوار تابیده (دارای بالاترین کارایی) انتخاب می‌شود.

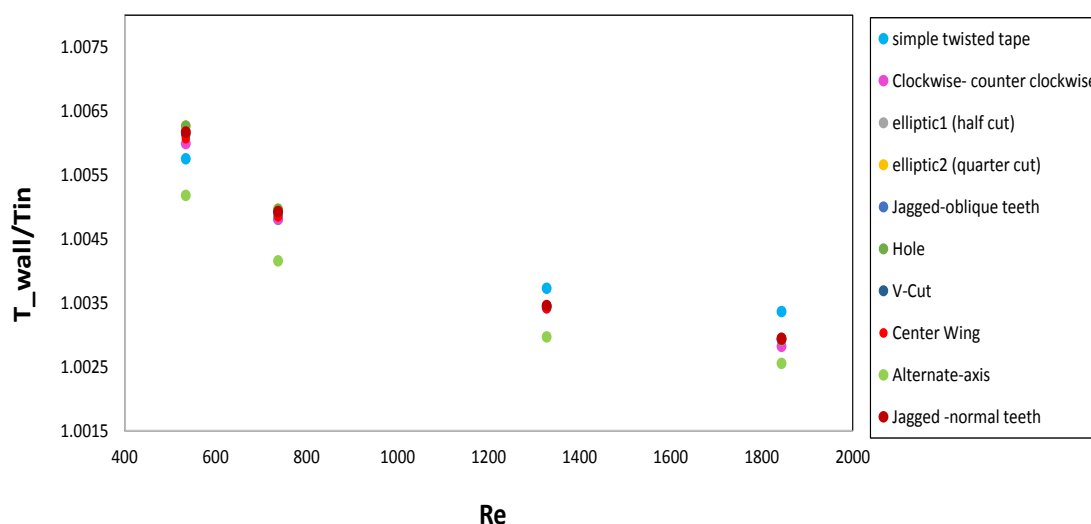
میانگین دمای نسبی دیواره لوله برای ده نوع مانع مختلف در شکل (۷) مورد بررسی قرار گرفته‌است. همان‌طور که مشاهده می‌شود تغییر نوارهای تابیده مذکور تأثیر کمی بر دمای متوسط دیواره لوله دارد. برای مثال دمای سطح لوله در عدد رینولدز ۷۳۷ برای تمامی ده مدل مانع حدوداً ۴ درصد تغییرات دارد. پایین‌ترین دمای سطح در تمامی اعداد رینولدز مربوط به نوار تابیده با بریدگی دندانه‌عمودی می‌باشد.

در ادامه جدول (۸) ارائه شده‌است که مقادیر کارایی، عدد ناسلت متوسط و ضریب اصطکاک را برای ده مدل مانع نوار تابیده با نسبت پیمایش ۳/۱ در عدد رینولدز ۱۳۲۷ و شار حرارتی ۱۳۸۰ وات بر متر مربع گزارش کرده‌است.

جدول (۷) عدد ناسلت متوسط و ضریب اصطکاک متوسط را برای دو لوله با و بدون مانع نوار تابیده ساده نشان می‌دهد. همان‌طور که مشاهده می‌شود عدد ناسلت متوسط برای لوله با مانع نوار تابیده تفاوت زیادی با لوله بدون مانع دارد. برای داده‌های آزمایشگاهی، مطابق جدول حداکثر مقدار ۱/۳۹ برای کارایی مشاهده می‌شود که در نتیجه استفاده از موانع در لوله‌ها توصیه می‌شود اما یکی از نقاط ضعف استفاده از موانع، افزایش قابل توجه افت فشار می‌باشد. همان‌طور که جدول (۷) نشان می‌دهد، برای نتایج آزمایشگاهی ضریب اصطکاک متوسط لوله با مانع حدود ۱۱/۶۷ برابر نسبت به لوله بدون مانع افزایش یافته‌است.

نتایج مدل‌سازی عددی

باتوجه به هزینه‌های بالای مواد و لوازم مصرفی، تجهیزات مورد نیاز، تولید نوارهای تابیده و انجام آزمایش‌ها، بررسی انواع نوارهای تابیده و انتخاب بهترین نوار تابیده به‌صورت عددی انجام خواهد شد؛ لذا به‌منظور صحنه‌گذاری مدل‌سازی عددی، بستر



شکل ۷ نمودار نسبت دمای متوسط سطح لوله به دمای ورودی سیال برای ده مانع نوار تابیده مورد بررسی برحسب عدد رینولدز

جدول ۸ مقایسه عدد ناسلت متوسط، ضریب اصطکاک و کارایی ۱۰ مدل مختلف نوار تابیده در نتایج عددی در شار حرارتی ۱۳۸۰ وات بر

مترمربع و عدد رینولدز ۱۳۲۷

#	مدل مانع	Nu_{ave}	f	TPF
1	نوار تابیده ساده	22.53	0.56	1.10
2	نوار تابیده ساعتگرد- پادساعتگرد	25.33	0.30	1.56
3	نوار تابیده با بریدگی بیضوی ۱	25.48	0.33	1.49
4	نوار تابیده با بریدگی بیضوی ۲	25.51	0.33	1.49
5	نوار تابیده با بریدگی دندانه‌مورب	25.51	0.38	1.42
6	نوار تابیده سوراخ‌دار	25.63	0.33	1.49
7	نوار تابیده با بریدگی ۷ شکل	25.85	0.33	1.51
8	نوار تابیده با بریدگی بال دلتا شکل در مرکز	26.00	0.36	1.47
9	نوار تابیده محور متناوب	32.44	0.68	1.53
10	نوار تابیده با بریدگی دندانه‌عمودی	25.74	0.39	1.41

فتوولتاییک به‌شمار می‌رود. در این بخش تحت شرایط درون آزمایشگاهی (با شبیه‌ساز خورشیدی)، سه سامانه فتوولتاییک بدون خنک‌کاری، سامانه فتوولتاییک حرارتی و سامانه فتوولتاییک حرارتی با نوار تابیده تحت تابش‌های ثابت ۳۰۰، ۵۰۰، ۷۰۰ و ۹۰۰ وات بر متر مربع و نرخ حجمی سیال کاری ۱۳۰ لیتر بر ساعت با یکدیگر مقایسه می‌شوند (جدول ۹). لازم به توضیح است به‌منظور به حداقل رساندن تأثیر محیط و شرایط آزمایشگاهی بر نتایج آزمایش‌ها، دمای محیط آزمایشگاه به‌کمک یک سیستم تهویه مطبوع، ثابت نگه داشته شده‌است.

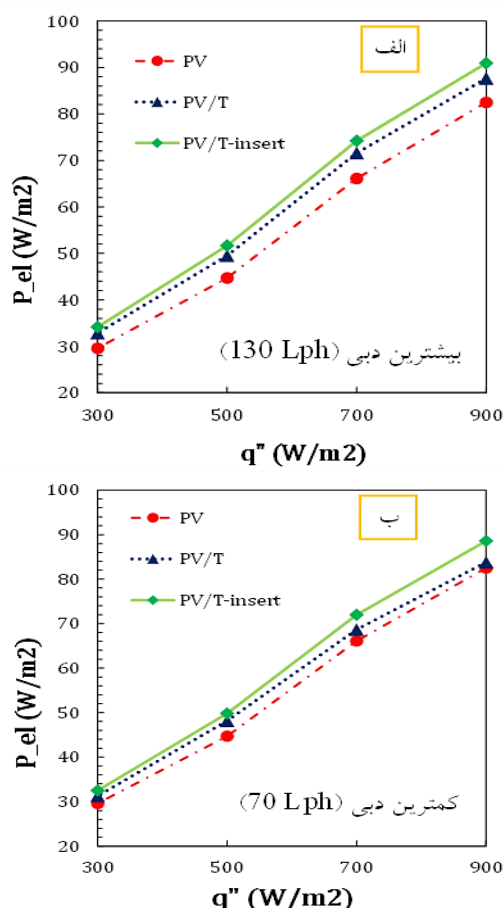
سامانه فتوولتاییک حرارتی با نوار تابیده به‌دلیل جذب گرمای بیشتر، کمترین میانگین دمای سطح را تجربه می‌کند. به‌عنوان مثال در تابش ۳۰۰ و ۹۰۰ وات بر متر مربع سامانه با نوار تابیده می‌تواند دمای فتوولتاییک بدون خنک‌کاری را حدود ۱۳/۴ و ۲۴/۶ درجه سانتی‌گراد کاهش دهد. دلیل اصلی کاهش بیشتر دما در حالت با نوار تابیده، ایجاد آشفستگی در جریان سیال خنک‌کننده و در نتیجه جذب گرمای بیشتر از سطح فتوولتاییک است.

برای بررسی هم‌زمان عدد ناسلت و ضریب اصطکاک، متغیری به نام کارایی تعریف شده‌است. این پارامتر با نام ضریب ترمو هیدرولیکی نیز شناخته می‌شود که عملکرد هر کدام از نوارهای تابیده را نشان می‌دهد (رابطه ۹). در ابتدا مشاهده می‌شود که نوار تابیده ساده به‌خاطر ضریب اصطکاک زیاد سیال در لوله، مقدار کارایی کمتری نسبت به لوله بدون مانع دارد، بنابراین ارزیابی نوارهای تابیده دیگر اهمیت زیادی دارد. با وجود این که نوار تابیده محور متناوب بالاترین مقدار عدد ناسلت (۳۲/۴۴) را دارد اما، نوار تابیده ساعتگرد- پادساعتگرد بیشترین مقدار کارایی (۱/۵۶) را دارد. این بدین معنی است که استفاده از نوار تابیده ساعتگرد- پادساعتگرد به نسبت سایر نوارهای تابیده مورد بررسی کاراتر و مؤثرتر است.

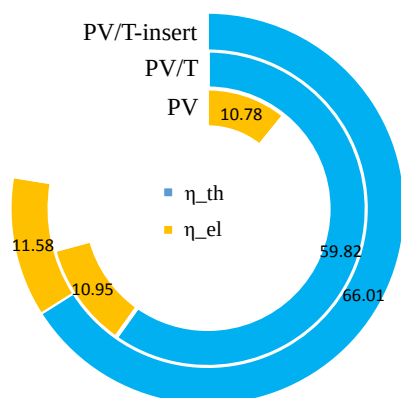
بخش دوم

در این بخش تأثیر نوار تابیده منتخب با بالاترین کارایی (نوع ساعتگرد- پادساعتگرد) بر عملکرد حرارتی و الکتریکی سامانه‌های فتوولتاییک حرارتی بررسی می‌شود. استفاده از سامانه فتوولتاییک حرارتی با نوار تابیده یک روش نیمه‌فعال برای بهبود کارایی صفحه

توان مصرفی پمپ در مقایسه با توان الکتریکی سامانه فوتوولتائیک حرارتی بسیار ناچیز است؛ لذا می توان از آن صرف نظر کرد.



شکل ۸ توان الکتریکی بر حسب تابش در الف) بیشترین دبی، ب) کمترین دبی



شکل ۹ بازده الکتریکی و گرمایی برای سامانه های مورد مطالعه در دبی ۷۰ لیتر بر ساعت و شار ورودی ۹۰۰ وات بر مترمربع

جدول ۹ دمای سطح بر حسب تابش برای سه سامانه مختلف مورد مطالعه در دبی ۱۳۰ لیتر بر ساعت

q'' (W/m^2)	PV	PV/T	PV/T-insert
900	76.7	56.7	55.3
700	74.5	53	51.8
500	57.5	45.2	43.5
300	47.3	37.5	37

شکل (۸-الف) توان الکتریکی بر حسب تابش در دبی ۱۳۰ لیتر بر ساعت و شکل (۸-ب) توان الکتریکی در دبی ۷۰ لیتر بر ساعت را برای سه سامانه مورد مطالعه نشان می دهد. بر اساس نتایج شکل ها، با افزایش تابش از ۳۰۰ تا ۹۰۰ وات بر متر مربع، در تمامی سامانه های مورد بررسی، توان الکتریکی کاهش می یابد. این پدیده گواه این مدعا است که دمای سطح و توان الکتریکی رابطه کاملاً معکوس دارند. این نتیجه در بسیاری از پژوهش ها اشاره شده است [33,34]. در دبی بیشینه، در تابش ۳۰۰ وات بر متر مربع توان الکتریکی سامانه مجهز به نوار تابیده حدود ۳/۸۸ و ۱۳/۳۸ درصد نسبت به سامانه بدون نوار و بدون گردآورنده بیشتر است. هم چنین در تابش ۹۰۰ وات بر متر مربع توان الکتریکی سامانه مجهز به نوار تابیده حدود ۳/۷۲ و ۹/۲۸ درصد نسبت به سامانه بدون نوار و بدون گردآورنده بیشتر است.

نتایج موجود در شکل (۹) تحت تابش ۹۰۰ وات بر متر مربع و نرخ حجمی سیال کاری ۷۰ لیتر بر ساعت محاسبه شده است. در مقایسه دو سامانه با و بدون نوار تابیده نتایج نشان می دهد راندمان گرمایی (بازده الکتریکی) ۶/۲ درصد (۰/۶۲ درصد) بهبود را تجربه می کند. هم چنین این شکل نشان می دهد استفاده هم زمان از نوار تابیده و گردآورنده بازده الکتریکی را حدود ۰/۸ درصد افزایش می دهد.

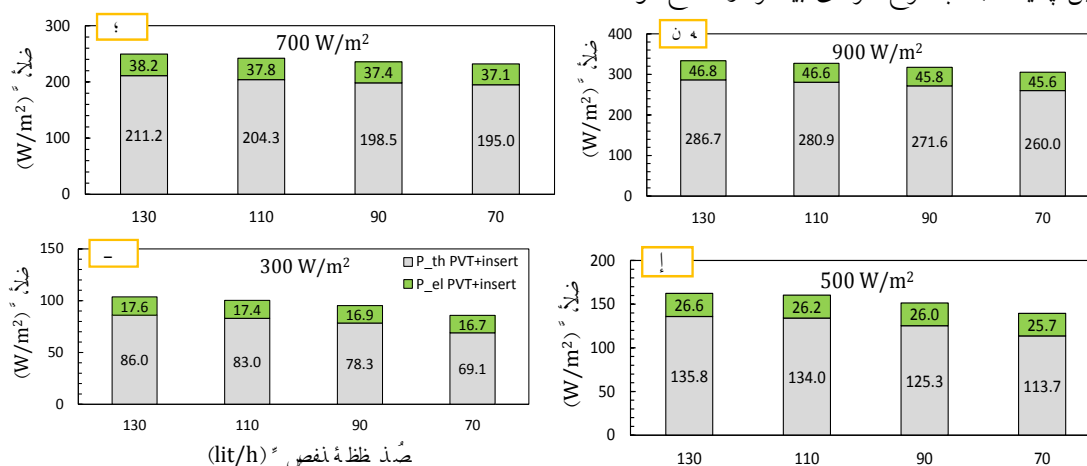
شکل (۱۰) توان مصرفی پمپ در دبی های مختلف را نشان می دهد. مطابق شکل، افزایش دبی سیال عامل، افزایش توان مصرفی پمپ را به دنبال دارد. با مقایسه شکل (۸) و شکل (۱۰) می توان دریافت که

سیال کاری است.

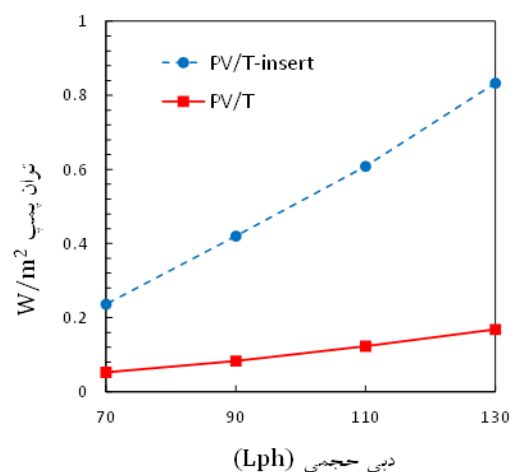
۲. در نرخ حجمی سیال کاری ثابت با افزایش تابش، توان الکتریکی به دلیل بالا رفتن شار ورودی افزایش و توان گرمایی به دلیل جذب گرمای بیشتر، افزایش را تجربه می‌کند. بنابراین بیشترین توان الکتریکی و گرمایی در بیشترین سرعت سیال و بیشترین تابش رخ می‌دهد.

۳. در کمترین دبی حجمی، با افزایش شدت تابش از ۳۰۰ تا ۹۰۰ وات بر متر مربع، توان الکتریکی و گرمایی حدود ۱۷۲/۵ و ۲۷۶/۵ درصد افزایش دارد. همچنین در بیشترین دبی حجمی نیز، با افزایش شدت تابش از ۳۰۰ تا ۹۰۰ وات بر متر مربع، توان الکتریکی و گرمایی حدود ۱۶۶/۳ و ۲۳۳/۳ درصد افزایش دارد.

۴. در کمترین شدت تابش اعمالی، با افزایش دبی حجمی از ۷۰ تا ۱۳۰ لیتر بر ساعت، توان الکتریکی و گرمایی حدود ۵/۰ و ۲۴/۵ درصد افزایش دارد. همچنین در بیشترین شدت تابش اعمالی، با افزایش دبی حجمی از ۷۰ تا ۱۳۰ لیتر بر ساعت نیز، توان الکتریکی و گرمایی حدود ۲/۷ و ۱۰/۳ درصد افزایش دارد.



شکل ۱۱ توان الکتریکی و گرمایی در تابش‌ها (۳۰۰ تا ۹۰۰ وات بر متر مربع) و نرخ‌های حجمی مختلف (۷۰ تا ۱۳۰ لیتر بر ساعت) در سامانه مجهز به نوار تابیده منتخب



شکل ۱۰ نمودار توان مصرفی پمپ در دبی‌های مختلف برای دو سامانه با و بدون مانع

به‌منظور مقایسه بهتر، شکل (۱۱) توان‌های الکتریکی و گرمایی در تابش‌های (۳۰۰ تا ۹۰۰ وات بر متر مربع) و نرخ‌های حجمی مختلف (۷۰ تا ۱۳۰ لیتر بر ساعت) در سامانه مجهز به نوار تابیده منتخب را نشان می‌دهد. نکات زیر از شکل گزارش شده برداشت می‌شود:

۱. در تابش ثابت با افزایش نرخ حجمی سیال کاری، هم توان الکتریکی و هم توان گرمایی بهبود می‌یابد. دلیل این پدیده جذب نرخ گرمای بیشتر از سطح توسط

Serrated	داندانه دار
Ribbed spiky	خوشه ای آج دار
With circular-rings	با حلقه های دایره ای
Staggered	سطح ناهموار و نامتناوب
Conical leaf insert	مانع برگ مخروطی

نتیجه گیری

برخی از مهم ترین نتایج به شرح زیر می باشند:

۱. بستر آزمایشگاهی برای بررسی اثر استفاده از نوار تابیده در لوله تهیه شد. سپس مدل سازی عددی با مدل آزمایشگاهی صحت سنجی شد.

۲. استفاده از نوار تابیده ساده سبب حداکثر مقدار $1/39$ برای کارایی مشاهده می شود بنابراین استفاده از موانع در لوله ها توصیه می شود.

۳. در بین ده مانع نوار تابیده مختلف، نوار تابیده ساعتگرد- پادساعتگرد دارای بالاترین مقدار کارایی است و به عنوان بهترین مانع برگزیده شده است.

۴. مقایسه نتایج دو سامانه با و بدون نوار تابیده در شار ورودی 900 وات بر متر مربع و 70 لیتر بر ساعت نشان می دهد که بازده گرمایی (بازده الکتریکی) $6/2$ درصد ($0/62$ درصد) بهبود را تجربه می کند.

۵. در تابش ثابت با افزایش نرخ حجمی سیال کاری، هم توان الکتریکی و هم توان گرمایی بهبود می یابند. دلیل این پدیده جذب نرخ گرمای بیشتر از سطح توسط سیال کاری است.

۶. در کم ترین دبی حجمی، با افزایش شدت تابش از 300 تا 900 وات بر متر مربع، توان الکتریکی و گرمایی حدود $172/5$ و $276/5$ درصد افزایش دارد. هم چنین در بیشترین دبی حجمی نیز، با افزایش شدت تابش از 300 تا 900 وات بر متر مربع، توان الکتریکی و گرمایی حدود $166/3$ و $233/3$ درصد افزایش دارد.

واژه نامه

FF	ضریب انباشتگی سطح فوتوولتاییک	Perforated twisted tape	نوار تابیده سوراخ دار
V	ولتاژ (v)	Notched twisted tape	نوار تابیده شکاف دار
I	جریان (A)	Wired twisted tape	نوار تابیده سیم دار
η	بازده (%)	V-cut	دارای بریدگی V شکل
f	ضریب اصطکاک جریان داخل لوله	Multi-channel	چند کاناله
g	شتاب گرانش (ms^{-2})	With alternative axis	با محور متغیر

فهرست علائم

P	فشار ($kgm^{-1}s^{-2}$)
Pr	عدد پرانتل
Re	عدد رینولدز
$\dot{E}$	نرخ انرژی (W)
$\dot{G}$	نرخ تابش خورشید (Wm^{-2})
$\dot{m}$	دبی جرمی (kgs^{-1})
q''	شار حرارتی (Wm^{-2})
C_p	ظرفیت گرمایی ویژه ($Jkg^{-1}K^{-1}$)
h	ضریب انتقال حرارت جابه جایی (Wm^{-2})
Nu	عدد ناسلت
u	سرعت در جهت x (ms^{-1})
v	سرعت در جهت y (ms^{-1})
w	سرعت در جهت z (ms^{-1})
T	دما (K)
TPF	کارایی
D	قطر لوله (m)
A	مساحت (m^2)
L	طول لوله (m)
FF	ضریب انباشتگی سطح فوتوولتاییک
V	ولتاژ (v)
I	جریان (A)
η	بازده (%)
f	ضریب اصطکاک جریان داخل لوله
g	شتاب گرانش (ms^{-2})

علائم یونانی			
چگالی (kgm^{-3})	ρ	خروجی	out
لزجت دینامیکی ($\text{kgm}^{-1}\text{s}^{-1}$)	μ	الکتریکی	el
رسانندگی حرارتی ($\text{Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$)	k	حرارتی (گرمایی)	th
		سیال	f
		جرمی	mass
		پمپ	p
		محیط	amb
		نوار تاییده ساده	insert
		صاف (بدون مانع)	smooth
		مبنا	ref
زیر نویس ها			
سطح	s		
حجم (بالک) سیال	B		
اغتشاش	t		
ورودی	in		

مراجع

1. Yazdanpanahi, J., Sarhaddi, F., and Adeli, M. M., "Experimental Investigation of Exergy Efficiency of a Solar Photovoltaic Thermal (PVT) Water Collector Based on Exergy Losses", *Solar Energy*, Vol. 118, Pp. 197-208, (2015).
2. Rashidi, S., Hossein Kashefi, M., and Hormozi, F., "Potential Applications of Inserts in Solar Thermal Energy Systems – A Review to Identify the Gaps and Frontier Challenges", *Solar Energy*, Vol. 171, Pp. 929-952, doi: <https://doi.org/10.1016/j.solener.2018.07.017>, (2018).
3. Taheri, A., Malayjerdi, M., Kazemi, M., Kalani, H., Nemati-Farouji, R., Passandideh-Fard, M., and Sardarabadi, M., "Improving the Performance of a Nanofluid-Based Photovoltaic Thermal Module Utilizing Dual-Axis Solar Tracker System: Experimental Examination and Thermodynamic Analysis", *Applied Thermal Engineering*, Vol. 196, Pp. 117178, (2021).
4. Dupeyrat, P., Menezo, C., and Fortuin, S., "Study of the Thermal and Electrical Performances of PVT Solar hot Water System", *Energy and Buildings*, Vol. 68, Pp. 751-755, (2014).
5. Chandrasekar, M., Suresh S., and Senthilkumar, T., "Passive Cooling of Standalone flat PV Module with Cotton Wick Structures", *Energy Conversion and Management*, Vol. 71, Pp. 43-50, (2013).
6. Browne, M., Norton, B., and McCormack, S., "Phase Change Materials for Photovoltaic Thermal Management", *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, Vol. 47, Pp. 762-782, (2015).
7. Chow, T. T., "A Review on Photovoltaic/Thermal Hybrid Solar Technology", *Applied Energy*, Vol. 87, No. 2, Pp. 365-379, (2010).
8. Maadi, S. R., Sabzali, H., Kolahan, A., and Wood, D., "Improving the Performance of PV/T Systems by Using Conical-Leaf Inserts in the Coolant Tubes", *Solar Energy*, Vol. 212, Pp. 84-100, (2020).

9. Hafez, A. Z., Attia, A. M., Eltwab, H. S., ElKousy, A. O., Afifi, A. A., AbdElhamid, A. G., AbdElqader, A. N., Fateen, S. E. K., El-Metwally, K. A., Soliman, A., and Ismail, I. M., "Design Analysis of Solar Parabolic Trough Thermal Collectors", *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, Vol. 82, Pp. 1215-1260, doi: <https://doi.org/10.1016/j.rser.2017.09.010>, (2018).
10. Joshi, S. S., and Dhoble, A. S., "Photovoltaic-Thermal Systems (PVT): Technology Review and Future Trends", *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, Vol. 92, Pp. 848-882, (2018).
11. Anbu, S., Venkatachalapathy, S., Suresh, S. J. J. o. T. A., and Calorimetry, "Convective Heat Transfer Studies on Helically Corrugated Tubes with Spiraled Rod Inserts Using TiO₂/DI Water Nanofluids", Vol. 137, No. 3, Pp. 849-864, (2019).
12. Bahiraei, M., Mazaheri, N., and Hassanzamani, S. M. J. I. J. o. M. S., "Efficacy of a New Graphene-Platinum Nanofluid in Tubes Fitted with Single and Twin Twisted Tapes Regarding Counter and Co-Swirling Flows for Efficient Use of Energy", Vol. 150, Pp. 290-303, (2019).
13. Nakhchi, M. E., and Esfahani, J. A., "Cu-Water Nanofluid Flow and Heat Transfer in a Heat Exchanger Tube Equipped with Cross-Cut Twisted Tape", *Powder Technology*, Vol. 339, Pp. 985-994, (2018).
14. Bahiraei, M., Gharagozloo, K., and Moayedi, H., "Experimental Study on Effect of Employing Twisted Conical Strip Inserts on Thermohydraulic Performance Considering Geometrical Parameters", *International Journal of Thermal Sciences*, Vol. 149, Pp. 106178, (2020).
15. Datt, R., Bhist, M. S., Kothiyal, A. D., Maithani, R., and Kumar, A., "Fluid Flow and Heat Transfer Enhancement in Wings with Combined Solid Ring Twisted Tape Inserts Circular Heat Exchanger Tube", *Thermal Science*, No. 00, Pp. 95-95, (2019).
16. Liu, H.-l., Li, H., He, Y.-l., and Chen, Z.-t., "Heat Transfer and Flow Characteristics in a Circular Tube Fitted with Rectangular Winglet Vortex Generators", *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol. 126, Pp. 989-1006, (2018).
17. Sadeghi, O., Mohammed, H., Bakhtiari-Nejad, M., and Wahid, M., "Heat Transfer and Nanofluid Flow Characteristics through a Circular Tube Fitted with Helical Tape Inserts", *International Communications in Heat and Mass Transfer*, Vol. 71, Pp. 234-244, (2016).
18. Chang, S. W., Cai, W. L., and Syu, R. S., "Heat Transfer and Pressure Drop Measurements for Tubes Fitted with Twin and Four Twisted Fins on Rod", *Experimental Thermal and Fluid Science*, Vol. 74, Pp. 220-234, (2016).
19. Skullong, S., Promvong, P., Thianpong, C., and Pimsarn, M., "Heat Transfer and Turbulent Flow Friction in a Round Tube with Staggered-Winglet Perforated-Tapes", *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol. 95, Pp. 230-242, (2016).
20. Liu, G., Yang, C., Zhang, J., Zong, H., Xu, B., and Qian, J. -y., "Internal Flow Analysis of a Heat Transfer Enhanced Tube with a Segmented Twisted Tape Insert", *Energies*, Vol. 13, No. 1, Pp. 207,

- (2020).
21. Moghaddaszadeh, N., Esfahani, J. A., and Mahian, O., "Performance Enhancement of Heat Exchangers Using Eccentric Tape Inserts and Nanofluids", *Journal of Thermal Analysis and Calorimetry*, Vol. 137, No. 3, Pp. 865-877, (2019).
 22. Huang, Z. F., Nakayama, A., Yang, K., Yang, C., and Liu, W., "Enhancing Heat Transfer in the Core Flow by Using Porous Medium Insert in a Tube", *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol. 53, No. 5, Pp. 1164-1174, doi: <https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2009.10.038>, (2010).
 23. Abdul Hamid, K., Azmi, W. H., Mamat, R., and Sharma, K. V., "Heat Transfer Performance of TiO₂-SiO₂ Nanofluids in a Tube with Wire Coil Inserts", *Applied Thermal Engineering*, Vol. 152, Pp. 275-286, doi: <https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2019.02.083>, (2019).
 24. Pethkool, S., Eiamsa-ard, S., Kwankaomeng, S., and Promvonge, P., "Turbulent Heat Transfer Enhancement in a Heat eXchanger Using Helically Corrugated Tube", *International Communications in Heat and Mass Transfer*, Vol. 38, No. 3, Pp. 340-347, doi: <https://doi.org/10.1016/j.icheatmasstransfer.2010.11.014>, (2011).
 25. Chang, S. W., Chen, T. W., and Chen, Y. W., "Detailed Heat Transfer and Friction Factor Measurements for Square Channel Enhanced by Plate Insert with Inclined Baffles and Perforated Slots", *Applied Thermal Engineering*, Vol. 159, Pp. 113856, doi: <https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2019.113856>, (2019).
 26. Kumar, D., Patil, A. K., and Kumar, M., "Experimental Investigation of Heat Transfer and Fluid Flow in a Circular Tube with Lanced Ring Insert", *Experimental Heat Transfer*, Vol. 33, No. 6, Pp. 560-571, (2020).
 27. Gnanavel, C., Saravanan, R., and Chandrasekaran, M., "Heat Transfer Augmentation by Nano-Fluids and Spiral Spring Insert in Double Tube Heat Exchanger- A Numerical Exploration", *Materials Today: Proceedings*, Vol. 21, Pp. 857-861, doi: <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2019.07.602>, (2020).
 28. Bejan, A., *Convection Heat Transfer*: Wiley, (2013).
 29. Yazdanifard, F., Ebrahimnia-Bajestan, E., and Ameri, M., "Investigating the Performance of a Water-Based Photovoltaic/Thermal (PV/T) Collector in Laminar and Turbulent Flow Regime", *Renewable Energy*, (2016).
 30. Dubey, S., and Tay, A. A., "Testing of Two Different Types of Photovoltaic-Thermal (PVT) Modules with Heat Flow Pattern under Tropical Climatic Conditions", *Energy for Sustainable Development*, Vol. 17, No. 1, Pp. 1-12, (2013).
 31. Maadi, S. R., Khatibi, M., Ebrahimnia-Bajestan, E., and Wood, D., "Coupled Thermal-Optical Numerical Modeling of PV/T Module- Combining CFD Approach and Two-Band Radiation DO Model", *Energy Conversion and Management*, Vol. 198, Pp. 111781, (2019).

32. Kalateh, M. R., Kianifar, A., and Sardarabadi, M., "A Three-Dimensional Numerical Study of the Effects of Various Twisted Tapes on Heat Transfer Characteristics and Flow Field in a Tube: Experimental Validation and Multi-Objective Optimization Via Response Surface Methodology", *Sustainable Energy Technologies and Assessments*, Vol. 50, Pp. 101798, (2022).
33. Taheri, A., Malayjerdi, M., Kazemi, M., Kalani, H., Nemati-Farouji, R., Passandideh-Fard, M., and Sardarabadi, M., "Improving the Performance of a Nanofluid-Based Photovoltaic Thermal Module Utilizing Dual-Axis Solar Tracker System: Experimental Examination and Thermodynamic Analysis", *Applied Thermal Engineering*, Vol. 196, Pp. 117178, doi: <https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2021.117178>, (2021).
34. Salari, A., Taheri, A., Farzanehnia, A., Passandideh-fard, M., and Sardarabadi, M., "An Updated Review of the Performance of Nanofluid-Based Photovoltaic Thermal Systems from Energy, Exergy, Economic, and Environmental (4E) Approaches", *Journal of Cleaner Production*, Vol. 282, Pp. 124318, doi: <https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2020.124318>, (2021).
35. Menter, F. R., Kuntz, M., and Langtry, R., "Ten Years of Industrial Experience with the SST Turbulence Model", *Turbulence, Heat and Mass Transfer*, Vol. 4, No. 1, Pp. 625-632, (2003).
36. Maadi, S. R., Navegi, A., Solomin, E., Ahn, H. S., Wongwises, S., and Mahian, O., "Performance Improvement of a Photovoltaic-Thermal System Using a Wavy-Strip Insert with and without Nanofluids", *Energy*, Pp. 121190, (2021).

Experimental and Numerical Study of the Effects of Using Selected Twisted Tapes Insert on the Performance of Photovoltaic Thermal System

Mohammad Reza Kalateh¹ Ali Kianifar²
 Mohammad Sardarabadi³

1. Introduction

Various active, passive, and semi-active/passive methods have been utilized to further augment the electrical/thermal performance of photovoltaic thermal systems (PV/Ts) such as using mini-channel heat pipes, integration of phase change materials (PCMs), using thermoelectric coolers, replacing nanofluids with typical pure fluids, changing the configuration of the attached thermal collectors, using inserts in the collector tubes, and utilizing solar tracker systems.

Throughout past years, using numerical and experimental methods, implementing inserts, as one of the passive heat transfer enhancement techniques, in various applications such as straight/curve tubes, heat exchangers, solar thermal collectors, and PV/Ts have been subjected to rigorous examinations. Using inserts helps to hydrodynamic/thermal boundary layer reduction, increasing flow mixing, and heat transfer coefficient increment. In addition, due to the tremendous progress in the manufacturing process, using inserts can be easily implemented in industrial scales. This method has been used by many researchers in order to improve the solar systems efficiency.

Amongst all inserts, twisted tapes are more popular and practical thanks to their easy installation and economical aspects. Sheikholeslami and Farshadab carried out a 3D numerical study based on controlling volume method to investigate the combination of two various heat transfer techniques of using lobed tube and twisted tape tabulator in a solar thermal collector. Respectively, 17.9 and 12.7%, were obtained for reduction of exergy loss and promotion in convective heat transfer coefficient, by replacing the lobed tube with turbulator instead of a conventional circular tube.

Throughout the reviewed studies, applying inserts in solar thermal collectors is a useful, simple and commercial way to help more heat transfers from the collector to the operating fluid. Consequently, thermal efficiency of these systems will be enhanced. However, the influence of using

inserts on the PVTs have received less attention, numerically and experimentally. Therefore, in this study, through designing and fabricating three different systems (PV unit, conventional PV/T, and PV/T integrated with clockwise-counter clockwise twisted tapes (CWCCW)), the effects of inserts on these systems are examined in an indoor experimental condition by simulating different outdoor conditions. The mentioned type of insert was the best optimum insert among ten different twisted tape inserts.

2. Experimental setup

In this part, three different photovoltaic systems are designed and built. The first system is a typical photovoltaic unit without any cooling system. The second system is a thermal photovoltaic unit with a header-riser collector installed below the photovoltaic panel. The third system is the same as the second one, with clockwise-counterclockwise twisted insert inside the tubes. The collector consists of 21 tubes. All experiments are done using a solar simulator system.

Solar simulator consists of eight 500-watts halogen lamps. By adjusting the angle of each lamp, the flux is tried to be the same on all surface (difference of the flux in all the surface is less than 10 W/m²).

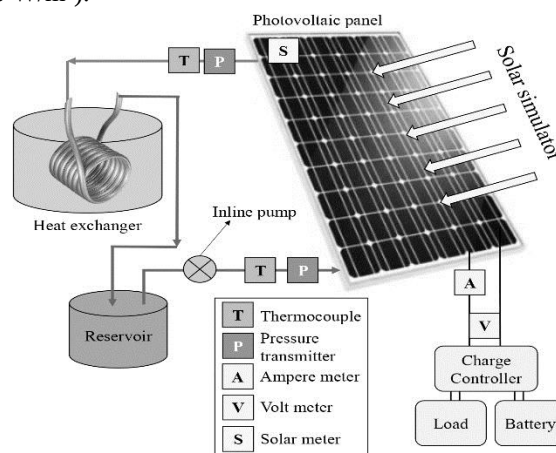


Figure 1. Schematic of experimental setup

3. Results and discussion

Table 1 shows the numerical values of average Nu number, friction factor and TPF, at the Re number of 1327 for the following twisted tapes (TTs): simple, perforated, V-cut, two different elliptic-cut, clockwise-counterclockwise, jagged oblique and normal teeth, center-delta wing, and alternate axis. As seen in the table, by implementing the

¹ Ph.D. student, Department of Mechanical Engineering, Ferdowsi University of Mashhad, Mashhad, Iran.

² Corresponding Author :Professor, Department of Mechanical Engineering, Ferdowsi University of Mashhad, Mashhad, Iran. E-mail: a-kiani@um.ac.ir

³ Assistant professor, Department of Energy, Quchan University of Technology, Quchan, Iran.

clockwise-counterclockwise TT insert, the Nu number reaches a maximum value of 1.56, more than the other ones. Thus, this insert is selected as the best TT insert.

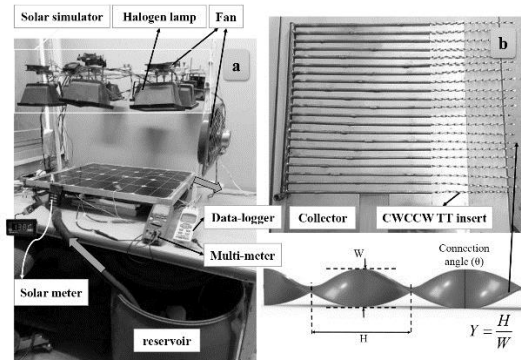


Figure 2. A real image of experimental setup

Table 1. Nu number, friction factor and TPF of ten studied twisted tape inserts

Type of twisted tape	Nu_{ave}	f	TPF
Simple TT	22.53	0.56	1.10
Clockwise-counterclockwise	25.33	0.30	1.56
Elliptic-cut 1	25.48	0.33	1.49
Elliptic-cut 2	25.51	0.33	1.49
Jagged oblique teeth	25.51	0.38	1.42
Perforated	25.63	0.33	1.49
V-cut	25.85	0.33	1.51
Center-delta wing	26.00	0.36	1.47
Alternate axis	32.44	0.68	1.53
Jagged normal teeth	25.74	0.39	1.41

PV/T with selected TT insert experiences the lowest average surface temperature due to a higher heat absorption. For example, at 300 and 900 W/m^2 , the PV/T-insert system can reduce the PV surface temperature by 13.4 and 24.6 degrees Celsius. The main reason for further temperature drops in the PV/T-insert is turbulence in the coolant fluid flow and more heat absorption from the photovoltaic surface compared to that of the conventional PV/T.

Table 2. Surface temperature in terms of solar irradiance for three different studied systems at 130 lit/h

q'' (W/m^2)	PV	PV/T	PV/T-insert
900	76.7	56.7	55.3
700	74.5	53	51.8
500	57.5	45.2	43.5
300	47.3	37.5	37

The results show in Figure 3 are obtained from 900 W/m^2 per and the volume flow rate of 70 lit/h. Comparing the PV/T-insert with PV/T system, the results show that thermal efficiency (and electrical efficiency) improves by 6.2% (0.62%). The figure also shows that the simultaneous use of the tapes and the collector increases the electrical efficiency by about 0.8%.

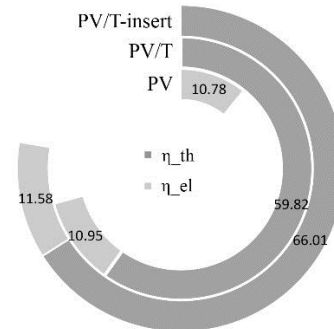


Figure 3. Electrical and thermal efficiencies for the systems at 70 lit/h and an input flux of 900 W/m^2

4. Conclusion

The most important results are as follow:

- The use of simple TT inserts increases efficiency about 1.39; so the use of insert in tubes is recommended;
- Among ten different inserts, the clockwise-counterclockwise TT insert had the highest thermal performance factor and was selected as the best insert;
- Comparison the results of the PV/T and PV/T-insert at heat flux of 900 W/m^2 and the mass flow rate of 70 lit/h showed increasing of the thermal efficiency (and the electrical efficiency) by 6.2% (and 0.62%).
- In a constant to solar irradiance, both electric power and heat power are improved by increasing the mass flow rate of the working fluid;

خمش غیرخطی تیرهای کامپوزیتی تقویت شده با پلاکت های گرافن با استفاده از روش مربعات دیفرانسیلی هارمونیک*

مقاله پژوهشی

حسن شکراللهی^(۱)رضا بیگ پور^(۲)

چکیده در این پژوهش تجزیه و تحلیل خمش غیرخطی یک تیر کامپوزیتی تقویت شده توسط پلاکت های گرافن با توزیع غیریک نواخت در راستای ضخامت، بررسی و ارائه شده است. معادلات دیفرانسیل غیرخطی حاکم در این پژوهش براساس نظریه تغییر شکل برشی مرتبه اول و اصل حداقل انرژی پتانسیل، استخراج شده و با استفاده از روش مربعات دیفرانسیلی هارمونیک حل شده است. خواص مکانیکی و مدول الاستیک مؤثر کامپوزیت تقویت شده با پلاکت گرافن با استفاده از مدل میکرومکانیکی هالپین-تسای اصلاح شده محاسبه شده است. همچنین از قاعده اختلاط برای تعیین نسبت پواسون مؤثر استفاده شده است. ابتدا مطالعات مقایسه ای بین تیرهای استاندارد کامپوزیتی مدرج تابعی و تیرهای تقویت شده با پلاکت های گرافن، ارائه شده است و سپس اثرات شرایط مرزی، کسر وزنی و الگوی توزیع پلاکت های گرافن و تعداد کل لایه ها بر ویژگی های خمش غیرخطی تیرهای کامپوزیتی مورد مطالعه قرار گرفته است. نتایج این پژوهش نشان دهنده قابلیت بالای روش پیشنهادی برای حل مسائل غیرخطی و به دست آوردن رفتار خمشی تیرهای کامپوزیتی تقویت شده، می باشد. همچنین مطالعات پارامتری نشان می دهد با افزایش کسر وزنی پلاکت های گرافن، استحکام خمشی تیر بهبود یافته و خیز تیر کاهش می یابد. علاوه بر این، افزایش تعداد کل لایه های کامپوزیت تقویت شده با پلاکت گرافن، سبب می شود که توزیع تنش در راستای ضخامت تیر هموارتر شود.

واژه های کلیدی تحلیل غیرخطی تیر، خمش، کامپوزیت، پلاکت های گرافن، مربعات دیفرانسیلی هارمونیک.

مقدمه

در علوم مهندسی تقویت کننده ها یکی از مهم ترین عوامل ایجاد استحکام و سفتی در تیرهای کامپوزیتی به شمار می روند. با پیشرفت علم نانو، پرکننده جدیدی به نام پلاکت گرافن برای تقویت کامپوزیت ها معرفی شد، این پلاکت ها خواص مکانیکی، حرارتی، الکتریکی و نوری فوق العاده ای دارند [1-3]. علاوه بر این، گرافن ها متقاضیان زیادی را برای طراحی و پیشرفت کاربردهای مختلف سیستم های نانوالکترومکانیکی، مانند نانوکامپوزیت ها، حسگرهای جرم و گاز، ترانزیستورها و دستگاه های نیمه هادی به خود جذب کرده اند [4-6]. انواع مختلفی از محصولات گرافن، مانند پلاکت گرافن

(Graphene Nanoplatelets) و اکسید گرافن، به طور گسترده در اجزای ساختاری سازه های کامپوزیتی استفاده می شود. همان طور که در کارهای تجربی و نظری نشان داده شده است، از آنجایی که گرافن دارای سطح وسیعی برای پیوند با زنجیره های پلیمری است، پلاکت های گرافن به عنوان نانوپرکننده های تقویت کننده در ماتریس پلیمری تعامل قوی تری نسبت به نانولوله کربنی دارند [7]. پلیمرها به دلیل انعطاف پذیری مناسب و خواص فیزیکی مطلوب به عنوان ماتریس های الاستومری برای استفاده در سازه های کامپوزیتی بسیار مورد توجه قرار گرفته اند [8-10]. در مطالعات مختلفی نشان داده شده است که مقدار کمی گرافن می تواند رفتار خمشی

* تاریخ دریافت مقاله ۱۴۰۰/۱۱/۱۵ و تاریخ پذیرش آن ۱۴۰۰/۱۲/۲۵ می باشد.

(۱) نویسنده مسئول، استادیار، گروه مهندسی مکانیک، دانشکده فنی و مهندسی، دانشگاه خوارزمی، تهران. Email: hshokrollahi@khu.ac.ir

(۲) کارشناس ارشد، گروه مهندسی مکانیک، دانشکده فنی و مهندسی، دانشگاه خوارزمی، تهران.

انتهایی کمانش را به میزان قابل توجهی کاهش و انواع بارهای بحرانی کمانش را افزایش دهد. با بررسی پوسته های استوانه ای با الگوهای متقارن و غیریک نواخت پلاکت های گرافن، توزیع متخلخل بهترین تأثیر تقویت کننده را بر سفتی کامپوزیت از خود نشان داد. براتی و شاهوردی [18] یک المان شبیه سازی عددی تیر مرتبه بالا را برای تجزیه و تحلیل ارتعاشات اجباری یک تیر نانوکامپوزیت تقویت شده با پلاکت های گرافن در محیط های حرارتی مورد بررسی قرار دادند. نتایج این بررسی نشان داد که خیز دینامیکی تیر به طور قابل توجهی تحت تأثیر کسر وزنی، نوع توزیع پلاکت ها گرافن، تغییر دما، بستر الاستیک و فرکانس تحریک بار دینامیکی اعمال شده می باشد. عارفی و همکاران [19] تأثیر پارامترهای متعددی مانند درصد کسر وزنی و تعداد لایه ها را بر تجزیه و تحلیل خمش غیرمحلی نانوتیرهای تقویت شده توسط پلاکت های گرافن ارائه کردند. تعداد کل لایه ها و هندسه نانوپلاکت ها به طور قابل توجهی بر نتایج تأثیر می گذارد. به طور خاص، نانوپلاکت ها با طول بیشتر منجر به تیرهایی با ساختارهای سفت تر با کاهش کلی میدان جابه جایی می شوند.

ضیایی [20] در مطالعه ای ارتعاش آزاد ساختارهای چندلایه گرافن و نیتريد بور در محیط گرمایی و اثرات پارامتر مقیاس طول و تغییر دما بر فرکانس های طبیعی را مورد بررسی قرار داد. بدین منظور، نیروی واندروالس بین صفحات کامپوزیت را با استفاده از معادله لنارد-جونز مدل سازی کرد و از نظریه ورق اصلاح شده دو متغیره برای مدل سازی خواص ارتعاشی صفحات مرکب تک لایه گرافن/برن نیتريد یا صفحات مرکب با چیدمان عمودی استفاده کرد. نتایج این بررسی نشان داد که طرح لایه های گرافن و نیتريد بور تنها بر فرکانس نرمال خارج از فاز نانوصفحات چندلایه تأثیر می گذارد و افزایش تعداد لایه های نیتريد بور مورد استفاده در ساختار ناهمگن، سبب کاهش فرکانس طبیعی ساختار ترکیبی می شود. ورزندیان و همکاران [21] رفتار ارتعاش بعد از

تیر کامپوزیت اپوکسی گرافن را بهبود بخشید [11,12]. به علاوه، از آنجا که ساخت یک سازه با یک ماده مدرج تابعی (Functionally graded material) که در آن مقدار پلاکت گرافن به طور پیوسته در راستای ضخامت تغییر می کند، بسیار دشوار است، از یک چیدمان چندلایه برای ساخت این سازه استفاده می شود. در این حالت، هر لایه دارای کسر وزن ثابتی است و توزیع مناسبی در راستای ضخامت لایه ها در نظر گرفته می شود [13,14]. ساختارهای نانوکامپوزیتی توسط بسیاری از محققان برای توصیف خواص و رفتار آن ها تحت بارهای استاتیکی و دینامیکی مورد مطالعه قرار گرفته اند. بیدگلی و عارفی [15] فرمول بندی را برای تجزیه و تحلیل ارتعاشات میکروصفحات کامپوزیت پلیمری مدرج تابعی و تقویت شده با نانوپلاکت های گرافن ارائه کردند. آن ها وابستگی اندازه میکروصفحات درجه بندی شده را با در نظر گرفتن نظریه گرادیان کرنش مورد بررسی قرار دادند. نتایج عددی از نظر توزیع های مختلف نانوپلاکت های گرافن نشان داد که حداکثر سفتی برای توزیع سهمی و حداقل سفتی برای توزیع خطی پلاکت ها به دست می آید. یانگ و همکاران [16] تأثیر نانوذرات پلاکت گرافن بر واکنش های مکانیکی و دینامیکی ساختارهای تقویت شده مدرج تابعی را مورد مطالعه قرار دادند. تصاویر میکروسکوپ الکترونیکی از سطوح شکست ماتریس اپوکسی نشان داد که نانوپرکننده های ترکیبی نانولوله های کربنی چند جداره/پلاکت های گرافن نسبت به نانولوله های کربنی چند جداره و پلاکت های گرافن چندتایی انحلال پذیری بالاتری را نشان می دهند و سبب افزایش مقاومت کششی سازه می شوند. دانگ و همکاران [17] کمانش پوسته های استوانه ای نانوکامپوزیت متخلخل تقویت شده با گرافن طبقه بندی شده تابعی را با حرکت چرخشی با استفاده از روش گالرکین مورد مطالعه قرار دادند. نتایج عددی آن ها نشان داد که افزودن مقدار کمی نانوپرکننده پلاکت گرافن می تواند تغییر شکل قبل از کمانش و عرض ناحیه

ضخامت است. معادلات دیفرانسیل حاکم بر اساس نظریه تغییر شکل برشی مرتبه اول و با استفاده از اصل حداقل انرژی پتانسیل استخراج شده است و سپس با استفاده از روش مربعات دیفرانسیلی هارمونیک (Harmonic differential quadrature method (HDQM) حل شده است. همان طور که در مرور مراجع گذشته اشاره شد، در کارهای غیرخطی، عمدتاً از روش های عددی دیگر (روش ریتز، المان محدود و...) استفاده شده است که از این جنبه، پژوهش حاضر نسبت به کارهای گذشته متمایز است. مدل میکرومکانیکی هالپین-تسای (Halpin-Tsai model) اصلاح شده برای تعیین مدول مؤثر یانگ تیر کامپوزیت تقویت شده با پلاکت های گرافن اعمال شده است. علاوه بر این، قانون اختلاط (Rule of mixture) برای تعریف نسبت پواسون مؤثر مورد استفاده قرار گرفته است. برای اطمینان از کاربرد این روش، مطالعات مقایسه ای برای تیرهای مدرج تابعی معمولی و تیرهای تقویت شده توسط پلاکت های گرافن، انجام گرفته و سپس اثرات شرایط مرزی، تعداد لایه ها، کسر وزنی و الگوی توزیع پلاکت های گرافن بر ویژگی های خمش غیرخطی تیر کامپوزیت تقویت شده با پلاکت های گرافن، مطالعه شده است.

فرمول بندی مسئله

فرمول بندی این مسئله شامل تیر کامپوزیت با n لایه پلاکت گرافن با ضخامت کل h و طول L می باشد که در شکل (۱) نمایش داده شده است. هر لایه این تیر شامل ماتریس پلیمری تقویت شده توسط پلاکت های گرافن با ضخامت ثابت $h_1 = h/n$ و کسر وزنی متمایز ($Wg\%$) می باشد. در راستای ضخامت تیر، توزیع لایه های گرافن ممکن است به صورت یک نواخت و یا به صورت مدرج تابعی باشد. در این مطالعه الگوهای توزیع پلاکت های گرافن در نظر گرفته شده در شکل (۱) نشان داده شده است. در نوع توزیع X-GPLRC، لایه های بالا و پایین تیر دارای بیشترین کسر جرمی است در حالی که

کمانش یک نانوصفحه گرافن دولایه تحت بار حرارتی را مورد بررسی و مطالعه قرار دادند. نانوصفحه گرافن به صورت یک صفحه اورتوتروپیک غیرکلاسیک با اثر مقیاس کوچک مدل سازی شده است. برای فرمول بندی این مطالعه از تئوری ورق کیرشهف و فرضیات غیرخطی فون کارمن و تئوری الاستیسیته غیرمحملی ایرینگن به ترتیب برای روابط کرنش-جابجایی و اعمال اثر اندازه استفاده شده است. نتایج این مطالعه نشان داد که پارامتر مقیاس و تغییر دما تأثیر به سزایی در رفتار ارتعاش غیرخطی نانوساختارهای کمانش کرده دارند. بهرامی و همکاران [22] اثر هم افزایی دو نانوذره اکسید گرافن کاهش یافته و نانولوله کربنی چندجداره با درصد وزنی ها متفاوت بر روی خواص مکانیکی نانوکامپوزیت اپوکسی با روش مخلوط سازی مستقیم، را مورد بررسی و مطالعه قرار دادند. در این مطالعه با آنالیز توزیع نانوذرات و نوع شکست، آنالیز سطح شکست نمونه ها، مشاهده شد با افزایش نسبت اختلاط نانوپرکننده ها مدول یانگ، تنش نهایی و تنش تسلیم به صورت چشم گیری افزایش یافته است.

باتوجه به ماهیت غیرخطی پدیده های فیزیکی، مدل سازی ریاضی این پدیده ها به معادلات غیرخطی منتهی می شود. بنابراین، باید این معادلات با استفاده از روش های عددی مناسبی حل شوند. مطالعات پیشین تنها به بررسی خمش غیرخطی تیرهای تقویت شده با پلاکت های گرافن برای موارد محدود شرایط مرزی پرداخته اند که در آنها راه حل های فرم بسته (Closed-form expression) با استفاده از سری فوریه ارائه شده است. در برخی دیگر از مقالات، روش ریتز مورد توجه قرار گرفته و معادلات حاکم و روش حل به صورت مختصر ارائه شده است.

هدف از پژوهش حاضر، تجزیه و تحلیل خمش غیرخطی یک تیر کامپوزیتی تقویت شده با پلاکت های گرافن (Graphene platelets reinforced composite) با توزیع یک نواخت و غیریک نواخت در راستای

مدول مؤثر یانگ کامپوزیت های تقویت شده با نانوپلاکت های گرافن از مدل میکرومکانیک اصلاح شده هالپین- تسای استفاده شده است [26]. نتایج تجربی صحت سنجی مدل اصلاح شده هالپین- تسای را برای ذرات پلاکت های گرافن با توزیع تصادفی توسط شکریه و همکاران بررسی و تأیید شده است [27]. در نتیجه، مدل یانگ مؤثر لایه k ام کامپوزیت مطرح شده به شرح رابطه (۲) با جای گذاری در رابطه (۳) تعریف شده است.

$$\xi_L = \frac{2a_g}{t_g}, \xi_T = \frac{2b_g}{t_g}$$

$$\eta_L = \frac{\frac{E_g}{E_m} - 1}{\frac{E_g}{E_m} + \xi_L}, \eta_T = \frac{\frac{E_g}{E_m} - 1}{\frac{E_g}{E_m} + \xi_T}$$

(۲)

$$E^{(k)} = \frac{3}{8} \frac{1 + \xi_L \eta_L V_g^{(k)}}{1 - \eta_L V_g^{(k)}} E_m + \frac{5}{8} \frac{1 + \xi_T \eta_T V_g^{(k)}}{1 - \eta_T V_g^{(k)}} E_m$$

(۳)

پارامتر مدول یانگ با E و طول، عرض و ضخامت نانوپرکننده های پلاکت گرافن هم چنین به ترتیب با اندیس های a_g, b_g, t_g نمایش داده می شوند. علاوه بر این، طبق قاعده اختلاط، نسبت پواسون (ν) لایه k ام تیر کامپوزیت تعریف شده به صورت رابطه (۴) مطرح می شود.

$$\nu^{(k)} = \nu_m (1 - V_g^{(k)}) + \nu_g V_g^{(k)}$$

(۴)

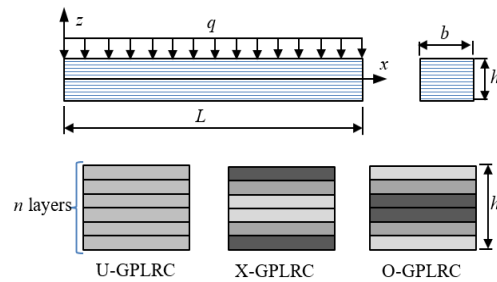
طبق نظریه تغییر شکل برشی مرتبه اول (First-Order Shear Deformation Theory) میدان جابه جایی تیر و کرنش اجزای تیر شامل معادلات غیرخطی فون کارمن (Von Kármán) به شرح زیر است:

$$u(x, z) = u_0(x) + z\phi(x)$$

$$w(x, z) = w_0(x)$$

(۵)

توزیع این پارامتر، با حرکت به سطح میانی تیر، به صورت خطی کاهش می یابد. علاوه بر این، کسر وزنی توزیع پلاکت های گرافن در تیر O-GPLRC به صورت خطی از صفحات بیرونی به سمت صفحه میانی افزایش می یابد. این بدان معناست که حداکثر مقدار کسر وزنی در سطح و لایه میانی و حداقل میزان توزیع این پارامتر در لایه های خارجی مشاهده می شود.



شکل ۱ پیکربندی شماتیک تیر کامپوزیتی تقویت شده با سه الگوی مختلف توزیع پلاکت گرافن

کسر حجمی پلاکت گرافن برای لایه k ام، به صورت $V_g^{(k)}$ تعریف می شود و به صورت فرمول بندی زیر نمایش داده می شود [23]:

$$U - GPLRC: V_g^{(k)} = \frac{W_g}{W_g + \frac{\rho_g}{\rho_m}(1 - W_g)}$$

$$X - GPLRC: V_g^{(k)} = \frac{2|2k - n - 1|W_g}{n[W_g + \frac{\rho_g}{\rho_m}(1 - W_g)]}$$

$$O - GPLRC: V_g^{(k)} = \frac{2(N - |2k - n - 1|)W_g}{n[W_g + \frac{\rho_g}{\rho_m}(1 - W_g)]}$$

(۱)

برای تعریف پارامترها از n, p و W برای تعداد کل لایه های تیر، چگالی جرمی و کسر وزنی استفاده شده است و زیرنویس های g و m به ترتیب به پلاکت گرافن و ماتریس اشاره دارند. از آنجا که هندسه و ابعاد پرکننده های جامد تأثیر عمده ای بر خواص کامپوزیت های پلیمری دارند [24,25]، برای برآورد

غیرخطی و شرایط مرزی تیر کامپوزیتی تقویت شده با نانوپلاکت‌های گرافن به شرح زیر به دست می‌آید:

$$A_0 \frac{d^2 u_0}{dx^2} + A_1 \frac{d^2 \phi}{dx^2} + A_0 \frac{dw_0}{dx} \frac{d^2 w}{dx^2} = 0 \quad (11)$$

$$A_1 \frac{d^2 u_0}{dx^2} + A_2 \frac{d^2 \phi}{dx^2} + A_1 \frac{dw_0}{dx} \frac{d^2 w}{dx^2} - k_s B_0 \left(\phi + \frac{dw_0}{dx} \right) = 0 \quad (12)$$

$$A_0 \frac{d^2 u_0}{dx^2} \frac{dw_0}{dx} + A_1 \frac{d^2 \phi}{dx^2} \frac{dw_0}{dx} + \frac{3}{2} A_0 \left(\frac{dw_0}{dx} \right)^2 \frac{d^2 w}{dx^2} + A_0 \frac{du_0}{dx} \frac{d^2 w_0}{dx^2} + A_1 \frac{d\phi}{dx} \frac{d^2 w_0}{dx^2} + k_s B_0 \left(\frac{d\phi}{dx} + \frac{d^2 w_0}{dx^2} \right) + q = 0 \quad (13)$$

$$\left[A_0 \frac{du_0}{dx} + A_1 \frac{d\phi}{dx} + \frac{1}{2} A_0 \left(\frac{dw_0}{dx} \right)^2 \right] \delta u_0 \Big|_{x=0}^{x=L} + \left[A_1 \frac{du_0}{dx} + A_2 \frac{d\phi}{dx} + \frac{1}{2} A_1 \left(\frac{dw_0}{dx} \right)^2 \right] \delta \phi \Big|_{x=0}^{x=L} + \left[A_0 \frac{du_0}{dx} \frac{dw_0}{dx} + A_1 \frac{d\phi}{dx} \frac{dw_0}{dx} + \frac{1}{2} A_0 \left(\frac{dw_0}{dx} \right)^2 \frac{dw_0}{dx} + k_s B_0 \left(\phi + \frac{dw_0}{dx} \right) \right] \delta w_0 \Big|_{x=0}^{x=L} = 0 \quad (14)$$

که A_0, A_1, A_2 و B_0 پارامترهای سفتی هستند که به شرح معادله (۱۵) محاسبه می‌شوند:

$$\begin{Bmatrix} A_0 \\ A_1 \\ A_2 \\ B_0 \end{Bmatrix} = \sum_{k=1}^n \int_{\frac{h}{2}-k\Delta h}^{\frac{h}{2}-(k-1)\Delta h} \frac{E^{(k)}}{1-(v^{(k)})^2} \begin{Bmatrix} 1 \\ z \\ z^2 \\ \frac{1-v^{(k)}}{2} \end{Bmatrix} dz \quad (15)$$

شرایط مرزی مختلف برای تیر غیرخطی مطرح شده را می‌توان از رابطه (۱۴) فرض کرد. در این مطالعه، چهار نوع شرایط مرزی شامل گیردار (C)، پین (P)، کشویی (S) و آزاد (F)، به شرح زیر در نظر گرفته شده است.

$$\begin{aligned} \text{Clamped (C): } u_0 &= \phi = w_0 \\ \text{Pinned (P): } u_0 &= w_0 = A_1 \frac{du_0}{dx} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \gamma_{xz}(x, z) &= \phi(x) + \frac{dw_0(x)}{dx} \varepsilon_{yy}(x, z) = \varepsilon_{zz}(x, z) \\ &= \gamma_{xy}(x, z) = \gamma_{yz}(x, z) = 0 \end{aligned} \quad (6)$$

باتوجه به مدل ساختاری تنش- کرنش الاستیک خطی، تنش‌های درون لایه k ام تیر به صورت زیر تعریف می‌شود:

$$\begin{aligned} \sigma_{xx}^{(k)}(x, z) &= \frac{E^{(k)}}{1-(v^{(k)})^2} \left[\frac{du_0(x)}{dx} + z \frac{d\phi(x)}{dx} + \frac{1}{2} \left(\frac{dw_0(x)}{dx} \right)^2 \right] \\ \tau_{xz}^{(k)}(x, z) &= \frac{E^{(k)}}{2(1+v^{(k)})} \left(\phi(x) + \frac{dw_0(x)}{dx} \right) \\ \sigma_{yy}^{(k)}(x, z) &= \sigma_{zz}^{(k)}(x, z) = \tau_{xy}^{(k)}(x, z) \\ &= \tau_{yz}^{(k)}(x, z) = 0 \end{aligned} \quad (7)$$

برای دستیابی به معادلات حاکم مدنظر، از اصل حداقل انرژی پتانسیل به شرح رابطه (۸) استفاده می‌شود که در آن انرژی پتانسیل، U انرژی جنبشی و S کار انجام شده توسط نیروهای خارجی است.

$$\delta \Pi = \delta(U - S) = 0 \quad (8)$$

$$U = \frac{b}{2} \int_0^L \left(\sum_{k=1}^n \int_{\frac{h}{2}-k\Delta h}^{\frac{h}{2}-(k-1)\Delta h} (\sigma_{xx}^{(k)} \varepsilon_{xx} + k_s \tau_{xz}^{(k)} \gamma_{xz}) dz \right) dx \quad (9)$$

پارامتر عرض تیر و ضریب تصحیح برشی به ترتیب با b و k_s نمایش داده شده‌اند که در این معادلات مقادیر ضریب تصحیح برشی برابر با $\frac{5}{6}$ فرض می‌شود. کار انجام شده توسط نیروهای خارجی $q(x)$ ، برابر است با:

$$S = b \int_0^L q(x) w_0(x) dx \quad (10)$$

با جایگزینی U و S در معادله (۸) و با یکپارچه‌سازی معادله به دست آمده، معادله حاکم

که در آن

$$P(x_i) = \prod_{j=1, j \neq i}^N \sin\left(\frac{x_i - x_j}{2} \pi\right); j = 1, 2, \dots, N \quad (19)$$

برای $i=j$

$$A_{ij}^{(k)} = \sum_{j=1, j \neq i}^N A_{ij}^{(k)}; k = 1, 2; i = 1, 2, \dots, N \quad (20)$$

لازم به ذکر است که در این پژوهش، توزیع نقاط با استفاده از تابع چبیشف-گوس-لوباتو (Chebyshev-Gauss-Lobatto) به صورت $x_i = \frac{1}{2L} \left[1 - \cos\left(\frac{i-1}{N-1} \pi\right) \right]$ در نظر گرفته شده است. اطلاعات بیشتر در مورد روش مربعات دیفرانسیلی هارمونیک را می توان به طور مفصل در مرجع [28] مطالعه کرد. اکنون با استفاده از روش مربعات دیفرانسیلی هارمونیک برای تفکیک سیستم معادلات (۱۰)-(۱۴)، معادلات غیرخطی زیر به دست می آید:

$$[K_L] \begin{Bmatrix} \{u\}_N \\ \{\phi\}_N \\ \{w\}_N \end{Bmatrix} + [K_{NL}] \begin{Bmatrix} \{\{u\}\{w\}\}_{N^2} \\ \{\{\phi\}\{w\}\}_{N^2} \\ \{\{w\}\{w\}\}_{N^2} \\ \{\{w\}\{w\}\{w\}\}_{N^3} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \{0\}_{2N+1} \\ \{q\}_{N-2} \\ \{0\}_1 \end{Bmatrix} \quad (21)$$

که در آن K_L و K_{NL} ماتریس سفتی خطی و غیرخطی هستند و به ترتیب دارای ابعاد $3N \times 3N$ و $3N \times (3N^3 \times N)$ می باشند. برای حل معادلات غیرخطی، یک برنامه رایانه ای بر مبنای یک حل تکرار محور بر اساس روش نیوتن-رافسون با استفاده از برنامه متلب و مطابق فرمول های ارائه شده در این جا نوشته شده است. با استفاده از این برنامه، میدان های جابه جایی و تنش های تیر به دست می آیند. لازم به ذکر است که با در نظر گرفتن $[K_{NL}] = [0]$ پاسخ خطی تیر به دست می آید.

نتایج و بحث

در ابتدای این بخش، صحت روش پیشنهادی مورد

$$\begin{aligned} & + A_2 \frac{d\phi}{dx} + \frac{1}{2} A_1 \left(\frac{dw_0}{dx} \right)^2 = 0 \\ \text{Sliding(S): } w_0 &= A_0 \frac{du_0}{dx} + A_1 \frac{d\phi}{dx} + \frac{1}{2} A_0 \left(\frac{dw_0}{dx} \right)^2 \\ &= A_1 \frac{du_0}{dx} + A_2 \frac{d\phi}{dx} + \frac{1}{2} A_1 \left(\frac{dw_0}{dx} \right)^2 = 0 \\ \text{Free(F): } A_0 \frac{du_0}{dx} &+ A_1 \frac{d\phi}{dx} + \frac{1}{2} A_0 \left(\frac{dw_0}{dx} \right)^2 \\ &= A_1 \frac{du_0}{dx} + A_2 \frac{d\phi}{dx} + \frac{1}{2} A_1 \left(\frac{dw_0}{dx} \right)^2 \\ &= A_0 \frac{du_0}{dx} \frac{dw_0}{dx} + A_1 \frac{d\phi}{dx} \frac{dw_0}{dx} + \frac{1}{2} A_0 \left(\frac{dw_0}{dx} \right)^3 \\ &+ k_s B_0 \left(\phi + \frac{dw_0}{dx} \right) = 0 \end{aligned} \quad (16)$$

روش مربعات دیفرانسیلی هارمونیک برای حل معادلات غیرخطی به دست آمده، استفاده شده است. در این روش، مشتق جزئی یک تابع نسبت به متغیر مکانی در یک نقطه گسسته، با جمع خطی مقادیر تابع وزنی در تمام نقاط مجزا در میدان متغیر تقریب زده می شود. به عنوان مثال، اگر $F(x)$ یک تابع در محدوده $0 < x < L$ باشد و در این محدوده N نقطه گسسته تعریف شده باشد، مشتق مرتبه j ام در نقطه x_i به صورت رابطه (۱۷) بیان می شود:

$$\frac{d^j F(x_i)}{dx^j} = \sum_{k=1}^N A_{ik}^{(j)} F(x_k); j = 1, 2, \dots, N-1 \quad (17)$$

ضرایب وزنی مربوط به مرتبه j ام مشتق تابع $F(x)$ نسبت به x در نقاط گسسته x_i در نظر گرفته شده است. باتوجه به معادلات حاکم و شرایط مرزی به دست آمده در این پژوهش، لازم است مشتقات مرتبه اول و دوم محاسبه شوند. مطابق روش مربعات دیفرانسیلی هارمونیک، ضرایب وزنی $A_{ij}^{(1)}$ و $A_{ij}^{(2)}$ برای $j \neq i$ به صورت رابطه (۱۸) خواهند بود:

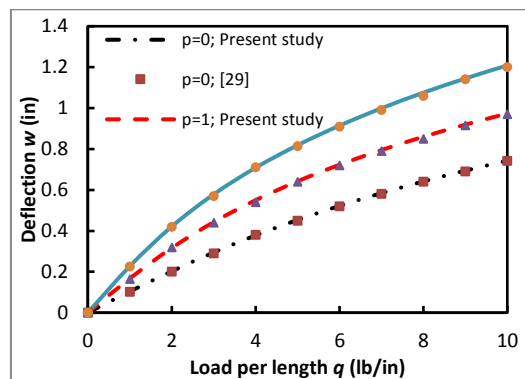
$$\begin{aligned} A_{ij}^{(1)} &= \frac{\left(\frac{\pi}{2}\right) P(x_i)}{P(x_j) \sin\left[\frac{(x_i - x_j)\pi}{2}\right]}; i, j = 1, 2, \dots, N \\ A_{ij}^{(2)} &= \\ A_{ij}^{(1)} &\left[2A_{ij}^{(1)} - \pi \cot\left(\frac{x_i - x_j}{2} \pi\right) \right]; i, j = 1, 2, \dots, N \end{aligned} \quad (18)$$

گرافن به ترتیب برابر با $a_g = 2/5 \mu\text{m}$, $L/h = 20$, $h = 0/1 \text{ m}$ ، $E_g = 1010 \text{ GPa}$, $t_g = 1/5 \mu\text{m}$, $b_g = 1/5 \mu\text{m}$ ، و $\rho_g = 1060 \text{ kg/m}^3$ در نظر گرفته شد [13]. حداکثر خیز تیر پلاکت گرافن-اپوکسی با شرایط مرزی و کسر وزنی پلاکت‌های گرافن مختلف، در جدول (۱) برای بار یک‌نواخت بدون بعد $Q = 0/001$ ارائه شده است ($Q = \frac{qL^2(1-\nu^2)}{h^2 E_m}$). همچنین، به عنوان نمونه‌ای برای چگونگی هم‌گرایی روش حل، نتایج هم‌گرایی این مطالعه در شکل (۳) نشان داده شده است. همان‌طور که در این شکل نشان داده شده است، روش حل از سرعت هم‌گرایی مناسبی برخوردار است. باتوجه به جدول (۱)، نتایج حاضر به خوبی با نتایج گزارش شده در مطالعات قبل (مرجع [13]) مطابقت دارد. لازم به ذکر است که در مرجع [13] از روش ریتز برای حل معادلات استفاده شده است. باتوجه به در نظر گرفتن فرم سری چندجمله‌ای برای تابع مفروض جابه‌جایی‌ها، شرایط مرزی محدود شده است اما در روش مربعات دیفرانسیلی، این محدودیت وجود ندارد و فرمول‌بندی ارائه شده قابل کاربرد برای شرایط مرزی مختلف، از جمله شرط مرزی آزاد، خواهد بود.

پس از تأیید روش حل پیشنهادی، در این بخش تجزیه و تحلیل پارامتری انجام شده و نتایج آن مورد بررسی قرار گرفته است.

تیرهای کامپوزیتی تقویت شده با پلاکت‌های گرافن چندلایه با خصوصیات $L/h = 20$ و $h = 0/1 \text{ m}$ در نظر گرفته شده است. هر لایه این تیر کامپوزیتی ترکیبی از اپوکسی با مدول یانگ $E_m = 3 \text{ GPa}$ ، چگالی جرمی $\rho_m = 1200 \text{ kg/m}^3$ ، نسبت پواسون $\nu_m = 0/38$ و پلاکت‌های گرافن با مدول یانگ $E_g = 1010 \text{ GPa}$ ، چگالی جرمی $\rho_g = 1062/5 \text{ kg/m}^3$ ، نسبت پواسون $\nu_g = 0/186$ و طول $a_g = 2/5 \mu\text{m}$ ، عرض $b_g = 1/5 \mu\text{m}$ و ضخامت $t_g = 1/5 \mu\text{m}$ می‌باشد [7,30].

ارزیابی قرار می‌گیرد. برای بررسی هم‌گرایی روش حل پیشنهادی، چندین مدل با تعداد نقاط مختلف شبکه مورد بررسی قرار گرفت. این مطالعه هم‌گرایی نشان داد که انتخاب ۳۱ نقطه شبکه در راستای x ، با توزیع تابع چبیشف-گوس-لوباتو، در مسائل مورد بررسی، پاسخ مطمئنی را ارائه می‌دهد. نتایج خمش غیرخطی تیر در شکل (۲) برای خیز تیرهای مدرج تابعی با شرایط مرزی دو انتها گیردار، در مقایسه با نتایج گزارش شده توسط ردی و همکاران [29]، ارائه شده است. مدول یانگ مواد مدرج تابعی در جهت ضخامت با استفاده از رابطه $E(z) = (E_1 - E_2) \left(\frac{z}{h} + \frac{1}{2} \right)^p + E_2$ به دست می‌آید، که در آن p اندیس مدرج تابعی خواص مواد است. خواص مادی و هندسی تیر به این صورت فرض شده است: ψ_i $b = 1 \text{ in}$, $b/h = 1$, $\nu = 0/4$, $E_2 = 10 \times 10^6 \text{ psi}$, $E_1 = 30 \times 10^6 \text{ psi}$ و $L/h = 100$ است. همان‌طور که در شکل (۲) مشاهده می‌شود، نتایج فعلی با روش مربعات دیفرانسیلی هارمونیک با نتایج قبلی مطابقت دارد.



شکل ۲ نمودار خیز وسط تیر برحسب بار برای تیرهای دوسر گیردار مدرج تابعی

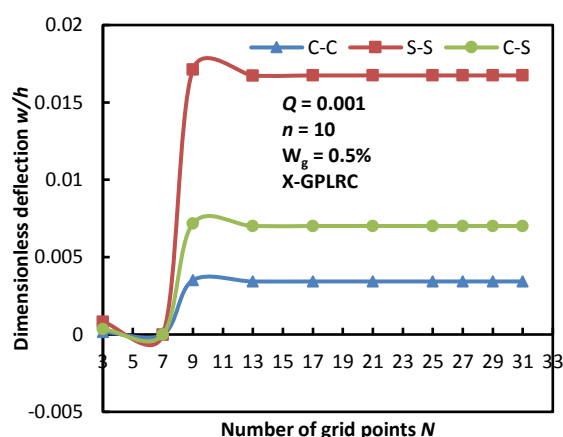
برای بررسی بیشتر روش پیشنهادی، مطالعه‌ای که توسط فنگ و همکاران انجام شده است [14]، در نظر گرفته شده است. در این حالت، ماتریس پلیمری اپوکسی با خواص مکانیکی برابر با $E_m = 2/85 \text{ GPa}$ و $\rho_m = 1200 \text{ kg/m}^3$ فرض می‌شود. این تیر شامل ۱۰ لایه با ضخامت، ابعاد، مدول یانگ و چگالی جرمی پلاکت‌های

شکل (۴) خمش بدون بعد تیر را برحسب موقعیت طولی تیر، برای شرایط مرزی مختلف برای هر دو تحلیل خطی و غیرخطی با بار بدون بعد $Q = 0.001$ ، تعداد لایه هایی برابر با $n=10$ ، کسر وزنی $W_g = 0.5\%$ و الگوی توزیع X-GPLRC، نشان می دهد. همان طور که در شکل (۴) نمایان است، با استفاده از تحلیل غیرخطی، خمش تیر کاهش می یابد. علاوه بر این، با کاهش درجه آزادی، خمش تیر افزایش می یابد. برای سایر مقادیر بار بدون بعد،

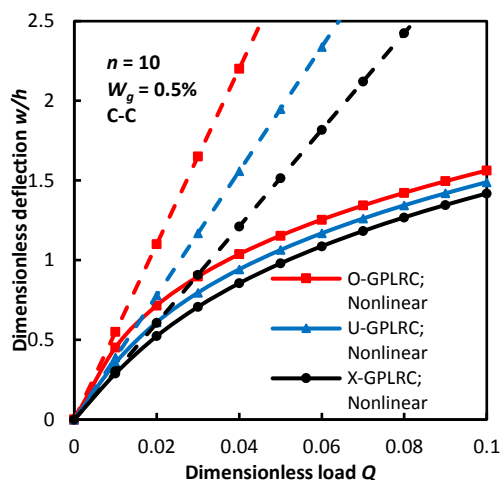
شکل (۵) حداکثر خمش تیر در شکل (۵) نشان داده شده است. همان طور که در شکل (۵) قابل مشاهده است، افزایش بار منجر به تفاوت معناداری بین تحلیل های خطی و غیرخطی می شود؛ به عنوان مثال، این اختلاف بین نتایج خطی و غیرخطی، برای بار بدون بعد $Q = 0.001$ ، با شرایط مرزی C-C، C-P، P-P و C-F به ترتیب 1.6% ، 6.4% ، 21.1% و 43.3% می باشد.

جدول ۱ حداکثر خمش بدون بعد تیرهای کامپوزیتی پلاکت گرافن/اپوکسی

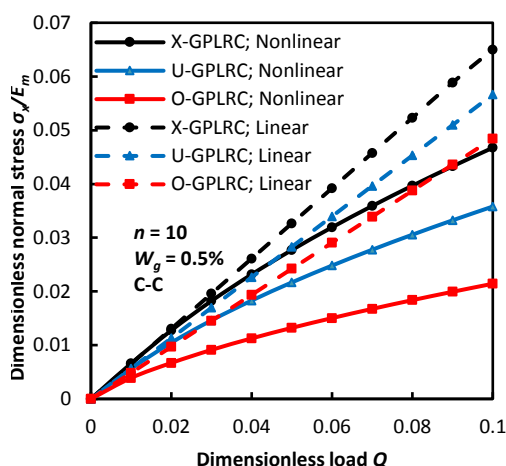
	$W_g\%$	U-GPLRC			X-GPLRC		
		مطالعه حاضر	مرجع [13]	درصد اختلاف	مطالعه حاضر	مرجع [13]	درصد اختلاف
C-C	0.5	0.004441	0.004745	6.7%	0.003430	0.003680	6.8%
	1	0.002718	0.002902	6.3%	0.001997	0.002144	6.9%
	1.5	0.001958	0.002090	6.3%	0.001408	0.001513	6.9%
S-S	0.5	0.021821	0.022988	5.1%	0.016742	0.017659	5.2%
	1	0.013344	0.014058	5.1%	0.009730	0.010269	5.2%
	1.5	0.009610	0.010124	5.1%	0.006856	0.007239	5.3%
C-S	0.5	0.009116	0.009697	6.0%	0.007012	0.007481	6.3%
	1	0.005575	0.005712	2.4%	0.004078	0.004197	2.8%
	1.5	0.004015	0.004114	2.4%	0.002874	0.002960	2.9%



شکل ۳ نمودار خمش بی بعد تیر برحسب تعداد نقاط گرهی مورد استفاده در روش حل برای شرایط مرزی مختلف



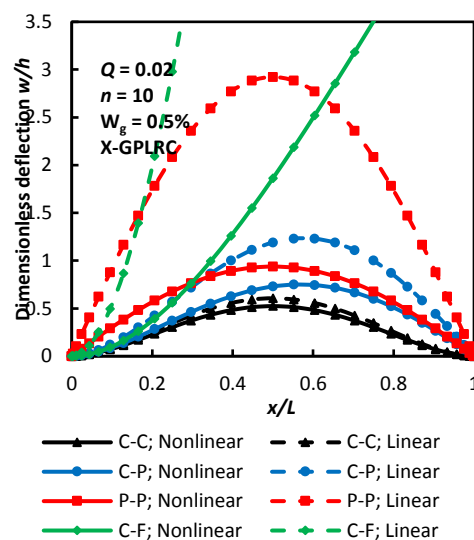
شکل ۶ نمودار ماکزیمم خیز بدون بعد تیر تقویت شده با نانوپلاکتهای گرافن با توزیعهای متفاوت



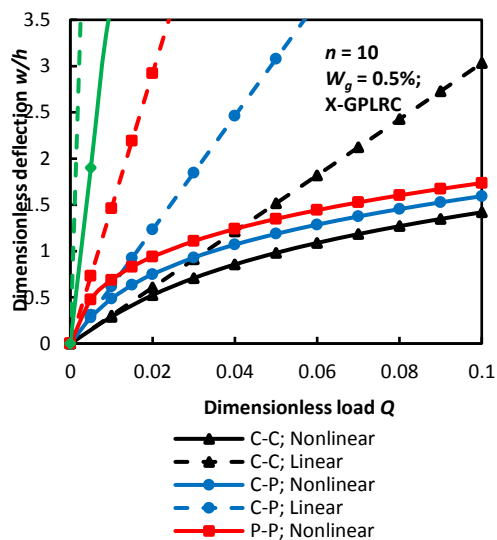
شکل ۷ نمودار ماکزیمم تنش نرمال بی بعد تیر تقویت شده با نانوپلاکتهای گرافن با توزیعهای متفاوت

همانطور که در شکل (۶) مشاهده می شود، تیرهای کامپوزیتی با توزیع O-GPLRC و X-GPLRC به ترتیب دارای بیشترین و کمترین مقدار خیز هستند. این نتایج نشان می دهد که برای کاهش خیز، الگوی X-GPLRC کارآمدترین نوع توزیع نانوپلاکتهای است. گرافن را در قسمت های بالا و پایین تیر دارد و این امر منجر به افزایش سفتی خمشی تیر و کاهش خیز تیر

به منظور بررسی تأثیر الگوهای توزیع پلاکتهای گرافن بر رفتار خمشی تیرهای تقویت شده با ذرات گرافن، مطالعه دیگری انجام شده است. شکل های (۶) و (۷) به ترتیب حداکثر خیز و تنش نرمال بدون بعد را برای یک تیر دو سر گیردار (C-C) با سه الگوی توزیع متفاوت پلاکتهای گرافن نشان می دهند.



شکل ۸ نمودار خیز بی بعد تیر برحسب موقعیت مکانی بی بعد برای شرایط مرزی مختلف



شکل ۹ نمودار ماکزیمم خیز بی بعد برحسب بار بی بعد وارد شده بر تیر برای شرایط مرزی مختلف

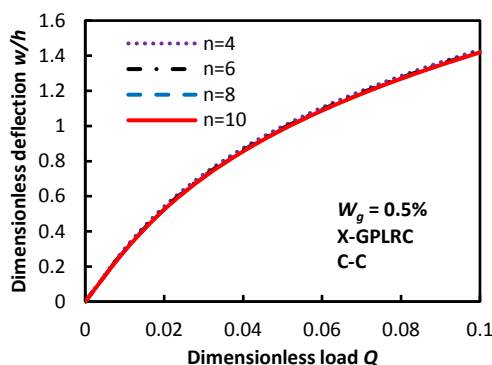
می شود. باتوجه به شکل (۷) این توزیع نانوپرکننده ها هم چنین منجر به ایجاد بیشترین تنش نرمال در بین الگوهای مورد مطالعه می شود. از طرف دیگر، در الگوی O-GPLRC تعداد بیشتری نانوپرکننده پلاکت گرافن در نزدیکی سطوح میانی تیر تعبیه شده است، این بدان معناست که سفتی خمشی تیر با این توزیع نانوپرکننده ها کاهش می یابد. هم چنین تأثیر الگوهای توزیع پلاکت های گرافن بر عملکرد خمشی تیرهای کامپوزیت تقویت شده برای تیرهایی با شرایط مرزی C-P، P-P و C-C با کسر وزنی ۰/۰۵٪ در جدول (۲) به همراه نتایج به دست آمده فهرست شده است. نکته قابل توجه این است که نتایج مشابهی برای سایر کسرهای وزنی GPL به دست می آید که به منظور رعایت اختصار، در این جا ارائه نشده است. شکل های (۸) و (۹) اثرات کسر وزنی بر رفتار تیر تقویت شده با نانوپلاکت های گرافن با کسرهای وزنی ۰/۰۵، ۱ و ۱/۰۵٪ را مورد مقایسه و بررسی قرار می دهد. همان طور که در این نمودارها مشاهده می شود، با

افزودن پلاکت های بیشتر به ماتریس، خیز تیر کاهش و تنش های موجود در آن افزایش می یابد. با بررسی این بخش، می توان نتیجه گرفت که با افزایش کسر وزنی پلاکت های گرافن، سفتی خمشی تیر بهبود می یابد. همان طور که در شکل های (۸) و (۹) مشاهده می شود، با افزایش کسر وزنی نانوپلاکت های گرافن، اختلاف بین نتایج خطی و غیرخطی کاهش می یابد. به عنوان مثال، ماکزیمم اختلاف نسبی جابه جایی های خطی و غیرخطی برای کسرهای وزنی ۰/۰۵، ۱ و ۱/۰۵٪ به ترتیب برابر با ۱۱۳، ۶۳ و ۴۲٪، و به طور مشابه برای تنش ها، ۳۹، ۲۱ و ۱۲٪ است. این امر ناشی از افزایش استحکام خمشی تیر است. هم چنان که در شکل های (۶) و (۷) نیز با تغییر الگوی توزیع، ترتیب استحکام خمشی در ترتیب اختلاف بین نتایج خطی و غیرخطی مشاهده می شود. یعنی با تغییر الگوی توزیع از O به U و از U به X، هم چنان که استحکام خمشی افزایش می یابد اختلاف بین نتایج خطی و غیرخطی هم کاهش می یابد.

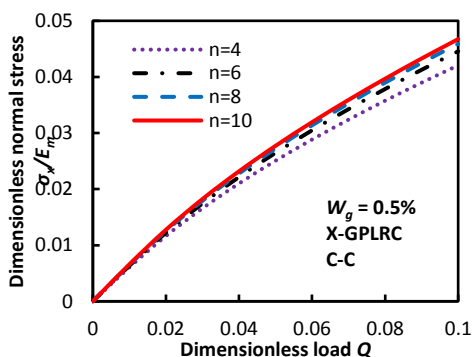
جدول ۲ حداکثر خیز و تنش نرمال بدون بعد تیر تقویت شده با نانوپلاکت های گرافن با توزیع های متفاوت

		Q = ۰/۰۱			Q = ۰/۰۲			Q = ۰/۰۴		
		X-GPLRC	O-GPLRC	U-GPLRC	X-GPLRC	O-GPLRC	U-GPLRC	X-GPLRC	O-GPLRC	U-GPLRC
w/h; خطی	C-C	۰/۲۸۹۲۲	۰/۴۵۲۸۸	۰/۳۵۶۲۶	۰/۵۲۳۸۸	۰/۷۱۶۳۰	۰/۶۱۰۹۹	۰/۸۵۵۵۵	۱/۰۳۷۹۶	۰/۹۴۲۹۱
	C-P	۰/۴۸۴۱۰	۰/۶۲۱۵۱	۰/۵۴۸۵۷	۰/۷۴۸۵۵	۰/۸۹۱۴۰	۰/۸۰۸۴۰	۱/۰۶۹۶۲	۱/۱۷۱۰۴	۰/۱۱۹۷۱
	P-P	۰/۶۸۷۱۸	۰/۷۵۸۴۲	۰/۷۲۲۷۷	۰/۹۳۸۱۵	۰/۹۹۳۳۴	۰/۹۶۶۱۱	۱/۲۳۸۳۳	۱/۲۷۹۲۵	۱/۲۵۹۳۱
w/h; غیر خطی	C-C	۰/۳۰۳۱۱	۰/۵۵۰۵۷	۰/۳۸۹۷۹	۰/۶۰۶۲۱	۱/۱۰۱۱۴	۰/۷۷۹۵۸	۱/۲۱۲۴۲	۲/۲۰۲۹۹	۱/۵۵۹۱۷
	C-P	۰/۶۱۵۳۱	۱/۱۲۷۷۵	۰/۷۹۴۸۲	۱/۲۳۰۶۳	۲/۲۵۵۵۱	۱/۵۸۹۶۳	۰/۴۶۱۲۶	۴/۵۱۱۰۱	۳/۱۷۹۲۷
	P-P	۰/۴۶۰۹۰	۲/۶۹۸۲۴	۱/۸۹۴۳۲	۲/۹۲۱۸۱	۵/۳۹۶۴۸	۳/۷۸۸۶۴	۵/۸۴۳۶۲	۱۰/۷۹۲۹	۷/۵۷۷۲۹
σ_x/E_m ; خطی	C-C	۰/۰۰۶۶۰	۰/۰۰۳۹۰	۰/۰۰۵۶۱	۰/۰۱۲۷۵	۰/۰۰۶۷۰	۰/۰۱۰۴۶	۰/۰۲۳۱۷	۰/۰۱۱۲۶	۰/۰۱۸۳۱
	C-P	۰/۰۰۹۱۲	۰/۰۰۴۵۶	۰/۰۰۷۳۱	۰/۰۱۶۰۰	۰/۰۰۷۵۰	۰/۰۱۲۴۲	۰/۰۲۶۷۳	۰/۰۱۲۱۰	۰/۰۲۰۳۵
	P-P	۰/۰۰۶۱۶	۰/۰۰۳۳۳	۰/۰۰۴۳۶	۰/۰۰۹۱۶	۰/۰۰۵۰۲	۰/۰۰۶۳۲	۱/۰۱۳۲۸	۰/۰۰۷۵۴	۰/۰۰۹۰۳
σ_x/E_m ; غیر خطی	C-C	۰/۰۰۶۲۵	۰/۰۰۴۸۴	۰/۰۰۵۶۵	۰/۰۱۳۰۵	۰/۰۰۹۶۹	۰/۰۱۱۳۱	۰/۰۲۶۱۲	۰/۰۳۱۹۷	۰/۰۲۲۶۴
	C-P	۰/۰۰۹۷۶	۰/۰۱۳۴۷	۰/۰۰۸۴۶	۰/۰۱۹۵۲	۰/۰۵۳۵۶	۰/۰۱۹۴۴	۰/۰۶۶۲۰	۰/۲۱۳۹۱	۰/۰۷۲۵۶
	P-P	۰/۰۱۷۲۵	۰/۰۵۲۷۰	۰/۰۱۸۵۳	۰/۰۶۳۶۳	۰/۲۱۰۵۶	۰/۰۷۰۵۰	۰/۲۴۹۱۱	۰/۸۴۲۰۹	۰/۲۷۸۲۸

در مطالعه دیگری به منظور بررسی تأثیر تعداد لایه‌های پلاکت‌های گرافن بر عملکرد خمشی تیر تقویت‌شده با نانوپلاکت‌های گرافن، تعداد لایه‌ها از ۴ به ۱۰ افزایش یافته است. نتایج خیز و تنش نرمال این مطالعه، برای توزیع X -GPLRC، به ترتیب در شکل‌های (۱۰) و (۱۱) نمایش داده شده و اختلاف بین نتایج خیز برای تعداد لایه‌های مختلف، کمتر از ۱٪ گزارش شده است. با این حال، نتایج تعداد لایه‌ها از ۴ به ۱۰ برای تنش‌های نرمال دارای اختلاف حدود ۱۰٪ بوده و تفاوت بین نتایج با تعداد لایه‌های ۸ و ۱۰ ناچیز گزارش شد. دلیل این امر آن بود که با افزایش تعداد لایه‌ها، خواص درجه‌بندی‌شده پیوسته، برای مواد تیر به‌طور دقیق قابل دستیابی است.

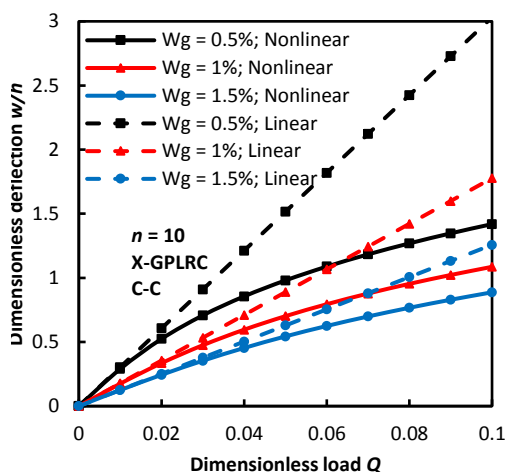


شکل ۱۰. نمودار ماکزیمم خیز بدون بعد تیر تقویت‌شده با نانوپلاکت‌های گرافن با تعداد لایه‌های متفاوت

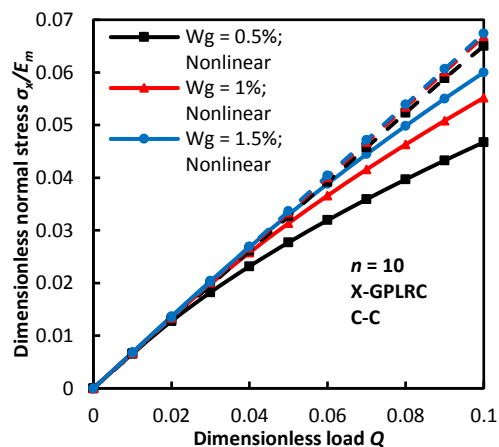


شکل ۱۱. نمودار ماکزیمم تنش نرمال بدون بعد تیر تقویت‌شده با نانوپلاکت‌های گرافن با تعداد لایه‌های متفاوت

لازم به ذکر است که باتوجه به نتایج تجربی ارائه‌شده در مراجع مختلف، افزودن مقادیر بسیار کم پلاکت گرافن به تیر، خواص را به‌صورت قابل ملاحظه‌ای بهبود می‌بخشد و البته محدودیت‌های ساخت هم مانع افزایش درصد وزنی گرافن می‌شود. نتایج گزارش‌شده در مراجع نشان می‌دهد که افزایش بیشتر گرافن، اثر تقویتی ندارد و باعث کاهش خواص استحکامی خواهد شد (به دلیل پراکندگی غیریک‌نواخت که در درصد‌های بالاتر اتفاق می‌افتد). معمولاً درصد وزنی بیشتر از حدود ۲ تا ۵٪ توصیه نمی‌شود [31-35].



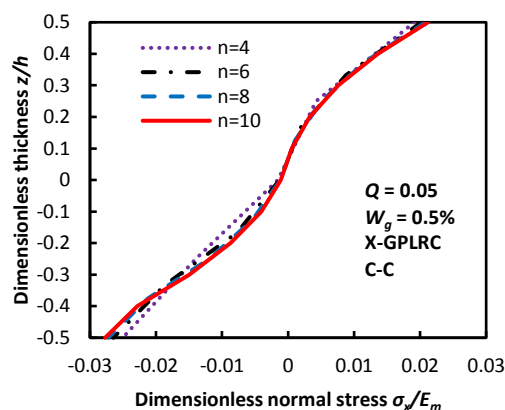
شکل ۸. نمودار ماکزیمم خیز بی‌بعد تیر تقویت‌شده با نانوپلاکت‌های گرافن با کسرهای وزنی متفاوت



شکل ۹. نمودار ماکزیمم تنش نرمال بدون بعد تیر تقویت‌شده با نانوپلاکت‌های گرافن با کسرهای وزنی متفاوت

ارائه شده است. معادلات دیفرانسیل حاکم این پژوهش براساس نظریه تغییر شکل برشی مرتبه اول با کمک اصل حداقل انرژی پتانسیل استفاده شده و معادلات دیفرانسیل غیرخطی با استفاده از روش مربعات دیفرانسیلی هارمونیک حل شده است. خواص مکانیکی و مدول مؤثر یانگ کامپوزیت الیافی تقویت شده با پلاکت گرافن با استفاده از مدل میکرومکانیک هالپین- تسای اصلاح شده محاسبه شده و از قاعده اختلاط برای تعیین نسبت پواسون مؤثر استفاده شده است. ابتدا، مطالعات مقایسه ای بین تیرهای استاندارد کامپوزیتی مدرج تابعی و تیرهایی که توسط پلاکت های گرافن تقویت شده اند ارائه شده و سپس اثرات شرایط مرزی، کسر وزنی و الگوی توزیع پلاکت های گرافن و تعداد کل لایه ها بر ویژگی های خمش غیرخطی تیرهای کامپوزیتی مورد بررسی قرار گرفته است. نتایج این مطالعه نشان دهنده قابلیت بالای روش پیشنهادی برای حل مسائل غیرخطی است و نشان می دهد که روشی مناسب برای به دست آوردن رفتار خمشی تیرهای کامپوزیتی تقویت شده است. با افزایش کسر وزنی پلاکت های گرافن، مقاومت خمشی تیر بهبود یافته و خیز تیر کاهش می یابد. علاوه بر این، افزایش تعداد کل لایه های کامپوزیت تقویت شده با پلاکت گرافن، به ایجاد تنش هموارتری در راستای ضخامت تیر منجر می شود. باتوجه به نتایج به دست آمده، تعداد ۱۰ لایه نتایج مطلوبی را از نظر تغییرات هموار تنش در راستای ضخامت به همراه خواهد داشت و می توان از روش ساخت لایه ای به عنوان تقریب بسیار خوبی برای ساخت تیرهای مدرج تابعی معمولی استفاده کرد. همان طور که در مرور مطالعات گذشته مشهود است، داده های تجربی اندکی برای تیرهای کامپوزیت تقویت شده با پلاکت گرافن موجود است و پیشنهاد می شود مجموعه ای سیستماتیک از آزمایش ها برای مطالعات بیشتر در این زمینه ترتیب داده شود.

شکل (۱۲) تغییرات تنش نرمال را در راستای ضخامت تیر در $x=0$ نشان می دهد که تیر تقویت شده با نانوپلاکت های گرافن با توزیع X-GPLRC دارای تعداد لایه های ۴، ۶، ۸ و ۱۰ است. باتوجه به شکل (۱۲) افزایش تعداد لایه های تیر، دلیل تغییرات کمتر در پارامترهای مواد بوده و منجر به ایجاد تنش هموارتری در راستای ضخامت تیر شده است. علاوه بر این، شکل (۱۲) نشان می دهد که تحلیل غیرخطی به یک تنش نرمال غیرصفر در محور میانی تمایل دارد. مقادیر مختلف تنش طبیعی در قسمت های بالا و پایین تیر ایجاد و توزیع نامتقارن مشاهده شده به دلیل فرمول غیرخطی تیر است که در آن کشش صفحه میانی نادیده گرفته نشده است. باتوجه به نتایج ارائه شده در این بخش، تعداد ۱۰ لایه نتایج مطلوبی را از نظر تغییرات هموار تنش در راستای ضخامت به همراه خواهد داشت و می توان از روش ساخت لایه ای به عنوان تقریب بسیار خوبی برای ساخت تیرهای مدرج تابعی معمولی استفاده کرد.



شکل ۱۲ تغییرات تنش نرمال بدون بعد تیر تقویت شده با نانوپلاکت های گرافن با تعداد لایه های متفاوت، در راستای ضخامت تیر

نتیجه گیری

در این مقاله تجزیه و تحلیل خمش غیرخطی یک تیر کامپوزیتی تقویت شده توسط پلاکت های گرافن با الگوهای توزیع متفاوت در راستای ضخامت، بررسی و

Orthotropic plate	صفحه اورتوتروپیک	واژه نامه	
Nonlocal elasticity theory	تئوری الاستیسیته غیرمحلی	Graphene platelet	پلاکت گرافن
Minimum potential energy	حداقل انرژی پتانسیل	Harmonic differential quadrature method	روش مربعات دیفرانسیلی هارمونیک
Shear correction factor	ضریب تصحیح برشی	Graphene platelet reinforced composite	کامپوزیت تقویت شده با پلاکت های گرافن
Displacement fields	میدان های جابه جایی	Functionally graded material	ماده مدرج تابعی
Discrete point	نقطه گسسته	Rule of mixture	قانون اختلاط
Young's modulus	مدول یانگ	Closed-form solutions	راه حل های فرم بسته
Poisson's ratio	نسبت پواسون	First-Order Shear Deformation Theory	تغییر شکل برشی مرتبه اول
Volume fraction	کسر حجمی	Frequency of applied dynamic load	فرکانس تحریک بار دینامیکی
Randomly oriented	توزیع تصادفی	Thermal environments	محیط های حرارتی

مراجع

1. Hosseini Kordkheili, S. A., and Moshrefzadeh-Sani, H., "Mechanical Properties of Double-Layered Graphene Sheets", *Computational Materials Science*, Vol. 69, Pp. 335-343, (2013).
2. Balandin, A. A., "Thermal Properties of Graphene and Nanostructured Carbon Materials", *Nature Materials*, Vol. 10, No. 8, Pp. 569-581, (2011).
3. Murugan, A. V., Muraliganth, T., and Manthiram, A., "Rapid, Facile Microwave-Solvothermal Synthesis of Graphene Nanosheets and their Polyaniline Nanocomposites for Energy Storage", *Chemistry of Materials*, Vol. 21, No. 21, Pp. 5004-5006, (2009).
4. Kuila, T., Bose, S., Khanra, P., Mishra, A. K., Kim, N. H., and Lee, J. H., "Recent Advances in

- Graphene-Based Biosensors", *Biosensors and Bioelectronics*, Vol. 26, No. 12, Pp. 4637-4648, (2011).
5. Kuilla, T., Bhadra, S., Yao, D., Kim, N. H., Bose, S., and Lee, J. H., "Recent Advances in Graphene Based Polymer Composites", *Progress in Polymer Science*, Vol. 35, No. 11, Pp. 1350-1375, (2010).
 6. Schwierz, F., "Graphene Transistors", *Nature Nanotechnology*, Vol. 5, No. 7, Pp. 487-496, (2010).
 7. Rafiee, M. A., Rafiee, J., Wang, Z., Song, H., Yu, Z. Z., and Koratkar, N., "Enhanced Mechanical Properties of Nanocomposites at Low Graphene Content", *American Chemical Society Nano*, Vol. 3, No. 12, Pp. 3884-3890, (2009).
 8. Hu, K., Kulkarni, D. D., Choi, I., and Tsukruk, V. V., "Graphene-Polymer Nanocomposites for Structural and Functional Applications", *Progress in Polymer Science*, Vol. 39, Pp. 1934-1972, (2014).
 9. Guo, Z., Song, L., Boay, C. G., Li, Z., Li, Y., and Wang, Z., "A New Multiscale Numerical Characterization of Mechanical Properties of Graphene-Reinforced Polymer-Matrix Composites", *Composite Structures*, Vol. 199, Pp. 1-9, (2018).
 10. Aminivida, H., Shokrollahi, H., and Beigpour, R., "Thermal Stress Analysis of the Carbon Nanotube Reinforced Composite Cylindrical Shells", *Amirkabir Journal of Mechanical Engineering*, Vol. 53, No. 10, Pp.14-14, (2021).
 11. King, J. A., Klimek, D. R., Miskioğlu, I., and Odegard, G. M., "Mechanical Properties of Graphene Nanoplatelet/Epoxy Composites", *Journal of Applied Polymer Science*, Vol. 128, Pp. 4217-4223, (2013).
 12. Liang, J., Wang, Y., Huang, Y., Ma, Y., Liu, Z., and Cai, J., "Electromagnetic Interference Shielding of Graphene/Epoxy Composites", *Carbon*, Vol. 47, Pp. 922-925, (2008).
 13. Feng, C., Kitporinchai, S., and Yang, J., "Nonlinear Bending of Polymer Nanocomposite Beams Reinforced with Non-Uniformly Distributed Graphene Platelets (GPLs)", *Composites Part B: Engineering*, Vol. 110, Pp. 132-140, (2017).
 14. Barati, M. R., and Zenkour, A. M., "Analysis of Postbuckling of Graded Porous GPL-Reinforced Beams with Geometrical Imperfection", *Mechanics of Advanced Materials and Structures*, Vol. 26, No. 6, Pp. 503-511, (2019).
 15. Bidgoli, E. R., and Arefi, M., "Free Vibration Analysis of Micro Plate Reinforced with Functionally Graded Graphene Nanoplatelets Based on Modified Strain-Gradient Formulation", *Journal of Sandwich Structures & Materials*, DOI: 10.1177/1099636219839302, (2019).
 16. Yang, S.Y., Lin, W. N., Huang, Y. L., Tien, H. W., Wang, J. Y., Ma, C. C. M., et al., "Synergetic Effects of Graphene Platelets and Carbon Nanotubes on the Mechanical and Thermal Properties of Epoxy Composites", *Carbon*, Vol. 9, Pp. 793-803, (2011).
 17. Dong, Y. H., He, L. W., Wang, L., et al., "Buckling of Spinning Functionally Graded Graphene Reinforced Porous Nanocomposite Cylindrical Shells: An Analytical Study", *Aerospace Science*

- Technology*, Vol. (82-83), Pp. 466-478, (2018).
18. Barati, M. R., and Shahverdi, H., "Finite Element Forced Vibration Analysis of Refined Shear Deformable Nanocomposite Graphene Platelet-Reinforced Beams", *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering*, Vol. 42, Pp. 33, (2020).
 19. Arefi, M., Bidgoli, E. M. R., Dimitri, R., Baccocchi, M., and Tornabene, F., "Nonlocal Bending Analysis of Curved Nanobeams Reinforced by Graphene Nanoplatelets", *Composites Part B: Engineering*, Vol. 166, Pp. 1-12, (2019).
 20. Ziaee, S., "Free Vibration of Heterostructures of Graphene and Boron Nitride in Thermal Environment Via Aifantis Theory with Velocity Gradients and Ritz Method", *Amirkabir Journal of Mechanical Engineering*, Vol. 50, No. 5, Pp. 1061-1078, (2018).
 21. Varzandian, Gh., Ziaee, S., and Farid, M., "Nonlinear Vibration and Stability Analysis of Thermally Postbuckled Double-Layered Graphene Sheet", *Amirkabir Journal of Mechanical Engineering*, Vol. 52, No. 8, Pp. 2177-2194 (2020).
 22. Bahrami, M. A., Heshmati, M., and Feli, S., "A Study on the Synergistic Influence of Reduced Graphene Oxide and MWCNTs on the Mechanical Properties of Epoxy Nanocomposite", *Amirkabir Journal of Mechanical Engineering*, Vol. 53, No. 6 (Special Issue), Pp. 13-13, (2021).
 23. Wang, Y., Feng, C., Santiuste, C., et al., "Buckling and Postbuckling of Dielectric Composite Beam Reinforced with Graphene Platelets (GPLs)", *Aerospace Science Technology*, Vol. 91, Pp. 208-218, (2019).
 24. Choi, J., Shin, H., Yang, S. and Cho, M., "The Influence of Nanoparticle Size on the Mechanical Properties of Polymer Nanocomposites and the Associated Interphase Region: A Multiscale Approach", *Composite Structures*, Vol. 119, Pp. 365-376, (2015).
 25. Aluko, O., Gowtham, S., and Odegard, G. M., "The Development of Multiscale Models for Predicting the Mechanical Response of GNP Reinforced Composite Plate", *Composite Structures*, Vol. 206, Pp. 526-534, (2018).
 26. Shokrieh, M. M., Ghoreishi, S. M., and Esmkhani, M., "Toughening Mechanisms of Nanoparticle-Reinforced Polymers. In: Toughening Mechanisms in Composite Materials", *Woodhead Publishing*, Pp. 295-320, (2015).
 27. Shokrieh, M. M., Esmkhani, M., Shahverdi, H. R., and Vahedi, F., "Effect of Graphene Nanosheets (GNS) and Graphite Nanoplatelets (GNP) on the Mechanical Properties of Epoxy Nanocomposites", *Science of Advanced Materials*, Vol. 5, Pp. 260-266, (2013).
 28. Civalek, Ö., and Ülker, M., "Harmonic Differential Quadrature (HDQ) for Axisymmetric Bending Analysis of Thin Isotropic Circular Plates", *Structural Engineering and Mechanics*, Vol. 17, No. 1, Pp. 1-14, (2004).

29. Reddy, J., El-Borgi, S., and Romanoff, J., "Non-Linear Analysis of Functionally Graded Microbeams Using Eringen 's Non-Local Differential Model", *International Journal of Non-Linear Mechanics*, Vol. 67, Pp. 308-318, (2014).
30. Liu, F., Ming, P., and Li, J., "Ab Initio Calculation of Ideal Strength and Phonon Instability of Graphene under Tension", *Physical Review B*, Vol. 76, No. 6, 064120, (2007).
31. Shokrieh, M. M., Esmkhani, M., and Haghighatkhah, A. R., "Mechanical Properties of Graphene/Epoxy Nanocomposites under Static and Flexural Fatigue Loadings", *Mechanics of Advanced Composite Structures*, Vol. 1, Pp. 1-7, (2014).
32. Zegeye, E., Ghamsari, A.K. and Woldeesenbet, E., "Mechanical Properties of Graphene Platelets Reinforced Syntactic Foams", *Composites Part B: Engineering*, Vol. 60, Pp. 268-273, (2014).
33. Nagar, S., Sharma, K., Kukreja, N., and Shukla, M. K., "Micromechanical and Experimental Analysis of Mechanical Properties of Graphene/CNT Epoxy Composites", *Materials Today: Proceedings*, Vol. 26, Pp. 1855-1863, (2020).
34. Mishra, B. P., Mishra, D., Panda, P., and Maharana, A., "An Experimental Investigation of the Effects of Reinforcement of Graphene Fillers on Mechanical Properties of Bi-Directional Glass/Epoxy Composite", *Materials Today: Proceedings*, Vol. 33, Pp. 5429-5441, (2020).
35. Wang, J., Wang, X., Xu, C., Zhang, M., and Shang, X., "Preparation of Graphene/Poly (Vinyl Alcohol) Nanocomposites with Enhanced Mechanical Properties and Water Resistance", *Polymer International*, Vol. 60, Pp. 816-822, (2011).

Nonlinear Bending Analysis of Nanocomposite Beams Reinforced by Graphene Platelets using Harmonic Differential Quadrature Method

Hassan Shokrollahi¹Reza Beigpour²

1. Introduction

Reinforcements in beams play an important role in providing strength and stiffness. The novel materials considered for this aim are graphenes that have extraordinary mechanical, thermal, electrical, and optical properties. Besides, graphenes are encouraging applicants for the design and progress of different applications of nanoelectromechanical systems (NEMS) such as nanocomposites, mass and gas sensors, transistors, and semiconducting devices.

Numerous kinds of graphene's products such as graphene platelet (GPL) and graphene oxide are used broadly in structural components. As shown by the experimental and theoretical works, since graphene has a wide surface to bond with the polymer chains, an excellent interactive action with the polymer matrix forms by using GPLs as reinforcement nanofillers in polymer matrix. In most applications, polymers are used as elastomeric and flexible matrices for composites, due to their favored physical properties. As concluded frequently in previous researches, the small content of graphene can mainly improve the bending behavior of graphene epoxy composite beam. Since the fabrication of a structure by a functionally graded (FG) material, in which the GPL quantity varies continuously through the thickness, is very difficult, a multilayer arrangement for the structure is used. In this case, each layer has a constant GPL weight fraction while proper distribution is used through the thickness.

According to the nonlinear nature of the physical phenomena of the world, modeling each behavior leads to the nonlinear equations. There are the majority of problems in which analytical methods do not exist to solve them. Therefore, proper numerical methods are needed to solve the obtained nonlinear equations. To the best knowledge of the authors, reported works in the literature on nonlinear bending of GPLRC beams were only about the limited cases of boundary conditions, in which exact closed-form solutions are presented using Fourier series. In a few studies, Ritz method has used and the governing equations and solution method have not been presented in an extended way. The aim of this work is to study the nonlinear bending analysis of a composite beam

reinforced by graphene platelets (GPL) having non-uniform distribution through the thickness. Governing differential equations are derived based on the first order shear deformation theory by using the minimum potential energy principle. The nonlinear differential equations are solved using the harmonic differential quadrature method (HDQM). The modified Halpin-Tsai micromechanics model is implemented to determine the effective Young's modulus of GPLRC beam. Moreover, the rule of mixture is used to define the effective Poisson's ratio. To ensure the applicability of the method, comparison studies are performed for conventional FG nanocomposite beams and beams reinforced by graphene platelets. Then, the effects of the boundary conditions, the number of layers, the weight fraction and the distribution pattern of GPL on the nonlinear bending characteristics of the GPLRC beams are investigated.

2. Formulation and governing equations

Figure 1 shows a beam that consists of n -layer GPL-polymer nanocomposites with total thickness h and length L . Each layer contains the polymer matrix reinforced by GPLs and has a constant thickness $h_1 = h/n$ and a distinct GPL weight fraction ($Wg\%$). Through the thickness of the beam, the distribution of the layers may be uniform (UD) or functionally graded (FG). The GPL patterns considered in this study are shown in Figure 1. In the X-GPLRC type, the upper and the lower face of the beam has the highest $Wg\%$ while the $Wg\%$ decreases linearly toward the mid plane. Moreover, the GPL weight fraction in the O-GPLRC beam increases linearly from the outer faces toward the mid plane. It means that the maximum value of $Wg\%$ is observed at the mid plane and the minimum ones are seen in the upper and lower faces.

Nonlinear governing differential equations are derived based on the first order shear deformation theory by using the minimum potential energy principle. The modified Halpin-Tsai micromechanics model is implemented to determine the effective Young's modulus of GPLRC beam. Moreover, the rule of mixture is used to define the effective Poisson's ratio. By using the HDQM for discretizing the system of equations, the following assembled nonlinear equations are obtained:

¹ Corresponding Author: Assistant Professor of Mechanical Engineering, Faculty of Engineering, Kharazmi University, Tehran, Iran. Email: hshokrollahi@khu.ac.ir

² MSc. of Mechanical Engineering, Department of Engineering, Kharazmi University, Tehran, Iran.

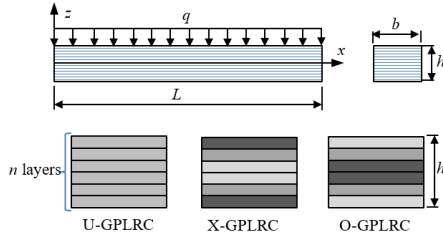


Figure 1. Schematic configuration of GPLRC beam with three different GPL distribution patterns

$$[K_L] \begin{Bmatrix} \{u\}_N \\ \{\phi\}_N \\ \{w\}_N \end{Bmatrix} + [K_{NL}] \begin{Bmatrix} \{\{u\}\{w\}\}_{N^2} \\ \{\{\phi\}\{w\}\}_{N^2} \\ \{\{w\}\{w\}\}_{N^2} \\ \{\{w\}\{w\}\{w\}\}_{N^3} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \{0\}_{2N+1} \\ \{q\}_{N-2} \\ \{0\}_1 \end{Bmatrix} \quad (1)$$

in which K_L and K_{NL} are linear and nonlinear stiffness matrices, which have $3N \times 3N$ and $3N \times (3N^2 + N^3)$ dimensions, respectively. To solve the nonlinear equations, an iterative scheme based on Newton-Raphson method is adapted. Using MATLAB program and according to the presented formulations, a computer program is written by which the displacements and stresses of the beam are obtained. It is worth noting that the linear response of the beam can be obtained by setting $[K_{NL}] = [0]$.

3. Results and discussion

In this section, the results for verification of the proposed method are presented. To investigate the convergence of the proposed solution method, several cases with the different number of grid points were examined. This convergence study discovered that choosing 31 grid points along x direction will yield a sure answer in all problems in question. Therefore, in all up-coming case studies, 31 grid points along x direction were used. The nonlinear bending results are depicted in Figure 2. In this figure, the present results for deflection of clamped FGM beams are compared with those of other researches. The Young's modulus of the FG material is supposed to be graded in thickness

$$\text{direction } E(z) = (E_1 - E_2) \left(\frac{z}{h} + \frac{1}{2} \right)^p + E_2$$

in which p is the functionally graded index of the material properties. The beam material and geometrical properties are $E_1 = 30 \times 10^6$ psi, $E_2 = 10 \times 10^6$ psi, $\nu = 0.4$, $b/h = 1$, $b = 1$ in, and $L/h = 100$. As can be seen in Figure 2, the present results (HDQM) match very well with the previous ones. As another case study for the examination of the proposed method, the work done by Feng et al is considered. In this case, the polymer matrix is assumed to be epoxy with $E_m = 2.85$ GPa and $\rho_m = 1200$ kg/m³. The beam is comprised of 10 layers having the thickness of $h = 0.1$ m and $L/h = 20$. The dimensions, Young's modulus and mass density of GPLs are $a_g = 2.5$ μ m, $b_g = 1.5$ μ m, $t_g = 1.5$ nm, $E_g = 1010$ GPa, and $\rho_g = 1060$ kg/m³, respectively. The

maximum deflections of the GPL-Epoxy beam with different boundary conditions and GPL weight fraction (Wg%) are presented in Table 1 for the dimensionless uniform load of $Q = 0.001$. As shown in Table 1, the present results match well with the previous ones reported in Feng et al.

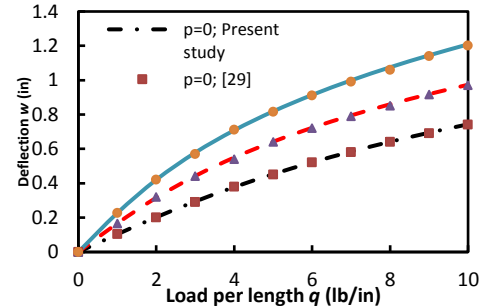


Figure 2. Load versus center transverse deflection for clamped-clamped, and functionally graded beams

Table 1. Maximum dimensionless deflection of GPL/Epoxy nanocomposite beams

	$W_g\%$	U-GPLRC		X-GPLRC	
		Present	Ref	Present	Ref
C-C	0.5	0.004441	0.004745	0.003430	0.003680
	1	0.002718	0.002902	0.001997	0.002144
	1.5	0.001958	0.002090	0.001408	0.001513
S-S	0.5	0.021821	0.022988	0.016742	0.017659
	1	0.013344	0.014058	0.009730	0.010269
	1.5	0.009610	0.010124	0.006856	0.007239
C-S	0.5	0.009116	0.009697	0.007012	0.007481
	1	0.005575	0.005712	0.004078	0.004197
	1.5	0.004015	0.004114	0.002874	0.002960

4. Conclusion

The nonlinear bending analysis of a composite beam reinforced by graphene platelets (GPL) having functionally graded (FG) distribution through the thickness was presented. Moreover, the rule of mixture was used to define the effective Poisson's ratio. At first, comparison studies were presented for conventional FG nanocomposite beams and beams reinforced by graphene platelets. Then the effects of boundary conditions, weight fraction and distribution pattern of GPL, and the total number of layers, on the nonlinear bending characteristics of the GPLRC beams were investigated. The results showed the capability of the proposed method to solve the nonlinear problems and obtaining the bending behavior of the beams. Moreover, by increasing the weight fraction of graphene platelets in the beam, the bending strength of the beam improves and the beam deflection decreases. Moreover, increasing the total number of layers for GPLRC tends to smoother variation of stress through the beam thickness. As can be concluded from the literature, there are few experimental data for the GPLRC beams. It is suggested to conduct a systematic set of experiments for futurer studies in this matter.

بررسی عددی و تجربی خیز چندلایه‌های کامپوزیتی ناشی از ضربه سقوط آزاد پرتابه‌های مختلف *

مقاله پژوهشی

محمدجواد رمضانی^(۱)میثم محمدی^(۲)

چکیده در پژوهش حاضر اثر شکل پرتابه‌های مختلف بر پاسخ و خیز چندلایه‌های تقویت‌شده با الیاف شیشه و کربن به روش تجربی و عددی مورد بررسی قرار گرفته است. هشت نمونه از ورق‌های شش لایه کامپوزیتی به ابعاد ۲۵×۲۵ سانتی‌متر با الیاف شیشه و کربن و رزین اپوکسی ۳۰۰۱ تحت تست ضربه سرعت‌پایین قرار گرفته‌اند. همچنین از پرتابه‌های کروی و نیمه‌کروی فولادی با جرم ۶۱۰ گرم و قطر ۵۵ میلی‌متر استفاده شده است. ارتفاع سقوط آزاد پرتابه‌ها ۱ و ۱/۵ متر در نظر گرفته شده است که منجر به ایجاد انرژی ضربه معادل ۶۷ و ۱۰ ژول شده است. برای حل عددی از بسته اجزای محدود ANSYS و LS-DYNA استفاده شده است. نتایج نشان می‌دهد که بیشینه خیز در مرکز ورق برای هر دو نمونه کامپوزیتی تقویت‌شده با الیاف شیشه و کربن با پرتابه کروی رخ می‌دهد. همچنین مشاهده شد که خیز ورق‌های کامپوزیت تقویت‌شده با الیاف شیشه و کربن در اثر برخورد پرتابه نیمه‌کروی از ارتفاع ۱ متر به ترتیب ۳/۳٪ و ۱۸/۷٪ در مقایسه با برخورد پرتابه کروی کاهش یافته است.

واژه‌های کلیدی ضربه سرعت‌پایین، خیز ورق، کامپوزیت تقویت شده با الیاف شیشه، کامپوزیت تقویت‌شده با الیاف کربن، حل عددی.

مقدمه

در بسیاری از کشورهای صنعتی و نیز کشورهای در حال توسعه، نقش کامپوزیت‌ها در گسترش صنایع آن کشور بسیار مهم و انکارناپذیر است. برخی از مزایای کامپوزیت‌ها شامل نسبت بالای استحکام به وزن، وزن کم، خواص استحکامی بالا و مقاومت خوب در برابر سایش است. همچنین برخی از معایب کامپوزیت‌ها نسبت به فلزات مقاومت کم در برابر گرما، قیمت بالا و ضعف در برابر بارهای ضربه‌ای می‌باشد که این ضعف منجر به تغییر شکل زیاد و آسیب‌های بین لایه‌های کامپوزیت می‌شود. آزمایش سقوط آزاد وزنه روشی برای بررسی آسیب سازه‌ها و قطعات مکانیکی می‌باشد است هرچند در برخوردهای کم‌انرژی، اثرات ضربه معمولاً

قابل مشاهده نیست. در این روش خسارت‌های ناشی از ضربه سرعت‌پایین ناچیز است به‌طوری‌که منجر به لایه‌لایه‌شدگی و آسیب‌هایی از قبیل شکست لایه‌ها و الیاف می‌شود. مدل‌سازی رفتار و پیش‌بینی آسیب در چندکامپوزیت‌های چندلایه در اثر ضربه سرعت‌پایین برای تحلیل و طراحی سازه‌های کامپوزیتی ضروری است. بررسی ورق‌های کامپوزیتی تقویت‌شده تحت بارگذاری‌های متفاوت، توسط پژوهشگران مختلف مورد بررسی و مطالعه قرار گرفته است. احمد و همکاران [1] به تجزیه و تحلیل المان محدود برای ارزیابی پاسخ ضربه سرعت‌پایین ورق‌های کامپوزیتی کربن/ اپوکسی هشت‌لایه پرداختند. مدل‌سازی ورق‌ها توسط نرم‌افزار LS-DYNA و از روش الاستیک خطی مواد براساس

* تاریخ دریافت مقاله ۱۴۰۰/۱۰/۳ و تاریخ پذیرش آن ۱۴۰۰/۱۰/۲۷ می‌باشد.

(۱) کارشناس ارشد، گروه مهندسی مکانیک، دانشگاه ولی عصر (عج) رفسنجان.

(۲) نویسنده مسئول، استادیار گروه مهندسی مکانیک، دانشکده فنی و مهندسی، دانشگاه ولی عصر (عج) رفسنجان.

جذب‌شده، نیروی تماس، میزان خیز مرکز ورق و زمان تماس نمونه تا نفوذ پرتابه به نمونه افزایش می‌یابد.

شتی و همکاران [6] اثر ضربه سرعت‌پایین بر روی کامپوزیت‌های GFRP و هیبریدی را مطالعه کردند. ابعاد نمونه‌های مورد نظر $10 \times 10 \text{ cm}$ و هم‌چنین به‌منظور اجتناب از اثر کمانش عرضی، یک طرح [0/90] برای ساخت ورق‌ها اتخاذ کردند. شرایط آزمایشگاهی برای انجام تست ضربه را در سه ارتفاع 0.5 ، 0.7 ، و 0.9 متر را با شرایط مرزی گیردار تنظیم کردند و هم‌چنین نتایج آزمون‌ها نشان داد که ناحیه آسیب‌دیده در ورق‌های هیبریدی در مقایسه با ورق‌های GFRP بسیار بزرگ‌تر و حداکثر انرژی جذب‌شده توسط لایه‌های هیبریدی نیز در مقایسه با ورق‌های GFRP بیشتر است. عامری و همکاران [7] اثر جرم پرتابه بر رفتار چندلایه‌های GFRP با استفاده از ضربه سرعت‌پایین را مورد مطالعه قرار دادند. سطح آسیب ناشی از ضربه با افزایش انرژی اولیه تا جایی که پرتابه، نمونه را سوراخ کند، افزایش یافته و باعث خرابی‌های متعددی، از جمله ترک‌خوردگی ماتریس، لایه‌لایه‌شدگی و شکستگی الیاف شده‌است.

صیفوری و همکاران [8] به بررسی آسیب ناشی از ضربه سرعت‌پایین در ورق‌های کامپوزیتی منحنی‌دار CFRP و GFRP پرداختند. آن‌ها در بخش اول، بیشترین مقدار خیز نقطه میانی کامپوزیت منحنی‌دار با سه پرتابه کروی، استوانه‌ای و مخروطی با وزن 680 گرم استفاده کردند و بخش دوم شدت آسیب ناشی از ضربه را با استفاده از آسیب ترموگرافی تحت تأثیر سرعت کم پرتابه بررسی کردند. نتایج حاصل نشان داد که پرتابه استوانه‌ای آسیب اساسی به ورق کامپوزیت منحنی وارد نکردند، درحالی‌که در پرتابه مخروطی و کروی آسیب زیادی وارد نمونه‌ها شده‌است. علاوه‌بر این، مساحت ناحیه آسیب‌دیده ناشی از پرتابه مخروطی به‌مراتب بیشتر از سایر پرتابه‌ها بوده‌است.

اژدری و همکاران [9] به بررسی تجربی و عددی ضربه سرعت‌پایین بر روی نمونه‌های گلابر پرداختند. در قسمت تجربی، ضربه سرعت‌پایین در چهار سطح انرژی

معیارهای شکست انجام شد. هم‌چنین در روش تجربی از شرایط مرزی بسته و انرژی ضربه $23/62$ ژول استفاده کردند.

داور و همکاران [2] به بررسی تجربی و عددی ضربه سرعت‌پایین بر روی پانل ساندویچی با هسته مشبک پرداخته‌اند. آن‌ها با بررسی سطح آسیب‌دیده قطعه نتیجه گرفتند که صلبیت بیشتر محل برخورد پرتابه منجر به کاهش سطح آسیب قابل مشاهده در سازه می‌شود. صیفوری و همکاران [3] به بررسی تحلیلی و عددی صفحات کامپوزیتی تحت بارگذاری ضربه‌ای سرعت‌پایین با پرتابه‌های متفاوت در حالت لایه‌لایه‌شدگی و بدون لایه‌لایه‌شدگی پرداختند. برای مدل‌سازی در روش تحلیلی و عددی به‌ترتیب از مدل جرم و فنر و هم‌چنین از نرم‌افزار انسیس استفاده کرده‌اند. پرتابه‌های به‌صورت تخت و مخروطی و کروی به جرم 3 گرم مدل‌سازی شد. نتایج حاکی از آن است که بیشینه خیز در مرکز ورق با ضخامت یکسان برای پرتابه تخت در مقایسه با دیگر پرتابه‌ها کمتر است و هر اندازه که ضخامت نمونه کمتر باشد میزان خیز در اثر برخورد افزایش می‌یابد.

قیومی و همکاران [4] بررسی آسیب بر پایه روش نشر آوایی در چندلایه‌های کامپوزیتی تک‌جهته تحت آزمایش ضربه سرعت‌پایین را مطالعه کردند. یکی از معضلات آزمایش ضربه سرعت‌پایین، آسیب‌های ناشی از این ضربات می‌باشد که ممکن است با بازرسی چشمی قابل تشخیص نباشد و هم‌چنین منجر به افت شدید در استحکام سازه شود، به همین دلیل از روشی نو بر مبنای آزمون غیرمخرب نشر آوایی برای ارزیابی نمونه‌ها ناشی از ضربه استفاده کردند.

یالکین و همکاران [5] رفتار ورق‌های GFRP تحت ضربه سرعت‌پایین با دو انرژی ضربه 10 و 60 ژول با الیاف E-Glass با زاویه چیدمان $[\pm 45/(0/90)_2]$ را به‌صورت تجربی و عددی مطالعه کردند و مشاهده کردند که مقادیر نیروی تماس، میزان خیز و زمان تماس به سرعت ضربه بستگی دارد، در نتیجه انرژی

نمونه ورق‌های کامپوزیتی شش‌لایه، ابتدا ورق‌های متعامد شیشه و کربن به طول و عرض ۲۵ سانتی‌متر برش زده می‌شود. لازم به ذکر است که الیاف شیشه و کربن مورد استفاده در شکل (۱) دارای مش‌بندی متوسط و ضخامت هر لایه به ترتیب به اندازه ۰/۱۲ و ۰/۲ میلی‌متر است.



شکل ۱ الیاف شیشه و کربن

رزین نسبت سه به یک به هاردنر (Hardner) اضافه شده و به مدت ۵ دقیقه توسط هم‌زن با دور ثابت به صورت یک‌نواخت مخلوط می‌شود. از جمله ویژگی‌های رزین و هاردنر مورد استفاده قدرت بالای چسبندگی خواص و مکانیکی بسیار بالایی مانند استحکام کششی، مقاومت برشی، مقاومت شیمیایی عالی، مقاوم در برابر اسید و شوک، استفاده آسان و بوی کم و خواص رطوبتی خوب می‌باشد و چگالی رزین در دمای ۲۵ درجه سانتی‌گراد $1/15 \text{ kg/m}^3$ می‌باشد.

بعد از آماده‌سازی رزین اپوکسی لایه‌های برش‌خورده را روی میز کار قرار می‌گیرد و طبق شکل (۲) سطح لایه‌های شیشه و کربن آغشته به رزین می‌شود و لایه به لایه با دقت روی همدیگر قرار می‌گیرند. در نهایت شش لایه الیاف شیشه/اپوکسی و کربن/اپوکسی درون قالب فلزی قرار می‌گیرد. لازم به ذکر است که برای جلوگیری از چسبیدن قالب فلزی به لایه‌های کامپوزیتی، سطح داخلی قالب فلزی آغشته به گریس می‌شود. نمونه‌های آماده‌شده به مدت ۴۸ ساعت تحت دستگاه پرس کامپوزیت برای خارج شدن رزین‌های اضافی و از بین رفتن حفره‌های موجود بین لایه‌ها قرار می‌گیرند. در شکل (۳) نمونه تقویت‌شده با الیاف شیشه

۸، ۱۱/۵، ۱۵ و ۱۸/۵ ژول بر روی ورق‌های GLARE انجام شده‌است. با توجه به نتایج آزمایش مشاهده شد که با افزایش انرژی ضربه، بیشینه خیز در مرکز ورق افزایش می‌یابد. مگری و همکارش [10] به بررسی رفتار ضربه سرعت‌پایین بر روی کامپوزیت‌های الیاف-فلز پرداختند. نمونه‌های مورد استفاده آن‌ها برای شبیه‌سازی فیبر/فلزی با الیاف شیشه و فیبر/فلز با فیبر ترکیبی (کربن+شیشه) بود. مدل جانسون کوک برای مدل‌سازی پلاستیسیته و آسیب لایه آلومینیوم و معیارهای آسیب Hashin برای لایه‌های FRP استفاده شد. حسینی و همکاران [11] به شبیه‌سازی عددی ضربه سرعت‌پایین ورق کامپوزیتی مستطیلی تقویت‌شده با نوارهای آلیاژ حافظه‌دار پرداختند. نتایج حاصل از این مطالعه نشان داد که خاصیت سوپر الاستیسیته آلیاژ حافظه‌دار باعث می‌شود که این آلیاژ در حین ضربه انرژی زیادی را جذب کند که این امر باعث بهبود مقاومت به ضربه ورق کامپوزیتی و کاهش آسیب ناشی از ضربه می‌گردد. برای شناخت کامل رفتار ورق‌های کامپوزیتی در برابر بارهای دینامیکی از جمله بارهای ضربه‌ای لازم است که پاسخ آن‌ها در برابر ضربه‌زننده‌های متفاوت بررسی شود. در پژوهش حاضر، هدف اصلی مقایسه نتایج تجربی و عددی و همچنین بررسی اثر نوک دماغه پرتابه کروی و نیمه‌کروی بر روی ورق‌های کامپوزیتی کربن و شیشه با ابعاد و تعداد لایه‌های یکسان توسط ضربه سرعت‌پایین است و همچنین بیشینه خیز مرکز نمونه‌ها مورد بررسی قرار می‌گیرد.

آزمایش تجربی

ساخت کامپوزیت

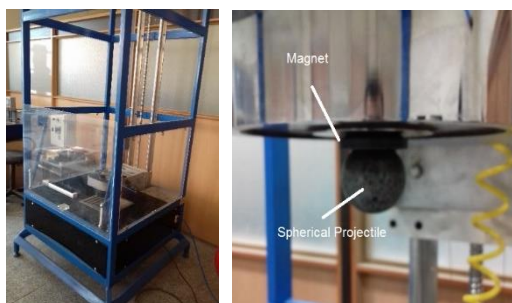
در این تحقیق از الیاف کربن QUANTOM Wrap 300 و الیاف شیشه QUANTOM Wrap 200 G و همچنین رزین‌های اپوکسی QUANTOM EPR 3001 تولید شرکت رادیاب استفاده شده‌است. ساخت کامپوزیت تقویت‌شده با الیاف کربن و شیشه از روش دستی (hand lay-up) بوده‌است. برای ساخت هشت

و کربن نشان داده شده است.



شکل ۲ لایه‌های آغشته به رزین

گیردار برای ورق‌های مختلف می‌باشد. برای آزمایش سقوط وزنه، این دستگاه در دو ارتفاع ۱ و ۱/۵ متر با انرژی ضربه‌زننده ۶/۷ ژول و ۱۰ ژول تنظیم شد. قبل شروع آزمایش سقوط پرتابه ابتدا سنسور جابه‌جایی سنج کالیبره شده و پرتابه‌های کروی و نیمه‌کروی توسط یک آهن‌ربای برقی با فعال کردن گزینه مگنت نگه داشته می‌شود و پس از رهاسازی پرتابه و اصابت به مرکز هدف، میزان بیشینه جابه‌جایی مرکز ورق به‌طور خودکار ذخیره می‌شود.



شکل ۴ دستگاه تست سقوط وزنه



(الف) الیاف کربن



شکل ۵ سنسور جابه‌جایی و فیکسچر



(ب) الیاف شیشه

شکل ۳ نمونه ورق کامپوزیتی

برای بررسی پاسخ دینامیکی ورق کامپوزیتی از خیزسنج استفاده می‌شود، خیزسنج با تابیدن نور لیزر به سطح کامپوزیت، میزان خیز سطح مورد نظر را به‌صورت دیجیتال بر روی صفحه خود نشان می‌دهد. همان‌طور که در شکل (۶) نشان داده شده است، در آزمون سقوط آزاد وزنه از دو پرتابه کروی و نیمه‌کروی فولادی با جرم ۶۸۰ گرم و شعاع ۵۵ mm از دو ارتفاع ۱ و ۱/۵ متر با انرژی ضربه ۶/۷ ژول و ۱۰ ژول استفاده

آزمون ضربه سرعت پایین

آزمون ضربه توسط دستگاه تست سقوط وزنه که در شکل (۴) نشان داده شده است در آزمایشگاه کامپوزیت دانشگاه ولی‌عصر رفسنجان انجام گردید. این دستگاه دارای سنسور حساس و بسیار دقیق جابه‌جایی می‌باشد. سنسور جابه‌جایی در شکل (۵) این امکان را دارد که ۸۰۰ داده در هنگام برخورد از نقطه میانی ورق را ذخیره کند. این دستگاه دارای فیکسچر در شرایط مرزی کاملاً

شده است.

لایه ای کامپوزیت شیشه برابر است با $\sigma_n = 9\text{MPa}$ و $\tau_0 = 20\text{MPa}$ و برای کامپوزیت کربن $\sigma_n = 30\text{MPa}$ و $\tau_0 = 100\text{MPa}$ می باشد و همچنین سرعت برخورد دو پرتابه به مرکز ورق $4/42$ و $5/42$ متر بر ثانیه در نظر گرفته شده است.

در شبیه سازی از مدل یک دوم برای به دست آوردن نتایج استفاده شده است، با این دلیل که سبب کاهش زمان حل در مدل می شود. در شکل (۷) مدل سازی پرتابه کروی و نیمه کروی نشان داده شده است.



شکل ۶ پرتابه های کروی و نیمه کروی

شبیه سازی عددی

مدل پرتابه و هدف، شامل دو ضربه زننده کروی و نیمه کروی بر روی ورق هایی به ابعاد 250×250 میلی متر و ضخامت ها $1/9$ و $3/8$ میلی متر به ترتیب برای شیشه/اپوکسی و کربن/اپوکسی با چیدمان $[0/90/0]_s$ می باشد. برای شبیه سازی تحلیل رفتار صفحات کامپوزیتی با پرتابه های مختلف در برابر ضربه سرعت پایین با شرایط مرزی گیره دار از نرم افزار ANSYS استفاده شده است. خواص صفحات ارتوتروپیک در شبیه سازی مدل پرتابه و هدف، در جدول (۱) و همچنین خواص ایزوتروپیک پرتابه فولادی در جدول (۲) آمده است. برای شبیه سازی تحلیل رفتار صفحات کامپوزیتی با پرتابه های مختلف در برابر ضربه از مش های منظم و یک دست با سایز 200 المان (Quad, Mapped) استفاده شده است.

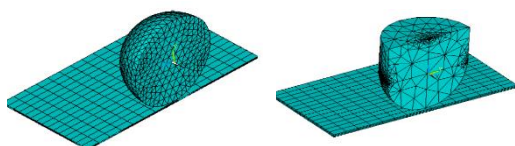
لازم به ذکر است برای حالتی که آسیب ایجاد می شود هدف به صورت چندلایه با خواص یکسان و برای مدل بدون آسیب نمونه ها به صورت یک لایه مدل سازی شده است. برای جلوگیری از جدا شدن لایه ها در هنگام ضربه از تماس سطح به سطح استفاده شده است، به عبارت دیگر اگر تنش برشی یا نرمال بین لایه ها از استحکام های نرمال یا برشی بیشتر شود اتصال بین لایه های تخریب می گردد. هنگام تعریف تماس سطح به سطح، مقادیر استحکام کششی و برشی بین لایه های اتصال باید در نظر گرفته شود، که این مقادیر براساس خواص مکانیکی بین

جدول ۱ خواص ماده ورق کامپوزیتی و پرتابه فولادی

خواص	کامپوزیت با الیاف کربن	کامپوزیت با الیاف شیشه
$E_x = E_y (\text{GPa})$	۵۶	۳۶
$E_z (\text{GPa})$	۷/۶	۱۰
$\nu_{xy} = \nu_{zx} = \nu_{yz}$	۰/۲۵	۰/۲۵
$G_x = G_y = G_z (\text{GPa})$	۲/۶	۴/۵
$\rho (\text{kg/m}^3)$	۱۸۰۰	۱۶۰۰

جدول ۲ خواص پرتابه فولادی

$E_x (\text{GPa})$	۲۰۰
γ	۰/۳
Mass (g)	۶۸۰
$\rho (\text{kg/m}^3)$	۷۸۶۰



شکل ۷ مدل سازی پرتابه های کروی و نیمه کروی

نتایج

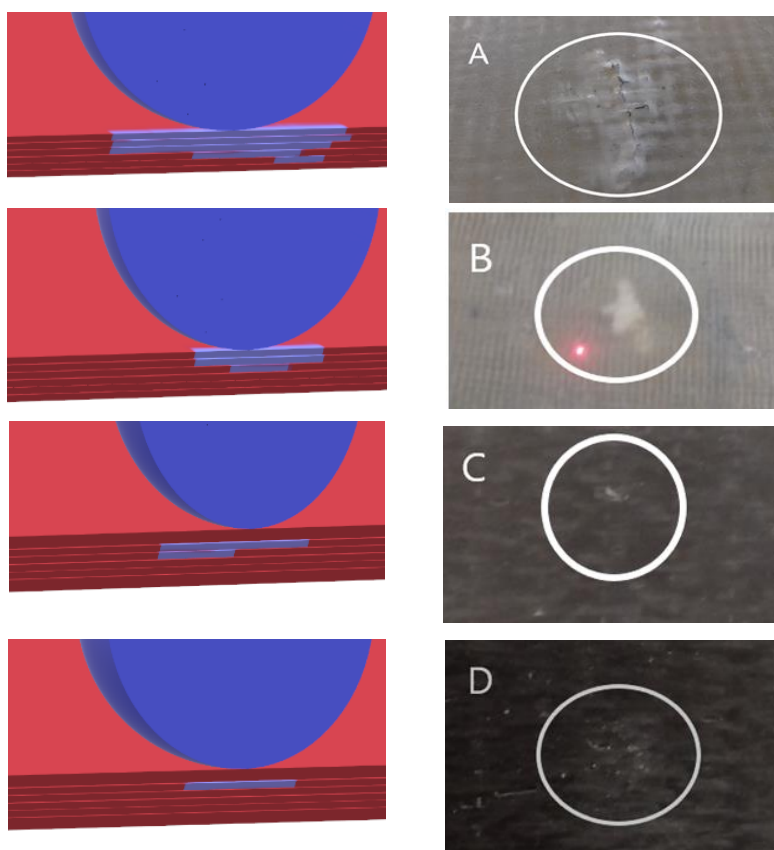
در این بخش نتایج تجربی و عددی ورق های کامپوزیتی

لایه‌لایه‌شدگی در نمونه‌های تقویت‌شده با الیاف شیشه شده‌است به‌طوری‌که در شبیه‌سازی ناحیه آسیب، لایه‌های زیادی را تحت تأثیر آسیب دیدگی قرار داده‌است و همچنین میزان مقاومت در برابر ضربه بیشتر در ورق کربن/اپوکسی باعث شد که از میزان لایه‌لایه‌شدگی و آسیب جدی به نمونه کاسته شود. شکل (۸) میزان آسیب و لایه‌لایه‌شدگی در حالت تجربی و شبیه‌سازی را نشان می‌دهد.

پرتابه کروی به دلیل هندسه و سطح تماس بیشتر منجر به افزایش آسیب در نمونه شده‌است؛ به‌طوری‌که در ارتفاع ۱/۵ متری پرتابه کروی باعث شکست الیاف‌ها و جدایش بین لایه‌ها شده‌است.

کربن/اپوکسی و شیشه/اپوکسی به ابعاد 25×25 سانتی-متر و ۶ لایه با چیدمان $[0/90/0]$ که به‌ترتیب دارای ضخامت ۳/۸ و ۱/۹ میلی‌متر است، مورد نقد و بررسی قرار می‌گیرند. ابتدا به بررسی چشمی آسیب وارد شده به سطح نمونه‌ها پس از اعمال ضربه پرداخته شده و سپس نتایج حاصل از روش تجربی، با نتایج حل عددی مقایسه شده‌است.

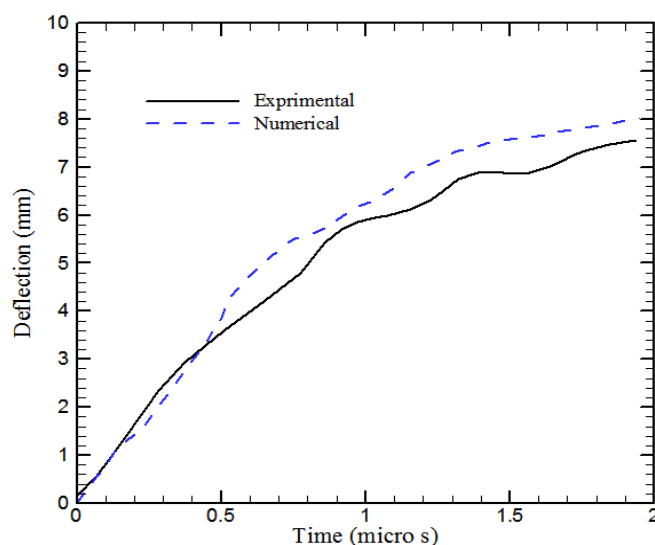
بررسی اولیه از سطح شکست نمونه‌ها نشان می‌دهد که پرتابه کروی نسبت به پرتابه نیمه‌کروی آسیب بیشتری به نمونه‌ها وارد کرده‌است، به‌طوری‌که که منجر به آسیب جدی و شکست در لایه‌های بالایی و همچنین



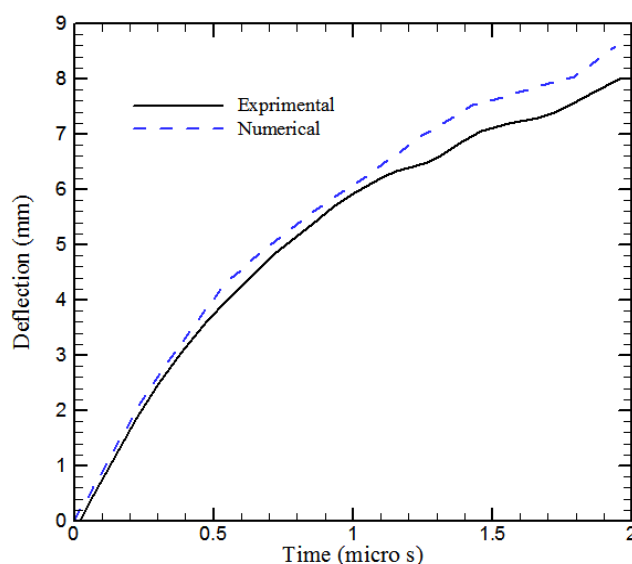
شکل ۸ بررسی میزان آسیب نمونه‌های تقویت‌شده با الیاف شیشه و کربن در ارتفاع ۱/۵ متری با استفاده از پرتابه کروی (A,C) و پرتابه نیمه‌کروی (B,D)

در شکل (۹) و (۱۱) بیشترین جابه‌جایی در مرکز ورق تقویت‌شده با الیاف شیشه به ترتیب با مقدار ۷/۵۸ و ۴/۹۸ میلی‌متر توسط پرتابه کروی و نیمه‌کروی با انرژی ضربه زننده ۶/۷ ژول به دست آمده است. همان‌طور مشاهده می‌شود مقدار جابه‌جایی ۳۳/۴٪ کاهش یافته است.

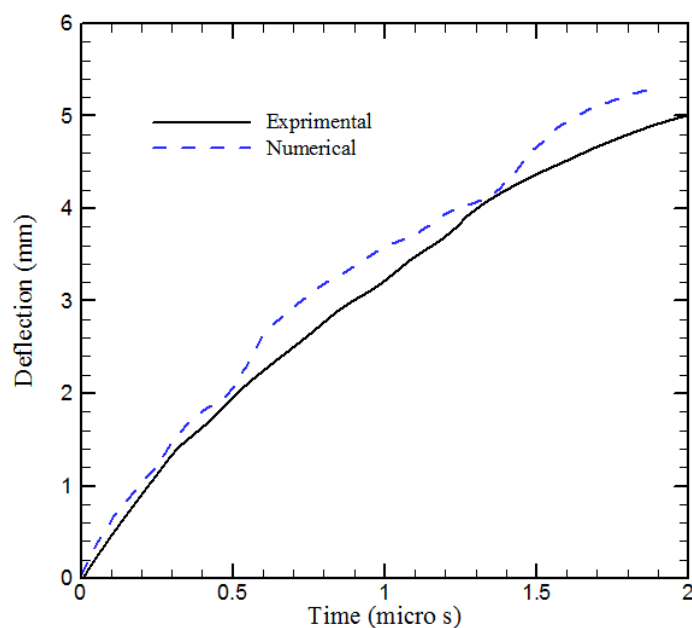
در نمونه‌های تقویت‌شده با الیاف کربن به دلیل ضخامت بیشتر و همچنین مقاومت و استحکام مطلوب‌تر نسبت به بارهای ضربه‌ای و دینامیکی میزان آسیب بسیار کمتر از نمونه‌های تقویت‌شده با الیاف شیشه بوده است؛ به‌طوری‌که سطح نمونه پس از ضربه دچار آسیب و سایش موضعی بین لایه‌های بالایی شده است.



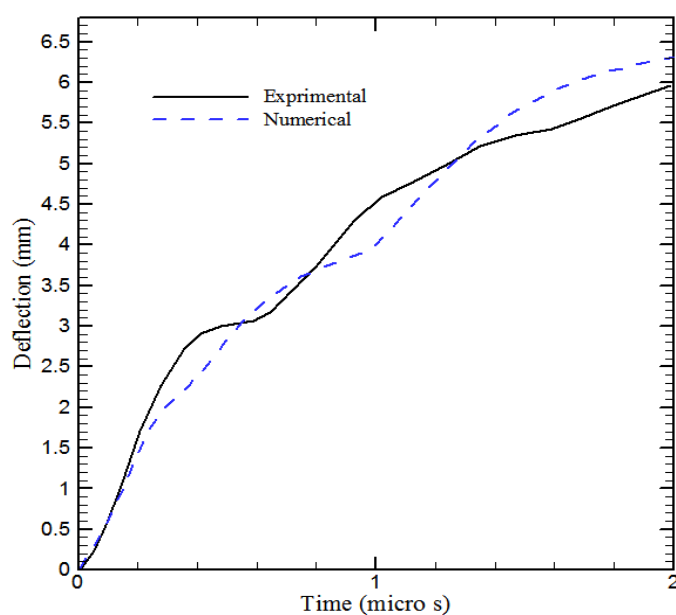
شکل ۹ نمودار بیشترین جابه‌جایی مرکز ورق شیشه/اپوکسی با پرتابه کروی در ارتفاع ۱ متر (خط، روش تجربی و خط چین روش عددی)



شکل ۱۰ نمودار بیشترین جابه‌جایی در مرکز ورق شیشه/اپوکسی با پرتابه کروی در ارتفاع ۱/۵ متر (خط، روش تجربی و خط چین روش عددی)

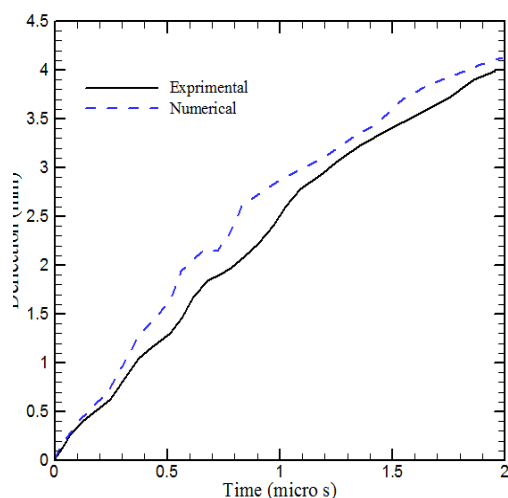


شکل ۱۱ نمودار بیشترین جابه‌جایی مرکز ورق شیشه/اپوکسی با پرتابه نیمه‌کروی در ارتفاع ۱ متر (خط، روش تجربی و خط‌چین روش عددی)

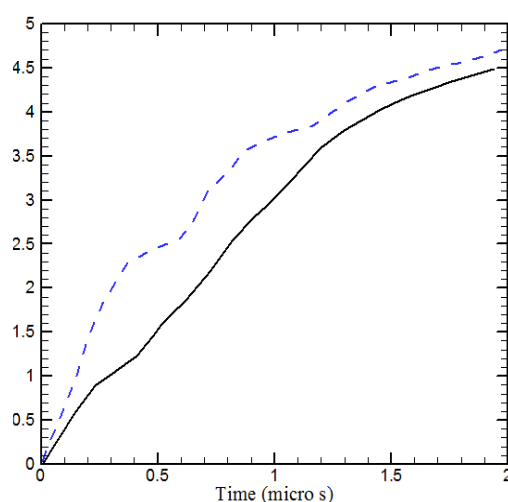


شکل ۱۲ نمودار بیشترین جابه‌جایی مرکز ورق شیشه/اپوکسی با پرتابه نیمه‌کروی در ارتفاع ۱/۵ متری (خط، روش تجربی و خط‌چین روش عددی)

در مقایسه شکل (۱۰) و (۱۲) با افزایش ارتفاع و ورق تقویت‌شده با الیاف شیشه افزایش می‌یابد به‌طوری-
هم‌چنین انرژی ضربه‌زننده ۱۰ ژول، مقدار خیز در مرکز که با استفاده از پرتابه کروی مقدار جابه‌جایی ۳۴/۱۷٪



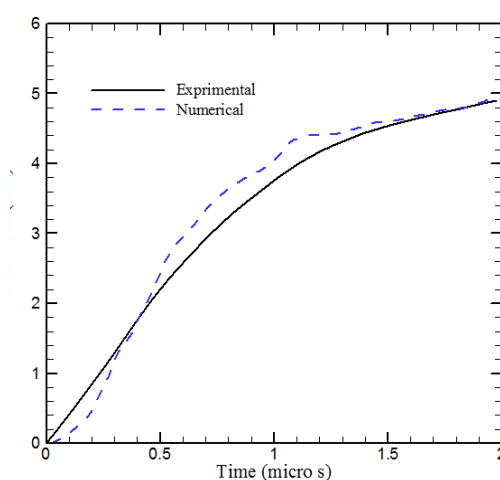
شکل ۱۵ نمودار بیشترین جابه‌جایی مرکز ورق کربن/اپوکسی با پرتابه نیمه‌کروی در ارتفاع ۱ متر (خط، روش تجربی و خط چین روش عددی)



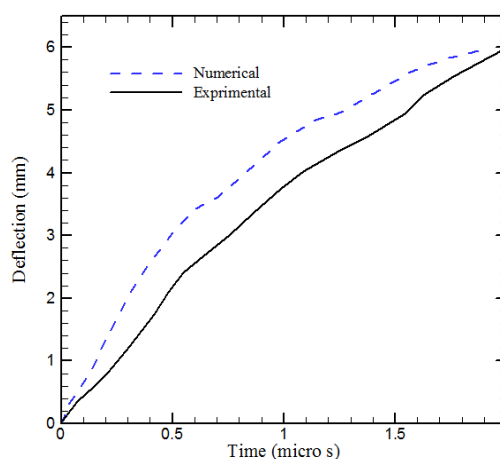
شکل ۱۶ نمودار بیشترین جابه‌جایی مرکز ورق کربن/اپوکسی با پرتابه نیمه‌کروی در ارتفاع ۱/۵ متر (خط، روش تجربی و خط چین روش عددی)

هم‌چنین با مقایسه شکل (۱۴) و (۱۶) می‌توان مشاهده کرد که مقدار خیز مرکز ورق کامپوزیتی CFRP توسط پرتابه نیمه‌کروی در شکل ۱۶، ۲۵٪ کاهش پیدا کرده‌است. علاوه‌بر این هر ۸ نمونه ورق کامپوزیتی از ۶ لایه و با ابعاد یکسان ساخته شده‌اند.

نسبت به پرتابه نیمه‌کروی افزایش پیدا کرده‌است. در شکل (۱۳) و (۱۵) بیشترین جابه‌جایی در مرکز ورق تقویت‌شده با الیاف کربن به ترتیب با مقدار ۴/۸۴ و ۳/۹۹ میلی‌متر توسط پرتابه کروی و نیمه‌کروی با انرژی ضربه‌زننده ۶/۷ ژول به‌دست آمده‌است. مقدار خیز به‌دست‌آمده توسط پرتابه کروی به دلیل شکل هندسی خود، ۲۱/۳٪ نسبت به پرتابه نیمه‌کروی افزایش پیدا کرده‌است.



شکل ۱۳ نمودار بیشترین جابه‌جایی مرکز ورق کربن/اپوکسی با پرتابه کروی در ارتفاع ۱ متر (خط، روش تجربی و خط چین روش عددی)



شکل ۱۴ نمودار بیشترین جابه‌جایی مرکز ورق کربن/اپوکسی با پرتابه کروی در ارتفاع ۱/۵ متر (خط، روش تجربی و خط چین روش عددی)

عددی دارای هم‌گرایی و تطابق خوبی نسبت به یکدیگر بودند.

در شکل (۱۷) و (۱۸) مربوط به توزیع تنش برای نمونه‌های تقویت‌شده با الیاف شیشه و کربن برای پرتابه‌های کروی و نیمه‌کروی تحت ضربه نشان داده شده است. همان‌طور که براساس هندسه تغییر شکل نمونه‌ها انتظار می‌رفت، سطح میانی نمونه‌ها با افزایش ارتفاع دارای بیشترین تغییر شکل و تنش می‌باشد؛ به‌طوری‌که بیشترین میزان آسیب الیاف و ماتریس در این ناحیه می‌باشد.

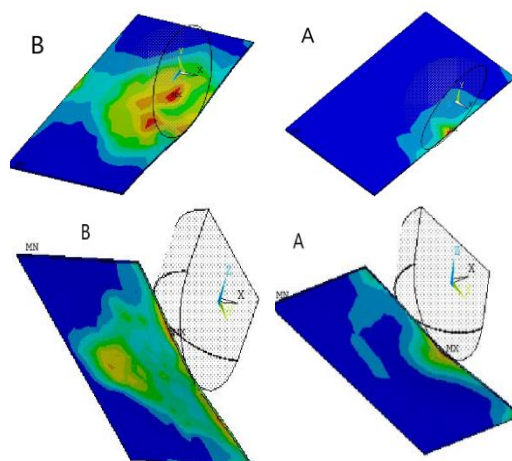
علاوه بر نتایج گرافیکی ارائه شده، در جدول ۳، مقادیر عددی خیز بیشینه ورق‌های تقویت‌شده با الیاف کربن و شیشه برای پرتابه‌های مختلف تحت انرژی‌های متفاوت نشان داده شده است.

نتیجه‌گیری

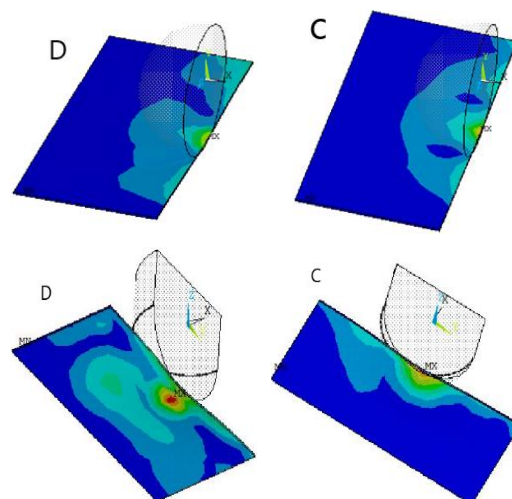
در این پژوهش به بررسی بیشترین مقدار خیز در مرکز ورق به‌صورت تجربی و عددی با استفاده از ضربه سرعت‌پایین بر روی نمونه‌های کامپوزیتی تقویت‌شده با الیاف شیشه و کربن با پرتابه کروی و نیمه‌کروی در ارتفاع ۱ و ۱/۵ متر پرداخته شده است. نمونه‌های مورد استفاده دارای ابعاد و تعداد لایه‌های یکسان است، به‌طوری‌که اندازه نمونه‌ها ۲۵×۲۵ سانتی‌متر و شش‌لایه می‌باشند و همچنین وزن پرتابه‌های مورد استفاده ۶۸۰ گرم می‌باشد.

۱. نتایج به‌دست‌آمده نشان می‌دهد که نمونه‌های کامپوزیتی تقویت‌شده با الیاف کربن استحکام و مقاومت بالاتری در برابر ضربه نسبت به کامپوزیت تقویت‌شده با الیاف شیشه دارد.

۲. استفاده از نمونه‌های کامپوزیتی تقویت‌شده با الیاف کربن باعث کاهش مقدار خیز و تغییر شکل و آسیب در مرکز ورق شده است؛ به‌طوری‌که در ارتفاع ۱/۵ متر برای پرتابه کروی و نیمه‌کروی حدود ۲۵٪ کاهش یافته است.



شکل ۱۷ توزیع بیشترین تنش وارد شده در ارتفاع ۱ (A) و ۱/۵ متر (B) نمونه‌های تقویت‌شده با الیاف شیشه توسط پرتابه کروی و نیمه‌کروی



شکل ۱۸ توزیع ماکزیمم تنش وارد شده در ارتفاع ۱ (C) و ۱/۵ متر (D) نمونه‌های تقویت‌شده با الیاف کربن توسط پرتابه کروی و نیمه‌کروی

در نتیجه در مقایسه ورق‌های کامپوزیتی تقویت‌شده با الیاف شیشه و کربن در ارتفاع ۱ متری توسط پرتابه کروی و نیمه‌کروی با یکدیگر، مقدار خیز به‌دست‌آمده در مرکز ورق به‌ترتیب ۳۶،۱۴٪ و ۱۹،۸۷٪ کاهش پیدا کرده است و در ارتفاع ۱/۵ متری با انرژی ضربه زننده ۱۰ ژول توسط پرتابه کروی و نیمه‌کروی مقدار جابه‌جایی به‌دست‌آمده به‌ترتیب ۲۵/۱٪ و ۲۴/۶۲٪ کاهش پیدا کرده است. همچنین در مقایسه حل تجربی و

جدول ۳ بیشترین جابه‌جایی مرکز ورق‌های کامپوزیتی CFRP و GFRP

حل عددی (mm)	حل تجربی (mm)	ارتفاع (m)	انرژی ضربه (J)	پرتابه	ضخامت (mm)	ورق کامپوزیتی تقویت‌شده با
۴/۹۷	۴/۸۴	۱	۶/۷	کروی	۳/۸	الیاف کربن
۶/۰۱	۵/۹۸	۱/۵	۱۰	کروی	۳/۸	الیاف کربن
۴/۲۲	۳/۹۹	۱	۶/۷	نیمه‌کروی	۳/۸	الیاف کربن
۴/۶۹	۴/۵	۱/۵	۱۰	نیمه‌کروی	۳/۸	الیاف کربن
۸	۷/۵۸	۱	۶/۷	کروی	۱/۹	الیاف شیشه
۸/۶۱	۸/۰۲	۱/۵	۱۰	کروی	۱/۹	الیاف شیشه
۵/۳۶	۴/۹۸	۱	۶/۷	نیمه‌کروی	۱/۹	الیاف شیشه
۶/۶۱	۵/۹۶	۱/۵	۱۰	نیمه‌کروی	۱/۹	الیاف شیشه

۳. مقدار خیز در مرکز ورق از آزمایش‌های تجربی در نمونه‌های تقویت‌شده با الیاف کربن در ارتفاع ۱ و ۱/۵ متر در پرتابه نیمه‌کروی نسبت به پرتابه نیمه‌کروی به‌ترتیب ٪ ۱۷/۵ و ٪ ۲۴/۷ کاهش یافته‌است.

۴. پرتابه کروی بیشترین میزان خیز در مرکز ورق در نمونه‌ها را داشته‌است و هم‌چنین با افزایش ارتفاع و انرژی ضربه‌زننده، مقدار جابه‌جایی افزایش پیدا کرده‌است.

۵. تطابق و هم‌گرایی خوبی میان حل تجربی و عددی وجود دارد و هم‌چنین مقدار درصد کمی خطا بین حل تجربی و عددی وجود دارد که به‌دلیل شرایط آزمایشگاهی و هم‌چنین وجود حفره‌ها درون نمونه می‌باشد.

۶. میزان لایه‌لایه‌شدگی و آسیب در نمونه‌های شیشه/چندلایه کامپوزیت سقوط آزاد ضربه پرتابه خیز روش تجربی شبیه‌سازی عددی نرم‌افزار انسیس ضربه سرعت‌پایین

واژه نامه

مراجع

1. Ahmad, F., Abbassi, F., Park, M. K., Jung, J. W., and Hong, J. W., "Finite Element Analysis for the Evaluation of the Low-Velocity Impact Response of a Composite Plate", *Advanced Composite Materials*, (2018).
2. Davar, A., Azarafza, R., and Faraji, J., "Experimental and Numerical Analysis of Low-Velocity Impact

- on Composite Sandwich Panels with Grid Stiffened Core", *Journal of Science and Technology Composite*, Vol. 6, Pp. 615-626, (in Persian) , (2020).
3. Seifoori, S., and M., "Analytical And Numerical Study Of Composite Plates Under Impact Loading At Low Velocity With Different Strikers", *Modares Mechanical Engineering*, Vol. 18, Pp. 53-60, (in Persian), (2018).
 4. Ghayoomi Mohammadi, M. M. A., Yousefi, A., Ahmadi, J., and Najafabadi, M., "AE- Based Damage Investigation in Composite Laminates under Low-Velocity Impact Tests", *Modares Mechanical Engineering*, Vol. 17, Pp. 91-100, (in Persian) , (2017).
 5. Yalkın, H. E., Karakuzu, R., and Alpyıldız, T., "Experimental and Numerical Behaviors of GFRP Laminates under Low Velocity Impact", *Journal of Composite Materials*, Vol. 54, Pp.2999-3007, (2020).
 6. Shetty, H., Sethuram, D., Rammohan, B., and Budarapu, P. R., "Low-Velocity Impact Studies on GFRP and Hybrid Composite Structures", *International Journal of Advances in Engineering Sciences and Applied Mathematics*, Vol. 12, Pp.125-141, (2020.)
 7. Li, Z., Ameri, A. A., Hazell, P. J., Khennane, A., Escobedo-Diaz, J. P., Aryal, B., and Wang, H., "Effects of Impactor Mass on the Low-Velocity Impact Behaviour of Thick GFRP Pultruded Laminates", *Construction and Building Materials*, Vol. 279, Pp.122491, (2021).
 8. Seifoori, S., Parrany, A. M., and Mirzarahmani, S., "Impact Damage Detection in CFRP and GFRP Curved Composite Laminates Subjected to Low-Velocity Impacts", *Composite Structures*, Vol. 261, Pp.113278, (2021).
 9. Azhdari, S., Fakhreddini-Najafabadi S., and Taheri-Behrooz, F., "An Experimental and Numerical Investigation on Low Velocity Impact Response of GLAREs", *Composite Structures*, Vol. 271, Pp. 114-123, (2021).
 10. Megeri, S., and Naik, G. N., "Numerical Studies of the Low Velocity Impact Behaviour on Hybrid Fiber Metal Laminates", *Materials Today: Proceedings*, Vol. 44, Pp. 1860-1864, (2021).
 11. Hosseini, S. H., Shariyat, M., and Ghajar, R., "Numerical Simulation of Low-Velocity Impact of Rectangular Composite Plates with Embedded SMA Strips", Considering the Instantaneous Local Phase Changes, *Journal of Energetic Materials*, Vol. 10, Pp. 53 (2015).

Numerical and Experimental Investigation of Deflection of Laminated Composites due to Drop Weight Impact of Different Projectiles

Mohammad Javad Ramezani¹
Meisam Mohammadi²

1. Introduction

In many industrialized and developed countries, the role of composites in the development is undeniable. Some of the advantages of composites are high strength to weight ratio, lightweight, good abrasion resistance, and desirable properties. Among the disadvantages of composites compared to metals are low resistance to heat, high cost and weakness against impact loads, which leads to high deformation and damage between the composite layers.

Drop weight test is a method to investigate the damage of structures and mechanical components subjected to impact, although in low-energy impacts, the effects of impact are not usually visible. During the impact, delamination and damages such as fracture of layers and fibers may occur. Hence, investigating behavior of multi-layered composites due to the impact loading is inevitable.

This study investigates numerically and experimentally the effect of dropping different projectiles on the deflection and behavior of multi-layered composites. Two types of woven reinforcements consist of glass and carbon are considered.

2. Experimental method

Preparing samples

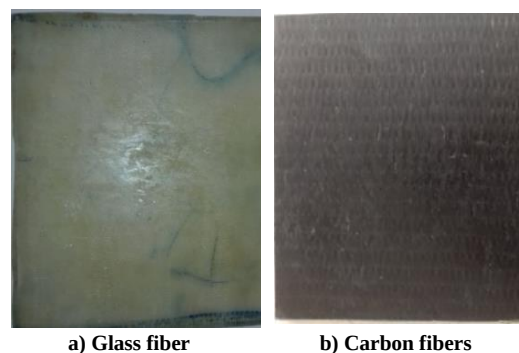
In order to prepare samples, resin 3001 was used which is mixed with hardener in a ratio of 3 to 1. Different multi-layered laminates, consisted of six layers reinforced with glass and carbon woven fibers are made by prepared resin and subjected to controlled pressure in a press machine for 48 hours to remove excess resins and eliminate the existing bubbles and voids between the layers. Figure 1 shows final samples reinforced with glass and carbon fibers.

Low velocity impact test

The low-velocity impact test was performed by the drop weight test machine shown in Figure 2, in the

composite laboratory of Vali-e-Asr University of Rafsanjan. The device is equipped with sensitive and precious sensors to measure the displacement and deflection of samples.

The displacement sensor in Figure 3 is capable of storing 800 data when the plate sample is impacted on the center point.



a) Glass fiber b) Carbon fibers
Figure 1. Composite samples

The center point displacement indicates the maximum deflection of laminates in symmetric boundary conditions. This machine has a fixture with clamped boundary conditions on all edges for different composite laminates.

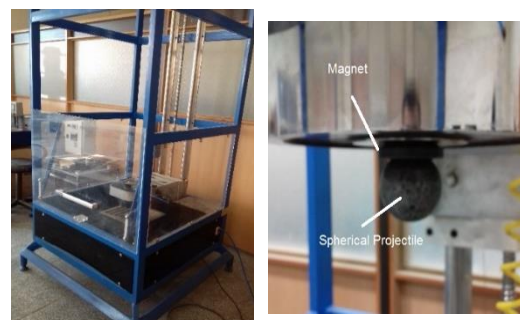


Figure 2. Drop weight device



Figure 3. Deflection sensor and fixture

¹ M.Sc. in Mechanical Engineering, Department of Mechanical Engineering, Vali-e-Asr University of Rafsanjan, Rafsanjan, Iran

² Corresponding author. Assistant Professor in Mechanical Engineering, Department of Mechanical Engineering, Vali-e-Asr University of Rafsanjan, Rafsanjan, Iran. Email: meisam.mohammadi@vru.ac.ir

According to Figure 3, a deflection sensor is used to measure the dynamic response of the composite plate.

The projectiles are dropped from two heights of 1 and 1.5 m with impacts energies of 6.7 J and 10 J. Two types of projectiles, consisted of spherical and semi-spherical geometries, are used and dropped by an electric magnet.

3. Numerical simulation

For numerical study, a 250×250 mm square laminate is modeled. 1.9 mm and 3.8 mm for thickness are assumed for glass/epoxy and carbon/epoxy laminates, respectively with $[0/90/0]^s$ lay-up.

ANSYS software is used to analysis the behavior of composite plates subjected to low velocity impact of different projectiles with clamped boundary conditions.

It is worth mentioning that in modelling the surface-to-surface contact, the values of tensile and shear strength between the bonding layers are $\tau_v = 20\text{MPa}$ and $\sigma_n = 9\text{MPa}$ for glass reinforced composite, and $\sigma_n = 30\text{MPa}$ and $\tau_v = 100\text{MPa}$ for carbon reinforced composite, respectively.

4. Conclusion

In this study, the maximum deflection carbon and glass reinforced laminates subjected to low velocity impact of different projectiles were studied. Numerical simulation and experimental analysis were done.

In Figure 4 and 5, the variation of maximum deflection of glass and carbon reinforced laminates versus time is depicted. Based on the figures, it is clear that experimental results coincide with numerical results for various cases.

Figure 6 shows damages due to the drop weight of spherical and semi-spherical projectiles occurred in the samples.

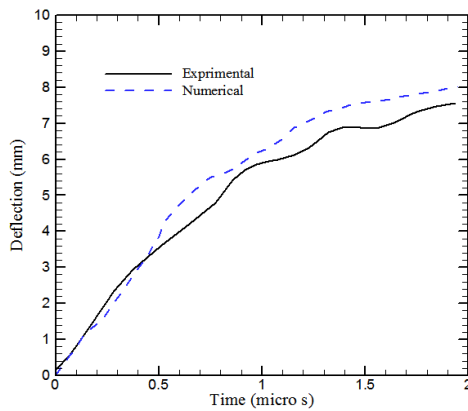


Figure 4. Maximum deflection of glass/epoxy composite subjected to spherical projectile impact

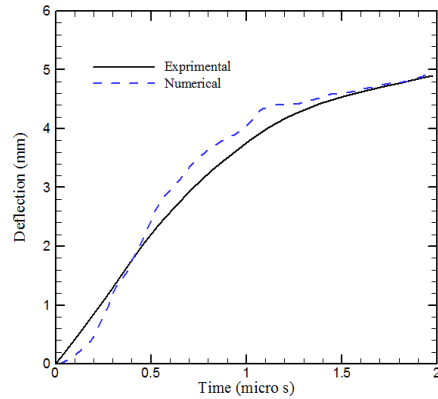


Figure 5. Maximum deflection of carbon/epoxy composite subjected to spherical projectile impact

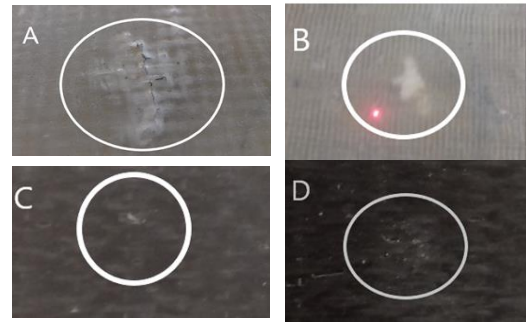


Figure 6. Damages of glass (A and B) and carbon (C and D) reinforced composites subjected to spherical (A and C) and semi-spherical (B and D) projectiles form height of 1.5 m.

The following conclusions are made based on the results:

1. The results showed that carbon fiber reinforced composite specimens has higher strength and impact resistance than glass fiber reinforced composite;
2. Investigation of maximum deflection in carbon reinforced samples shows that stiffness of these samples is more than glass reinforced samples. So that, the maximum deflection reduces about 25% for projectiles drop from height of 1.5 m.
3. The maximum deflection in empirical tests for carbon fiber reinforced laminates at heights of 1 and 1.5 m in the hemispherical projectile decreases by 17.5% and 24.7%, respectively, in comparison with the spherical projectile;
4. The rate of delamination and damage in glass/epoxy samples is more obvious in comparison with the carbon/epoxy samples.

تأثیر فاصله هوایی بین دو پوشش شیشه‌ای بر عملکرد هواگرم‌کن‌های صفحه‌ای خورشیدی*

مقاله پژوهشی

امید دیمی^(۱)سید عبدالرضا گنجعلیخان‌نسب^(۲)

چکیده باتوجه به اهمیت روزافزون استفاده از انرژی‌های پاک و تجدیدپذیر، یکی از ساده‌ترین مکانیزم‌های تبدیل انرژی تابشی خورشید به انرژی حرارتی، در مقیاس غیرنیروگاهی، استفاده از هواگرم‌کن‌های خورشیدی است که همواره به‌عنوان ایده‌ای جذاب برای پژوهشگران مطرح بوده است. از این‌رو، پژوهش حاضر، به مطالعه تأثیر فاصله هوایی بر عملکرد هواگرم‌کن‌های صفحه‌ای خورشیدی با دو پوشش شیشه‌ای، از طریق شبیه‌سازی‌های عددی، می‌پردازد؛ مطالعه‌ای که مشابه آن در مراجع تحقیقاتی مختلف تاکنون گزارش نشده است. بدین منظور، معادلات حاکم بر جریان جابه‌جایی اجباری هوای عبوری از داخل کانال هواگرم‌کن و همچنین جریان جابه‌جایی طبیعی در فاصله هوایی بین دو پوشش شیشه‌ای به‌دلیل وجود نیروی شناوری، با به‌کارگیری روش المان محدود و استفاده از نرم‌افزار کامسول، حل عددی شده‌اند. به‌علاوه، به‌منظور تعیین میدان دما در اجزای جامد هواگرم‌کن، شامل شیشه، صفحه جاذب و لایه عایق، حل معادلات هدایت حرارتی هم‌زمان با معادلات جریان صورت گرفته است. صحت شبیه‌سازی‌های عددی انجام‌شده در این پژوهش، از طریق مقایسه با یافته‌های عددی و تجربی پژوهش‌های پیشین مورد ارزیابی قرار گرفته، که سازگاری قابل قبولی در این خصوص به‌دست آمده است. نتایج حاصل بیانگر تأثیر مثبت حضور لایه هوای بین دو شیشه بر عملکرد هواگرم‌کن‌های صفحه‌ای خورشیدی است، به‌طوری‌که با تغییر دبی جریان هوا از ۲ تا ۱۴ گرم بر ثانیه عملکرد این نوع از هواگرم‌کن‌ها در شار تابشی ۱۰۰۰ وات بر مترمربع در مقایسه با مدل ساده و بدون فاصله هوایی افزایش راندمانی در حدود ۴ تا ۶ درصد را نشان داده است. همچنین در شرایط دبی جریان ورودی ۹/۶ گرم بر ثانیه و شار تابشی متغیر بین ۴۰۰ تا ۱۲۰۰ وات بر مترمربع، استفاده از دو پوشش شیشه‌ای، در مقایسه با مدل ساده، موجب افزایش دمای هوای خروجی در حدود ۲ تا ۶ درجه سانتی‌گراد شده است.

واژه‌های کلیدی تابش خورشیدی، هواگرم‌کن صفحه‌ای، جابه‌جایی طبیعی، جابه‌جایی اجباری، عملکرد حرارتی.

مقدمه

به‌دلیل سادگی در طراحی و ارزان‌بودن، کاربردهای گسترده‌ای دارند؛ به‌طوری‌که علاوه بر گرمایش فضاهای مختلف (ساختمان‌های مسکونی، مراکز نگهداری حیوانات، و...) [1-3] و خشک‌کردن محصولات کشاورزی و صنعتی [4-7]، می‌توان هوای خروجی از هواگرم‌کن‌های خورشیدی را برای بخش بازیاب سیستم‌های سرمایشی یا رطوبت‌زدایی خورشیدی [8-10] نیز مورد استفاده قرار داد.

به‌طور کلی، اجزای اصلی یک هواگرم‌کن خورشیدی شامل پوشش شفاف (مثل شیشه)، صفحه

در عصر حاضر، وجود نگرانی‌های زیست‌محیطی ناشی از به‌کارگیری سوخت‌های فسیلی، همچون تولید گازهای گلخانه‌ای و گرمایش زمین، بیش از پیش احساس می‌شود. از طرف دیگر، استفاده از انرژی‌های نو و تجدیدپذیر، به‌ویژه انرژی خورشیدی، در تأمین نیازهای مختلف نیروگاهی و غیر نیروگاهی، نقش به‌سزایی را ایفا می‌کند. یکی از مقاصد غیر نیروگاهی در به‌کارگیری انرژی حرارتی خورشید، هواگرم‌کن‌های خورشیدی یا همان کلکتورهای هوای گرم می‌باشند، که

* تاریخ دریافت مقاله ۱۴۰۰/۱۰/۱۹ و تاریخ پذیرش آن ۱۴۰۰/۱۲/۷ می‌باشد.

(۱) دانشجوی دکتری، بخش مهندسی مکانیک، دانشکده فنی و مهندسی، دانشگاه شهید باهنر کرمان.

(۲) نویسنده مسئول، استاد، بخش مهندسی مکانیک، دانشکده فنی و مهندسی، دانشگاه شهید باهنر کرمان.

می‌شود. این سیستم، که درواقع نوعی مبدل حرارتی است، شامل یک صفحه جاذب سوراخ‌دار است که در معرض تابش خورشید نصب می‌شود و هوا از طریق سوراخ‌های موجود در آن جریان می‌یابد و به هوای تازه سیستم تهویه مطبوع وارد می‌شود. این هوای پیش‌گرم‌شده می‌تواند در کاهش انرژی موردنیاز بخش گرمایش سهم به‌سزایی داشته باشد. پس از طراحی یک جاذب شیاردار دوزنقه‌ای شکل به‌صورت سه‌بعدی، از نرم‌افزار Fluent و طرح upwind مرتبه‌دو برای شبیه‌سازی استفاده شده‌است. برای بررسی راندمان حرارتی و اتلاف حرارت، مجموعه‌ای از سرعت‌های مکش (۰/۰۱-۰/۰۴ متر بر ثانیه) و سرعت‌های باد (۰/۵-۲ متر بر ثانیه) انتخاب شدند. نتایج نشان داد که سرعت باد هیچ تأثیری بر روی نرخ انتقال حرارت و کارایی مبدل نداشته‌است. همچنین مشخص شد که با افزایش سرعت مکش، تغییرات دمای پشت جاذب روندی نزولی داشته، که افزایش نرخ انتقال حرارت در پشت جاذب و کاهش کارایی مبدل را نیز سبب شده‌است.

در مطالعه انجام‌شده توسط ژوکوفسکی [14] در سال ۲۰۱۵ رفتار حرارتی یک هواگرم‌کن خورشیدی به‌شکل منشور مثلثی، شامل دو مجرای هوای موازی (کانال‌های رفت و برگشت)، در شرایط آزمایشگاهی بررسی گردید. در این سیستم، از شبیه‌ساز تابش خورشیدی و نیز از جریان هوای اجباری یک میکروجت (به‌عنوان یک روش مؤثر برای افزایش شدت انتقال حرارت) که به سطح صاف یک صفحه جاذب برخورد می‌کرد، بهره گرفته شده‌است. با آنالیز نتایج حاصل از اندازه‌گیری‌های مختلف، مشخص شد که افزایش قابل توجهی در راندمان تبدیل انرژی خورشیدی، بین ۶۶ تا ۹۰ درصد، وجود دارد. همچنین این پژوهشگر اظهار داشت که در شرایط عملیاتی، به‌منظور داشتن راندمان بالا در این مبدل حرارتی، دبی جریان هوا باید به‌گونه‌ای باشد که مقدار سرعت جت هوا از ۳ متر بر ثانیه فراتر رود.

محبوب و همکاران [34] در سال ۲۰۱۶ طرح جدیدی از هواگرم‌کن خورشیدی را ارائه دادند. این

جاذب (مثل ورق نازک آلومینیومی)، عایق حرارتی (مثل پشم شیشه)، کانال عبور هوا، و فن یا دمنده جریان هوا می‌باشد. این سیستم‌ها که تابش حرارتی خورشید را مستقیماً به انتالپی جریان هوا تبدیل می‌کنند، عمدتاً قادر به تأمین دماهای پایین تا متوسط (کم‌تر از ۶۰ °C) هستند [11-13]. هر چند این محدوده دماهای تحویلی، در بسیاری از کاربردهای صنعتی و خانگی می‌تواند پذیرفتنی باشد.

راندمان هواگرم‌کن‌های خورشیدی نسبت به کلکتورهای خورشیدی‌ای که سیال عامل آن‌ها «مایع» است، کمتر می‌باشد. زیرا ضرایب انتقال حرارت هدایتی و جابه‌جایی و نیز مقدار ظرفیت حرارتی برای سیال «هوا» اندک است [14]. از این‌رو، با هدف افزایش ضریب انتقال حرارت (بین صفحه جاذب و هوای در حال جریان) و همچنین کاهش اتلاف حرارت از این سیستم‌ها، پژوهش‌های متنوعی در طی سالیان متمادی صورت گرفته‌است. در همین راستا، به‌منظور افزایش نرخ انتقال حرارت به جریان اصلی و بهبود عملکرد حرارتی هواگرم‌کن‌های خورشیدی، راهکارهای مختلفی از سوی پژوهشگران ارائه شده‌است که مهم‌ترین آن‌ها عبارتند از: موج‌دار کردن صفحه جاذب [15-17]، قرار دادن موانع و پره‌ها با شکل‌های هندسی گوناگون در مسیر جریان هوا [18-21]، ایجاد یک‌سری شیارها بر روی صفحه جاذب [17,22,23]، استفاده از گازهای تابشی به‌جای هوا (مانند مخلوط هوای خشک و بخار آب) [24,25]، به‌کارگیری لوله‌های حاوی مواد تغییرفازدهنده [26,27]، طراحی کانال‌های دو-مسیره برای عبور جریان هوا [28,29]، و استفاده از نواحی متخلخل در مسیر جریان [30-32]. در ادامه، به برخی از مهم‌ترین تحقیقات انجام‌شده در سطح ملی و بین‌المللی پیرامون عملکرد هواگرم‌کن‌های خورشیدی تحت شرایط مختلف، اشاره می‌شود.

کالینز و ابوالخیر [33] در سال ۲۰۱۴ به ارزیابی عددی عملکرد هواگرم‌کن خورشیدی فاقد شیشه پرداختند که یکی از مؤثرترین روش‌ها برای کاهش بارهای گرمایشی و سرمایشی ساختمان‌ها محسوب

زوایای شیب بهینه برای سه حالت مختلف تعیین گردید. نتایج نشان داد که هواگرم‌کن با پره‌های مستطیلی بهترین عملکرد حرارتی و در عین حال کمترین نرخ جریان جرمی را داشته‌است. هم‌چنین مشخص شد که عملکرد حرارتی هواگرم‌کن در حالت استفاده از پره‌های مستطیلی، نسبت به دو شکل دیگر با ابعاد یکسان، اندکی بالاتر بوده‌است. هم‌چنین، به منظور داشتن بیشترین نرخ جریان جرمی هوا، شیب بهینه هواگرم‌کن در محدوده 45° تا 60° برای پره‌های مثلثی و بیضوی و در محدوده 50° تا 75° برای پره‌های مستطیلی گزارش شد.

بکری و همکاران [35] در سال ۲۰۱۸ مطالعه جریان آشفته در نمونه جدیدی از هواگرم‌کن خورشیدی را مدنظر قرار دادند و حالت‌های جابه‌جایی اجباری و طبیعی را بررسی کردند. این مدل آزمایشی، از دو قسمت مجزا تشکیل شده؛ قسمت اول شامل یک شیشه و دو گذرگاه است که توسط یک صفحه جاذب جدا می‌شود و توسط یک فن که در قسمت ورودی سمت عایق قرار دارد، تغذیه می‌شود. جریان هوای گرم خروجی از سمت شیشه، از طریق یک لوله به قسمت دوم مدل (که به صورت یک جعبه است) هدایت می‌شود. دو سوراخ دایره‌ای بر روی این جعبه تعبیه شده‌است. سوراخ ورودی (در پایین جعبه) امکان تأمین هوای گرم (دریافتی از قسمت اول) و سوراخ بالایی اجازه خروج آن به محیط موردنظر را فراهم می‌سازد. سیستم مذکور، با استفاده از نرم‌افزار ANSYS Fluent مدل‌سازی شده‌است و معادلات ناویر-استوکس همراه با مدل اغتشاشی $k-\omega$ استاندارد، حل شده‌اند. مقایسه بین حالت‌های جابه‌جایی اجباری و طبیعی نشان داد که گرچه مقدار سرعت و متغیرهای آشفستگی، در حالت جابه‌جایی اجباری، بیشتر است؛ اما مقادیر دما در حالت جابه‌جایی طبیعی بالاتر است. پژوهشگران، در نهایت، به دلیل مقادیر بسیار پایین راندمان حرارتی در حالت جابه‌جایی طبیعی، استفاده از حالت جابه‌جایی اجباری را توصیه کردند.

دیاب و همکاران [36] در سال ۲۰۱۹ یک مطالعه

نمونه به صورت یک کانال جریان انحنادار و نسبتاً صاف همراه با یک صفحه جاذب با شعاع انحنا ۳ متر بود. در این طرح، کانال جریان هوا بین صفحه جاذب و صفحه تحتانی در نظر گرفته شده که دارای سطح مقطع 80 سانتی‌متر در 4 سانتی‌متر و طول $1/6$ متر است و ضخامت دیواره‌های جانبی آن 44 میلی‌متر است. هم‌چنین فاصله هوایی بین پوشش شیشه‌ای و صفحه جاذب دارای ارتفاع 20 میلی‌متر می‌باشد و ضخامت دیواره‌های جانبی آن 22 میلی‌متر است. ضخامت لایه عایق تعبیه شده در پشت کلکتور نیز برابر 40 میلی‌متر انتخاب شده‌است. نمونه اولیه این کلکتور خمیده، در فصل تابستان و بازه زمانی 24 ژوئن تا 9 ژوئیه سال 2013 ، در بیسکرا (شمال شرقی الجزایر) مورد آزمایش قرار گرفت. جهت‌گیری این هواگرم‌کن به سمت جنوب و تحت زاویه 18° نسبت به سطح افق در نظر گرفته شد و عملکرد آن، تحت شرایط آسمان صاف و سرعت باد کم تا متوسط، از نظر راندمان حرارتی و راندمان مؤثر، برای سه نرخ جریان جرمی $0/0172$ ، $0/029$ و $0/0472$ کیلوگرم بر ثانیه بر مترمربع بررسی گردید. حداکثر افزایش دمای هوا به ترتیب $31/4$ ، $24/8$ و $19/1$ درجه سانتی‌گراد با راندمان حرارتی کلی $49/22\%$ ، $66/35\%$ و $82/91\%$ گزارش شد. پژوهشگران طرح مذکور نهایتاً ابراز داشتند که راندمان کلی این هواگرم‌کن خورشیدی در مقایسه با محدوده راندمان هواگرم‌کن‌های صفحه تخت رایج بررسی شده توسط سایرین (در شرایط عملیاتی یکسان) به طور قابل ملاحظه‌ای بالاتر بوده‌است. در سال 2017 حسینی و همکاران [19] طی یک شبیه‌سازی سه‌بعدی، هواگرم‌کن‌های خورشیدی دارای جابه‌جایی طبیعی را با در نظر گرفتن ۳ نوع پره طولی مختلف (بیضوی، مثلثی و مستطیلی) مورد بررسی قرار دادند. طول هواگرم‌کن 1 متر، ضخامت شیشه 4 میلی‌متر و ضخامت جاذب 1 میلی‌متر برای تمامی هندسه‌ها در نظر گرفته شد. اثر زاویه شیب کلکتور بر روی پارامترهای مختلفی از قبیل تابش خورشیدی دریافتی، نرخ جریان جرمی هوا، دمای هوای خروجی و راندمان حرارتی مورد آنالیز قرار گرفت و محدوده

ثانیه، حداکثر دمای هوای خروجی و حداکثر راندمان ترموهیدرولیک به ترتیب $64/9$ درجه سانتی‌گراد و 47 درصد گزارش شد. هم‌چنین مشخص شد که به‌کارگیری مواد تغییر فاز دهنده، 10 ساعت پشتیبانی حرارتی (thermal backup) پس از غروب آفتاب با نرخ جریان جرمی $0/0128$ کیلوگرم بر ثانیه را به‌همراه داشته‌است. در پایان، پژوهشگران اظهار داشتند که استفاده از پره‌های موج‌دار بر روی صفحه جاذب و مواد تغییر فاز دهنده در زیر این صفحه می‌تواند راندمان حرارتی قابل ملاحظه‌ای را در تمام طول شبانه‌روز فراهم کند.

شیخ‌نژاد و گنجعلیخان‌نسب [37] در سال ۲۰۲۱ به‌منظور بهبود عملکرد دودکش‌های خورشیدی صفحه‌ای، به‌عنوان مدل ساده‌ای از هواگرم‌کن‌های خورشیدی جابه‌جایی طبیعی، تکنیک تولید گردابه را با تعبیه یک پره نازک الاستیک در داخل کانال مورد بررسی قرار دادند. این مدل دو بُعدی، با ابعاد 1 متر در $0/08$ متر، از طریق حل معادلات حاکم بر جریان تراکم‌ناپذیر آشفته و گذرا، ضمن تعریف اندرکنش سیال-جامد (Fluid-Solid Interaction)، به‌کمک نرم‌افزار COMSOL Multiphysics شبیه‌سازی شده‌است. نتایج نشان داد که در شرایط شار حرارتی ثابت، اختلاف دما در مقطع خروجی تا 30% بهبود یافته و دمای سطح جاذب با بیش از 50% کاهش روبه‌رو بوده‌است، به‌طوری‌که هر دو عامل منجر به عملکرد بالاتر این هواگرم‌کن طبیعی شده‌اند.

مددی اورگانی و همکاران [21] طی پژوهشی در سال ۲۰۲۲ عملکرد هواگرم‌کن‌های خورشیدی صفحه‌تخت تک‌کاناله همراه با یک پوشش شیشه‌ای و سطوح جاذب آلومینیومی گوناگون (ساده و دارای مانع) را با بهره‌گیری از یک مدل دینامیک سیالات محاسباتی سه‌بعدی مورد مطالعه قرار دادند. آرایشی از موانع توخالی با هندسه‌های مختلف از جمله مخروطی، استوانه‌ای (افقی و عمودی)، کروی، نیم‌کروی، هرمی و مکعبی بر روی سطح جاذب این کلکتورها در نظر گرفته

تجربی بر روی چهار هواگرم‌کن خورشیدی به‌منظور یافتن ارتفاع بهینه کانال عبور هوا انجام دادند. طول و عرض این هواگرم‌کن‌ها به ترتیب 2 و $0/5$ متر و چهار ارتفاع کانال به میزان 3 ، 5 ، 7 و 9 سانتی‌متر، و زاویه نصب هر کدام 40° نسبت به سطح افق در نظر گرفته شده بود. صفحه جاذب از جنس آلومینیوم با روکش مشکی مات (ضریب صدور $0/97$) ساخته شده بود. ضخامت پوشش شیشه‌ای این کلکتورها نیز 4 میلی‌متر بوده‌است. در بالای هر کلکتور، یک هواکش (chimney) از جنس پلاستیک سیاه با قطر داخلی و خارجی $5/3$ و 6 سانتی‌متر و ارتفاع 25 سانتی‌متر تعبیه شده بود. باتوجه به نتایج اندازه‌گیری‌های صورت گرفته به کمک هشت ترموکوپل در موقعیت‌های مختلف، بیشترین میزان اختلاف دمای هوا در کل مدت زمان آزمایش (از ساعت $9:00$ تا $15:00$) برابر با $57/5$ درجه سانتی‌گراد به‌ازای ارتفاع 3 سانتی‌متری کانال مشاهده شد. در حالت به‌کارگیری کانال هوا با ارتفاع 9 سانتی‌متر، بالاترین بهره حرارتی (heat gain) به‌ازای بیشترین نرخ جریان جرمی یعنی 9 گرم بر ثانیه در ساعت $13:00$ گزارش شد که این میزان دبی به حداکثر راندمان حرارتی $57/3\%$ در ساعت $10:00$ منجر گردید. هم‌چنین مشخص شد که در هواگرم‌کن‌های با ارتفاع کانال بیش از 5 سانتی‌متر، مقادیر نرخ جریان جرمی هوا و راندمان هواگرم‌کن، افزایش ناچیزی داشته‌اند.

در سال ۲۰۲۰ سینگ و نگی [20] عملکرد حرارتی هواگرم‌کن تک‌مسیره با دو پوشش شیشه‌ای را که صفحه جاذب آن دارای پره‌های موج‌دار بود، به‌صورت عددی مورد مطالعه قرار دادند. در همین راستا، تحت شرایط گذرا و با استفاده از یک طرح ضمنی (implicit scheme) دو طراحی مختلف از سیستم (با و بدون مواد تغییر فاز دهنده) برای یافتن مقادیر بهینه پارامترهای هندسی و جریان، به‌کمک برنامه‌نویسی MATLAB بررسی گردید. در حالت عدم استفاده از مواد تغییر فاز دهنده و بر مبنای مقادیر بهینه پارامترهای هندسی به‌دست‌آمده، به‌ازای نرخ جریان جرمی $0/01$ کیلوگرم بر

مشابه که جریان جابه‌جایی طبیعی در فضای بین این دو برقرار است، به کار رفته‌است. در ناحیه بین پوشش شیشه‌ای پایینی (یا داخلی) و صفحه جاذب که در واقع کانال اصلی عبور هوا می‌باشد، جریان جابه‌جایی اجباری وجود دارد. سیال عامل در هر دو جریان مذکور، هوا (به‌عنوان یک گاز غیرتابشی) در نظر گرفته شده‌است. همچنین هوای ورودی به کانال دارای دمای یک‌نواخت ۲۹۳ کلوین و سرعت متوسط ۰/۲ متر بر ثانیه می‌باشد. لازم به ذکر است که باتوجه به مقدار سرعت متوسط ورودی، عدد رینولدز جریان اصلی $(2b \cdot \bar{V}/\theta)$ برابر با ۱۰۵۰ است و در نتیجه این جریان جابه‌جایی اجباری داخل کانال باتوجه به عدد رینولدز بحرانی $(Re_{cr}=2300)$ در محدوده جریان آرام باقی می‌ماند. در مورد جریان جابه‌جایی طبیعی بین دو شیشه، ملاک آرام و آشسته بودن آن، مقدار عدد رایلی می‌باشد که در مطالعه حاضر برابر 5×10^4 است و باتوجه به عدد رایلی بحرانی $(Ra_{cr}=10^9)$ در محدوده جریان آرام می‌باشد. در شبیه‌سازی عددی مسئله حاضر، تمامی خواص ترموفیزیکی هوا در هر دو جریان جابه‌جایی طبیعی (بین دو پوشش شیشه‌ای) و جابه‌جایی اجباری (در کانال عبور هوا)، مطابق مجموعه روابط (۱-الف) تا (۱-د)، تابعی از دما در نظر گرفته شده‌اند [38]:

$$\mu = (6.04 + 0.042 T) \times 10^{-6} \left(\frac{\text{kg}}{\text{m.s}} \right) \quad (1\text{-الف})$$

$$k = -0.57 \times 10^{-3} + 0.108 \times 10^{-3} T - 7.4 \times 10^{-8} T^2 + 3.73 \times 10^{-11} T^3 \left(\frac{\text{W}}{\text{m.K}} \right) \quad (1\text{-ب})$$

$$C_p = 1.065 - 4.47 \times 10^{-4} T + 9.87 \times 10^{-8} T^2 - 4.64 \times 10^{-10} T^3 \left(\frac{\text{kJ}}{\text{kg.K}} \right) \quad (1\text{-ج})$$

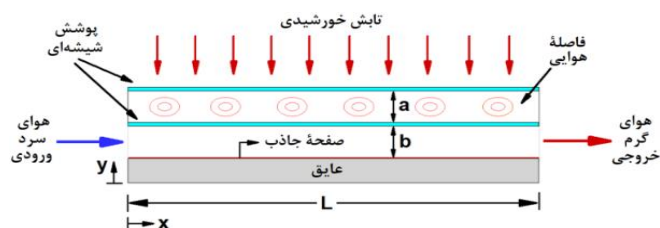
$$\rho = \frac{P}{RT} \quad (1\text{-د})$$

شد. پژوهشگران نهایتاً مشاهده کردند که این موانع با ایجاد جریان آشسته در طول کانال هوا قادرند راندمان انرژی و انرژی سیستم را به‌طور قابل توجهی افزایش دهند، به‌طوری‌که موانع استوانه‌ای عمودی عملکرد بهتری را براساس معیارهای مختلف سبب شده و راندمان انرژی و انرژی سیستم را به‌ترتیب تا ۷۰٪ و ۱۰۵٪ افزایش داده‌اند.

باتوجه به آنچه که به‌طور مبسوط مطرح گردید، راهکارها و ایده‌های متنوعی برای طراحی هواگرم‌کن‌های خورشیدی صفحه‌تخت تاکنون توسط پژوهشگران مختلف به‌صورت عددی و تجربی مورد ارزیابی قرار گرفته‌اند که همگی بر اهمیت دستیابی به راندمان حرارتی بالا در این نوع سیستم‌ها اذعان دارند. آنچه که پژوهش حاضر بر روی آن متمرکز شده‌است، بررسی تأثیر ایجاد فاصله‌هایی با به‌کارگیری دو جدار شیشه‌ای بر روی راندمان حرارتی این نوع مبدل حرارتی می‌باشد. گرچه این مورد ایده جدیدی نیست، ولی مطالعه اثر آن بر روی رفتار هواگرم‌کن‌های خورشیدی صفحه‌تخت از طریق حل عددی معادلات حاکم به‌روش CFD و با کمترین فرضیات ساده‌کننده تاکنون صورت نپذیرفته‌است. شرح کامل ساختار این هواگرم‌کن صفحه‌تخت دو شیشه‌ای و فرآیندهای موجود در آن، در بخش بعدی ارائه شده‌است. این سیستم، از طریق شبیه‌سازی به‌کمک نرم‌افزار تجاری COMSOL Multiphysics مورد تجزیه و تحلیل قرار گرفته و نهایتاً یافته‌های عددی موردنظر با نتایج حاصل از تحلیل هواگرم‌کن با یک پوشش شیشه‌ای (حذف فاصله‌های) مقایسه شده‌اند.

بیان فیزیک مسئله

هواگرم‌کن صفحه‌تخت مورد مطالعه به‌صورت شماتیک در شکل (۱) و مقادیر پارامترهای هندسی، اپتیکی و حرارتی موردنظر در این سیستم، مطابق جدول (۱) مشخص شده‌است. در این سیستم، دو پوشش شیشه‌ای



شکل ۱ شماتیکی از هندسه هواگرم‌کن خورشیدی مورد مطالعه

جدول ۱ پارامترهای مختلف استفاده‌شده در شبیه‌سازی

پارامترهای هندسی	مقدار	پارامترهای اپتیکی و حرارتی	مقدار
طول هواگرم‌کن (m)	۱	ضریب صدور شیشه	۰/۹۰
عرض هواگرم‌کن (m)	۱	ضریب جذب شیشه	۰/۰۵
ارتفاع فاصله هوایی (cm)	۴	ضریب عبور شیشه	۰/۹۰
ارتفاع کانال عبور هوا (cm)	۴	ضریب صدور صفحه جاذب	۰/۹۵
ضخامت لایه عایق (cm)	۳/۷	ضریب هدایت حرارتی شیشه (W/m.K)	۰/۷۸
ضخامت شیشه (mm)	۵	ضریب هدایت حرارتی صفحه جاذب (W/m.K)	۴۰۰
ضخامت صفحه جاذب (mm)	۳	ضریب هدایت حرارتی لایه عایق (W/m.K)	۰/۰۳۷

$$u \frac{\partial v}{\partial x} + v \frac{\partial v}{\partial y} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial P}{\partial y} + \vartheta \left(\frac{\partial^2 v}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial y^2} \right) + g\beta(T - T_{\infty}) \quad (6)$$

که $\beta = 1/T_f$ ضریب انبساط حرارتی است.

بایستی توجه داشت که به دلیل وابستگی خواص جریان به دما، توزیع سرعت و فشار و دما برای جریان اصلی (یعنی هوای داخل کانال) از طریق حل هم‌زمان روابط (۲) تا (۵) تعیین می‌شود. برای جریان جابه‌جایی طبیعی نیز روند حل معادلات مربوطه به همین صورت است.

در حل عددی معادلات جریان، شرط عدم لغزش در فصل مشترک سیال و جامد اعمال می‌شود. جریان هوا در بخش ورودی دارای سرعت و دمای یکنواخت است و در بخش خروجی، شرط توسعه یافتگی کامل برای محاسبات سرعت $(\partial u / \partial x) = 0$ ، $v = 0$ و شرط گرادیان دمای صفر برای معادله انرژی $(\partial T / \partial x) = 0$ در نظر گرفته می‌شود. پیوستگی دما و شار حرارتی در

معادلات حاکم و شرایط مرزی

برای جریان هوای اجباری داخل کانال، معادلات اساسی جریان در شرایط آرام و پایا و تراکم‌ناپذیر، شامل بقای جرم، بقای مومنتوم خطی در دو راستای x و y ، و بقای انرژی، به ترتیب عبارتند از:

$$\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} = 0 \quad (2)$$

$$u \frac{\partial u}{\partial x} + v \frac{\partial u}{\partial y} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial P}{\partial x} + \vartheta \left(\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} \right) \quad (3)$$

$$u \frac{\partial v}{\partial x} + v \frac{\partial v}{\partial y} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial P}{\partial y} + \vartheta \left(\frac{\partial^2 v}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial y^2} \right) \quad (4)$$

$$u \frac{\partial T}{\partial x} + v \frac{\partial T}{\partial y} = \alpha \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right) \quad (5)$$

که $\vartheta = \mu / \rho$ لزجت سینماتیکی، و $\alpha = k / (\rho \cdot C_p)$ ضریب نفوذ (پخش) حرارتی است.

برای جریان جابه‌جایی طبیعی بین دو پوشش شیشه‌ای نیز معادلات بقای جرم، مومنتوم و انرژی حاکم بر تمام نقاط سیال مشابه روابط (۲) تا (۵) می‌باشد، تنها با این تفاوت که رابطه (۶) باید جایگزین رابطه (۴) شود:

هواگرم کن که در معرض محیط اطراف قرار دارند، از شرط مرزی جابه جایی استفاده می شود.

ضرایب انتقال حرارت جابه جایی و تابش برای سطوح خارجی شیشه بالایی و لایه عایق، به کمک روابط (۱۱) و (۱۲) محاسبه می شوند [13]. لازم به ذکر است که از تبادل حرارت تابشی سطح زیرین لایه عایق صرف نظر شده است.

$$h_{conv.} = 5.67 + 3.86V_{wind} \quad (11)$$

$$h_{rad.} = \epsilon_g \sigma (T_{g,t}^4 + T_{amb.}^4)(T_{g,t} + T_{amb.}) \quad (12)$$

راندمان هواگرم کن های خورشیدی یکی از پارامترهای اصلی این مبدل هاست که عملکرد آن ها را در تبدیل مستقیم تابش حرارتی خورشید به انتالپی جریان هوا نشان می دهد و به صورت زیر تعریف می شود:

$$\eta = \frac{\dot{m} C_p (T_{out} - T_{in})}{q''_{sun} A} \quad (13)$$

پارامتر مهم دیگری که برای جریان جابه جایی اجباری داخل کانال مطرح است، دمای بالک سیال (fluid bulk temperature) می باشد و مقدار آن در هر مقطع به کمک رابطه زیر قابل محاسبه است:

$$T_{bulk} = \frac{\int_0^b \rho u C_p T w dy}{\dot{m} C_p} \quad (14)$$

شبیه سازی عددی

در این پژوهش، به منظور ترسیم هندسه و شبکه بندی مدل و سپس شبیه سازی جریان سیال و انتقال حرارت، از نرم افزار COMSOL Multiphysics 5.5 استفاده شده است. نظر به هندسه مستطیل شکل ناحیه محاسباتی،

فصل مشترک سیال و جامد نیز اعمال می شود. بنابراین، با توجه به پیوستگی شار حرارتی بر روی فصل مشترک جریان هوا با پوشش های شیشه ای و صفحه جاذب، شرط مرزی زیر اعمال می شود:

$$-k_{solid} \frac{\partial T_{solid}}{\partial n} = -k_{fluid} \frac{\partial T_{fluid}}{\partial n} \quad (V)$$

معادلات هدایت حرارتی مربوط به اجزای جامد موجود در سیستم، به منظور یافتن توزیع دما در هر جزء، بر طبق روابط (۸) تا (۱۰) می باشند:

- برای پوشش های شیشه ای بالایی و پایینی:

$$\left(\frac{\partial^2 T_{g,t}}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T_{g,t}}{\partial y^2} \right) + \frac{\alpha_g \cdot q''_{sun}}{\delta_g \cdot k_g} = 0 \quad (8-الف)$$

$$\left(\frac{\partial^2 T_{g,b}}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T_{g,b}}{\partial y^2} \right) + \frac{\alpha_g \tau_g \cdot q''_{sun}}{\delta_g \cdot k_g} = 0 \quad (8-ب)$$

- برای صفحه جاذب:

$$\frac{\partial^2 T_a}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T_a}{\partial y^2} = 0 \quad (9)$$

- برای لایه عایق:

$$\frac{\partial^2 T_{ins}}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T_{ins}}{\partial y^2} = 0 \quad (10)$$

عبارات چشمه حرارتی (source terms) موجود در روابط (۸-الف) و (۸-ب) به دلیل تابش خورشیدی جذب شده توسط شیشه هاست. شار حرارتی خورشیدی برخوردی به شیشه بالایی، به اندازه $\alpha_g \cdot q''_{sun}$ جذب آن می شود و مابقی یعنی $\tau_g \cdot q''_{sun}$ عبور می کند و به شیشه پایینی برخورد می کند که از این مقدار به اندازه $\alpha_g \tau_g \cdot q''_{sun}$ جذب شیشه پایینی می شود.

به عنوان شرایط مرزی مربوط به معادلات هدایت حرارتی حاکم بر اجزای جامد، در دو موقعیت انتهایی هر جزء ($x=0, L$) شرط عایق لحاظ شده است. در فصل مشترک های داخلی نیز شرط پیوستگی دما و شار حرارتی برقرار است. نهایتاً برای سطوح خارجی

انجام‌شده، مطابق جدول (۲) پنج حالت شبکه‌بندی با تعداد گره‌های متفاوت برای مدل در نظر گرفته شد. حداکثر دمای صفحه جاذب، به‌عنوان یکی از اجزای سیستم که همواره بیشترین مقدار دما را به خود اختصاص می‌دهد و حساسیت زیادی به اندازه سلول‌های محاسباتی دارد، معیار مقایسه شبکه‌بندی‌های مذکور قرار گرفته‌است (در شرایط W/m^2 $1000 q_{sun}''$). پس از بررسی حالت‌های مختلف، شبکه‌بندی با تعداد تقسیمات 320×170 به‌عنوان شبکه‌بندی قابل قبول (هم از نظر دقت نتایج و هم از نظر صرفه‌جویی در زمان حل) انتخاب گردید. شماتیک از گره‌های شبکه موردنظر در ناحیه محاسباتی گسسته‌سازی‌شده، در شکل (۲) ارائه شده‌است.

شبکه‌بندی ساختاریافته متعامد (orthogonal) با تعداد تقسیمات 320×170 به‌کار رفته‌است. ضمناً فشردگی‌سازی شبکه در محل‌هایی که متغیرهای وابسته دارای گرادیان شدید هستند، اعمال شده‌است (شکل ۲).

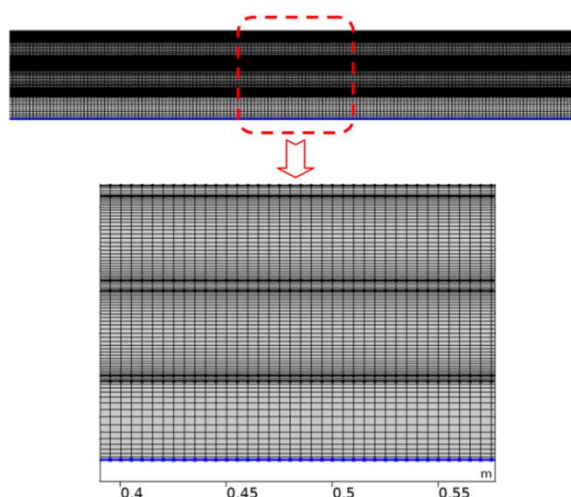
گسسته‌سازی معادلات نیز با روش المان محدود بوده و حل نهایی از طریق روش‌های تکراری و در نظر گرفتن دقت همگرایی 10^{-4} و 5×10^{-4} برای محاسبات سرعت و دما، به‌دست آمده‌است. ضمناً تمامی محاسبات به‌کمک رایانه‌ای با پردازنده Intel® Core™ i5-3210M @2.50 GHz صورت گرفته‌است.

بررسی استقلال حل از شبکه

برای تجزیه و تحلیل اثرات ابعاد شبکه‌بندی بر محاسبات

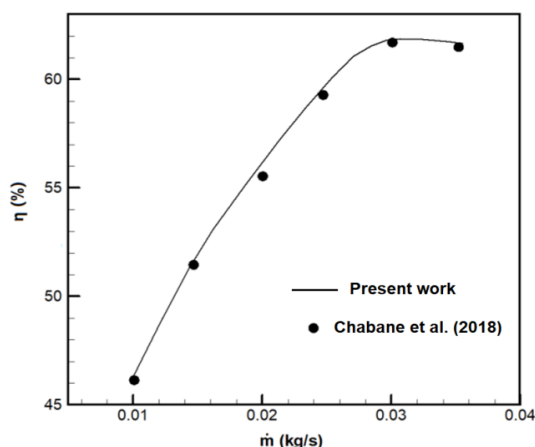
جدول ۲ میزان وابستگی حل عددی به شبکه محاسباتی

حالت	Mesh-1	Mesh-2	Mesh-3	Mesh-4	Mesh-5
اندازه شبکه	170×100	210×120	260×140	320×170	380×200
$T_{a,max}$ (K)	۳۵۶/۱	۳۷۶/۲	۳۸۹/۴	۳۹۷/۲	۴۰۰/۷
خطا نسبت به حالت قبل	-	٪۵/۶	٪۳/۴	٪۲	٪۰/۸

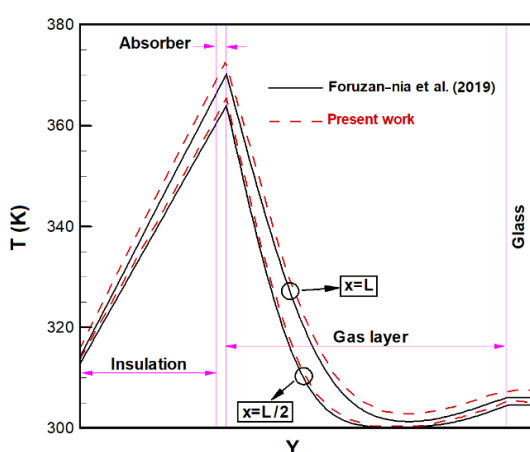


شکل ۲ شماتیک شبکه محاسباتی در بخش‌های مختلف هواگرم‌کن

هر دو پژوهش مطابق شکل (۴) مقایسه شده است. همان‌طور که مشاهده می‌شود، حداکثر دما در هر بخش بر روی صفحه جاذب روی داده و در فواصل دورتر از این صفحه، جریان هوا دارای دمای کمتر و یکنواخت‌تری است. بیشترین اتلاف گرما نیز از طریق لایه عایق به دلیل گرادیان دمای بالا اتفاق می‌افتد. بنابراین، شکل (۴) بیانگر وجود سازگاری مناسبی بین نتایج عددی موجود با نتایج گزارش شده در مرجع [24] می‌باشد.



شکل ۳ روند تغییرات راندمان هواگرم‌کن خورشیدی با دبی جرمی هوا و مقایسه با نتایج مرجع [13]



شکل ۴ توزیع دما در راستای y برای دو بخش محوری مختلف از هواگرم‌کن و مقایسه با نتایج مرجع [24]

اعتبارسنجی حل عددی

به منظور ارزیابی صحت نتایج حاصل از شبیه‌سازی حاضر، از یافته‌های تجربی پژوهش چابن و همکاران [13] و یافته‌های عددی پژوهش فروزان‌نیا و همکاران [24] استفاده شده است. در هر دو مرجع، یک هواگرم‌کن صفحه‌ای ساده (بدون فاصله هوایی) که کاملاً شبیه هواگرم‌کن مورد مطالعه در پژوهش حاضر است، مورد بررسی قرار گرفته است. ضمناً اطلاعات کامل هر هواگرم‌کن، شامل پارامترهای هندسی و خواص ترموفیزیکی اجزای مختلف، در مراجع موردنظر گزارش شده است.

در مرجع [13] راندمان حرارتی هواگرم‌کن ارائه شده توسط چابن و همکاران به ازای مقادیر مختلف دبی جرمی هوا ارائه شده است. این هواگرم‌کن صفحه‌ای با یک پوشش شیشه‌ای دارای کانال هوایی به طول ۷۰ سانتی‌متر، عرض ۵۰ سانتی‌متر و ارتفاع ۴ سانتی‌متر بوده که تحت شار تابشی ۹۵۰ وات بر مترمربع و دبی جرمی ۰/۰۱ تا ۰/۳۵ کیلوگرم بر ثانیه عمل می‌کرده است. پس از شبیه‌سازی هواگرم‌کن مرجع [13] با استفاده از روش عددی پژوهش حاضر، مقادیر راندمان به دست آمده در هر دو پژوهش مطابق شکل (۳) مقایسه شده‌اند. در این شکل، افزایش راندمان هواگرم‌کن در اثر افزایش دبی جرمی هوا، تا رسیدن به حداکثر مقدار خود، قابل مشاهده است و تطابق قابل قبول بین نتایج نیز مؤید صحت حل عددی پژوهش حاضر می‌باشد.

در مرجع [24] برای قسمت‌های مختلف هواگرم‌کن ارائه شده توسط فروزان‌نیا و همکاران، توزیع دما در راستای y از پایین لایه عایق تا سطح شیشه، ارائه شده است. لازم به ذکر است که هندسه و ابعاد این هواگرم‌کن، مشابه هواگرم‌کن شبیه‌سازی شده توسط چابن و همکاران [13] اما با طول ۱ متر می‌باشد که با گاز تابشی شارژ شده است. پس از شبیه‌سازی هواگرم‌کن مرجع [24] با استفاده از روش عددی پژوهش حاضر، توزیع دما در دو بخش محوری مختلف ($x=L/2, L$) برای

نتایج و بحث

در این بخش، یافته‌های عددی پژوهش حاضر برای دو مدل هواگرم‌کن (با و بدون فاصله هوایی) ارائه شده است. ابتدا هواگرم‌کن دارای دو پوشش شیشه‌ای و تأثیر جریان جابه‌جایی طبیعی به واسطه وجود فاصله هوایی بررسی شده و سپس مقایسه آن با حالت نبود فاصله هوایی ارائه می‌شود. در هر وضعیت، پنج شار تابشی مختلف در نظر گرفته شده است و پس از ارائه توزیع سرعت و دما و فشار در قسمت‌های مختلف هواگرم‌کن‌ها، عملکرد این دو سیستم مورد آنالیز قرار می‌گیرد.

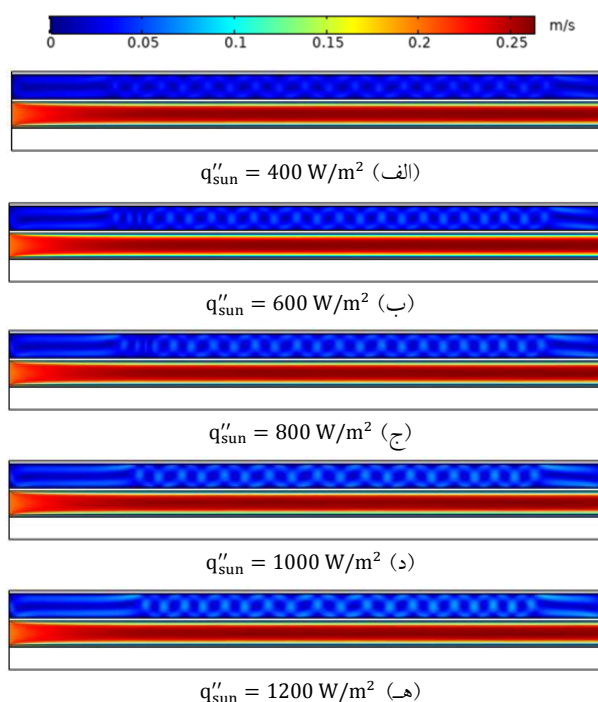
بررسی عملکرد هواگرم‌کن دارای دو پوشش شیشه‌ای

در شکل (۵) توزیع سرعت برای جریان‌های جابه‌جایی طبیعی و اجباری، به‌ازای پنج شار تابش حرارتی ۴۰۰، ۶۰۰، ۸۰۰، ۱۰۰۰ و ۱۲۰۰ وات بر مترمربع، ارائه شده است. به‌وضوح مشاهده می‌شود که روند تغییرات سرعت در طول کانال به‌گونه‌ای است که جریان از وضعیت‌ی‌نواخت به حالت کاملاً توسعه یافته درآمده است.

همان‌طور که پیش‌تر نیز بیان شد، خواص ترموفیزیکی هوا تابعی از دما در نظر گرفته شده، که در این صورت، روابط (۲) تا (۵) به هم وابسته (couple) هستند و باید هم‌زمان حل شوند. از طرفی توزیع دمای صفحه جاذب متناسب با هر مقدار شار تابش ورودی الگوی متفاوتی دارد که خود سبب تغییر توزیع دمای هوای داخل کانال می‌شود و نهایتاً به تغییر خواص جریان منجر می‌گردد. پس به‌ازای هر مقدار شار گرمای تابشی بایستی توزیع سرعت جریان داخل کانال نیز الگوی متفاوتی داشته باشد، اما آنچه که از شکل (۵) برداشت می‌شود، این است که به‌دلیل تغییرات نسبتاً کم دمای بالک سیال در طول کانال (کمتر از ۴۰ درجه سانتی‌گراد)، تغییرات خواص جریان محسوس نیست و در نتیجه تفاوت بین تغییرات سرعت جریان داخل کانال در شارهای تابشی مختلف مشهود نیست.

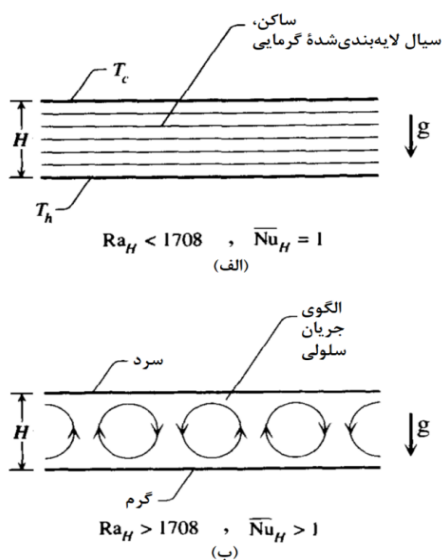
علاوه بر این، چنان‌چه در شکل (۵) بیشتر توجه شود، می‌توان دریافت که در فاصله هوایی میان دو پوشش شیشه‌ای که جریان جابه‌جایی طبیعی برقرار است و گرادیان چگالی تنها نیروی محرک می‌باشد، یک‌سری چرخه‌های ناهمسانگرد مشاهده می‌شود که اصطلاحاً به الگوی جریان چند سلولی بنارد (Bénard Cells) شهرت دارند. این پدیده، نوعی همرفت طبیعی است که در یک لایه افقی سطح از سیال گرم‌شده از پایین رخ می‌دهد و در آن سیال الگوی منظمی از سلول‌های همرفتی را ایجاد می‌کند. در مرجع [39] شرط آغاز همرفت در محفظه‌های گرمایش از زیر به‌صورت $Ra_H \geq 1708$ ذکر شده است، که $Ra_H = g\beta(T_h - T_c)H^3/\alpha\theta$ عدد رایلی بحرانی می‌باشد [40]. نکته دیگر این است که این الگوی جریان، در هر مقدار شار تابشی وضعیت متفاوتی پیدا کرده است؛ به‌طوری‌که، نواحی چرخشی مجاور با مقاطع محوری $x=0, L$ گستره بیشتری نسبت به دیگر سلول‌ها داشته‌اند و با افزایش شار تابشی نیز شدت بیشتری به خود می‌گیرند.

اصولاً انگیزه افزودن فاصله هوایی به ساختار هواگرم‌کن‌ها این است که هوا مناسب‌ترین و ارزان‌ترین ماده عایق در دسترس محسوب می‌شود (با ضریب هدایت حرارتی حدوداً 0.03 W/m.K). بنابراین، هدف از انتخاب چنین عایقی این است که انرژی حرارتی کمتری از جریان هوای گرم داخل کانال هواگرم‌کن تلف شود، اما گرادیان چگالی و ایجاد نیروی شناوری در فاصله هوایی بین دو شیشه باعث ایجاد جریان جابه‌جایی طبیعی می‌شود و این امر به‌عنوان یک مکانیزم انتقال حرارت، اثر مثبت حضور عایق را تحت‌الشعاع خود قرار می‌دهد. باتوجه به این‌که پدیده همرفت بنارد فرآیندی کاملاً ناخواسته است، از این‌رو بایستی تمهیداتی در جهت تقلیل یا حذف آن اندیشیده شود و یا پارامترهای سیستم به‌گونه‌ای انتخاب شوند که رفتار عایق‌بودن لایه هوای بین دو شیشه نمود بیشتری داشته باشد و حتی امکان جریان همرفتی کمتری رخ دهد.



شکل ۵ توزیع سرعت در فضای بین دو شیشه و درون مجرای عبور هوا

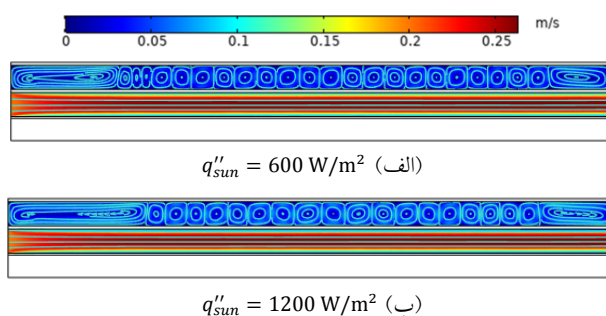
همچنین برقراری جریان لایه‌ای (آرام) در تمام طول کانال عبور هوا به وضوح قابل مشاهده است.



شکل ۶ لایه سیال افقی با گرمایش از زیر [40]

در صورت وجود جریان‌های همرفت طبیعی در یک لایه سیال افقی، قابلیت عایق‌کاری حرارتی این لایه کاهش می‌یابد. مطابق شکل (۶) در صورت عدم وجود همرفت، ضریب انتقال حرارت مقدار کمتری دارد و انتقال حرارت از دیواره پایینی به دیواره بالایی از طریق هدایت خالص انجام می‌شود. برای جلوگیری از ایجاد این جریان‌ها، پیشنهاد شده است که یک صفحه افقی در نقطه‌ای بین دیواره بالایی و دیواره پایینی نصب شود [40]. نقطه بهینه برای نصب صفحه که در آن بتوان هدایت خالص را حفظ کرد، در صورتی که $(g\beta)/(\alpha\theta)$ مستقل از دما باشد، با انجام محاسبات ریاضی، در وسط دیواره بالایی و پایینی $(H/2)$ به دست می‌آید. نویسندگان در نظر دارند که در پژوهش‌های آتی اثر مثبت این راهکار پیشنهادی را نیز مورد بررسی قرار دهند.

در شکل (۷) خطوط جریان برای دو شار حرارتی ۶۰۰ و ۱۲۰۰ وات بر مترمربع ترسیم شده است. الگوی جریانی سلول‌های بنارد در فضای بین دو شیشه و



شکل ۷ خطوط جریان در فضای بین دو شیشه و درون مجرای عبور هوا

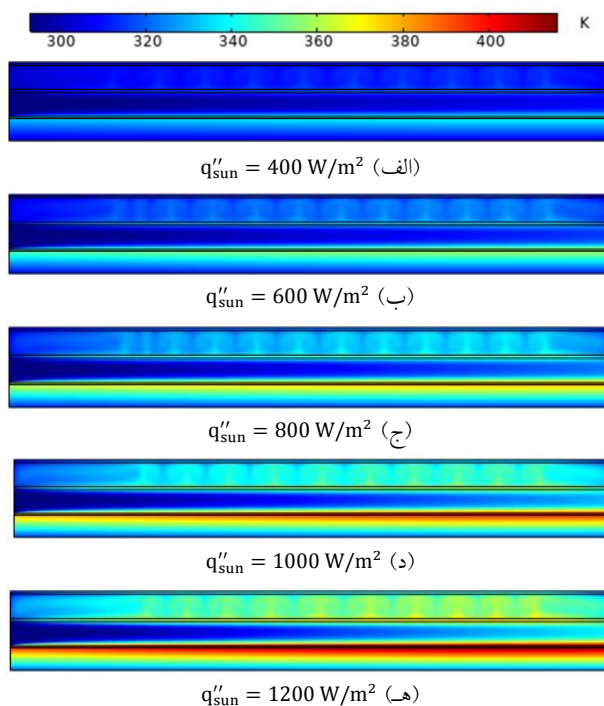
طبیعی بین دو پوشش شیشه‌ای محسوس است. همان‌طور که مشاهده می‌شود، درون فاصله هوایی میان دو شیشه، ناحیه پرفشار در مجاورت پوشش بالایی و ناحیه کم‌فشار در مجاورت پوشش پایینی رخ داده‌است. تغییرات این دو ناحیه پرفشار و کم‌فشار نیز تحت تأثیر شار تابشی به تدریج روند متفاوتی پیدا می‌کند، به‌طوری‌که افزایش شار تابشی بر فشار جریان هوای مجاور پوشش بالایی افزوده و از فشار جریان هوای مجاور پوشش پایینی کاسته‌است.

به منظور نمایش سودمند الگوی دمایی در قسمت‌های مختلف هواگرم‌کن خورشیدی دارای دو شیشه، توزیع دما در راستای محور y (از پایین لایه عایق تا سطح خارجی شیشه بالایی) در چهار بخش محوری مختلف و به‌ازای پنج شار تابشی متفاوت در شکل (۱۰) رسم شده‌است. نحوه گرمایش سیال عامل در طول کانال هواگرم‌کن از این شکل قابل رؤیت است، به‌نحوی که تغییرات دمای هوای عبوری در کانال هواگرم‌کن، در امتداد جهت جریان سیر صعودی دارد. هم‌چنین می‌توان مشاهده کرد که در تمام ضخامت لایه عایق ($3/7\text{cm}$) ≤ y ، گرادیان دمای شدیدی رخ داده‌است و بنابراین لایه عایق مستعد بروز بیشترین اتلاف حرارت از این سیستم می‌باشد. البته بیشترین گرادیان دما، درون جریان اصلی مجاور صفحه جاذب رخ داده‌است. حداکثر مقدار دما در هر بخش محوری نیز بر روی سطح جاذب، که در واقع محل جذب تابش خورشیدی است، اتفاق می‌افتد. به‌علاوه در راستای ضخامت صفحه جاذب و پوشش‌های شیشه‌ای نیز دمای تقریباً یکنواختی در امتداد

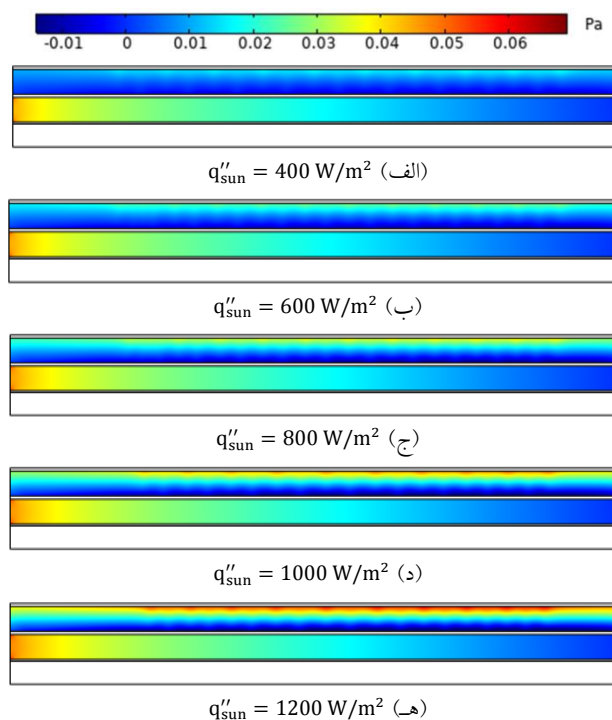
توزیع دما به‌ازای پنج شار تابش حرارتی ۴۰۰، ۶۰۰، ۸۰۰، ۱۰۰۰ و ۱۲۰۰ وات بر مترمربع، برای جریان‌های جابه‌جایی اجباری و طبیعی و نیز اجزای جامد هواگرم‌کن (پوشش‌های شیشه‌ای، صفحه جاذب و لایه عایق) در شکل (۸) نشان داده شده‌است. در هر پنج وضعیت، ناحیه دما-بالا در مجاورت صفحه جاذب (داخل کانال هواگرم‌کن و بالای لایه عایق) و ناحیه دما-پایین درون جریان هوای داخل کانال در نزدیکی شیشه پایینی و هم‌چنین در قسمت تحتانی لایه عایق ایجاد شده‌است. شکل (۸) نشان می‌دهد که چگونه دمای هوای عبوری در امتداد کانال، به‌کمک انتقال حرارت جابه‌جایی اجباری از سطح جاذب دما-بالا افزایش می‌یابد. ملاحظه می‌شود که بخشی از نفوذ انتقال حرارت به درون جریان هوا از طریق پوشش شیشه‌ای داخلی (پایینی) صورت می‌گیرد، اما بخش عمده آن به‌دلیل حضور صفحه جاذب می‌باشد.

توزیع فشار به‌ازای پنج شار تابش حرارتی ۴۰۰، ۶۰۰، ۸۰۰، ۱۰۰۰ و ۱۲۰۰ وات بر مترمربع، برای جریان جابه‌جایی اجباری داخل کانال هوای عبوری و برای جریان جابه‌جایی طبیعی میان دو پوشش شیشه‌ای، در شکل (۹) نشان داده شده‌است. در این‌جا نیز گرچه خصوصیات ترموفیزیکی جریان هوا تابعی از دماست، اما طبق همان استدلالی که قبل‌تر بیان شد، تغییرات فشار هوای داخل کانال، زیاد تحت تأثیر شار تابشی نبوده و در هر پنج وضعیت شکل یکسانی به خود گرفته‌است. واضح است که تغییرات فشار در هر دو جریان کمتر از ۱ پاسکال بوده، و این تغییرات تنها برای جریان هوای

جهت y مشاهده می‌شود. در فضای بین دو شیشه واقع در موقعیت محوری $x=L$ ، کمترین میزان دما را به بنارد، تغییرات دما غیریکنواخت می‌باشد و نوسانات دمایی کاملاً مشهود است. در این فاصله هوایی، نقاط



شکل ۸. توزیع دما در قسمت‌های مختلف هواگرماکن دارای دو پوشش شیشه‌ای

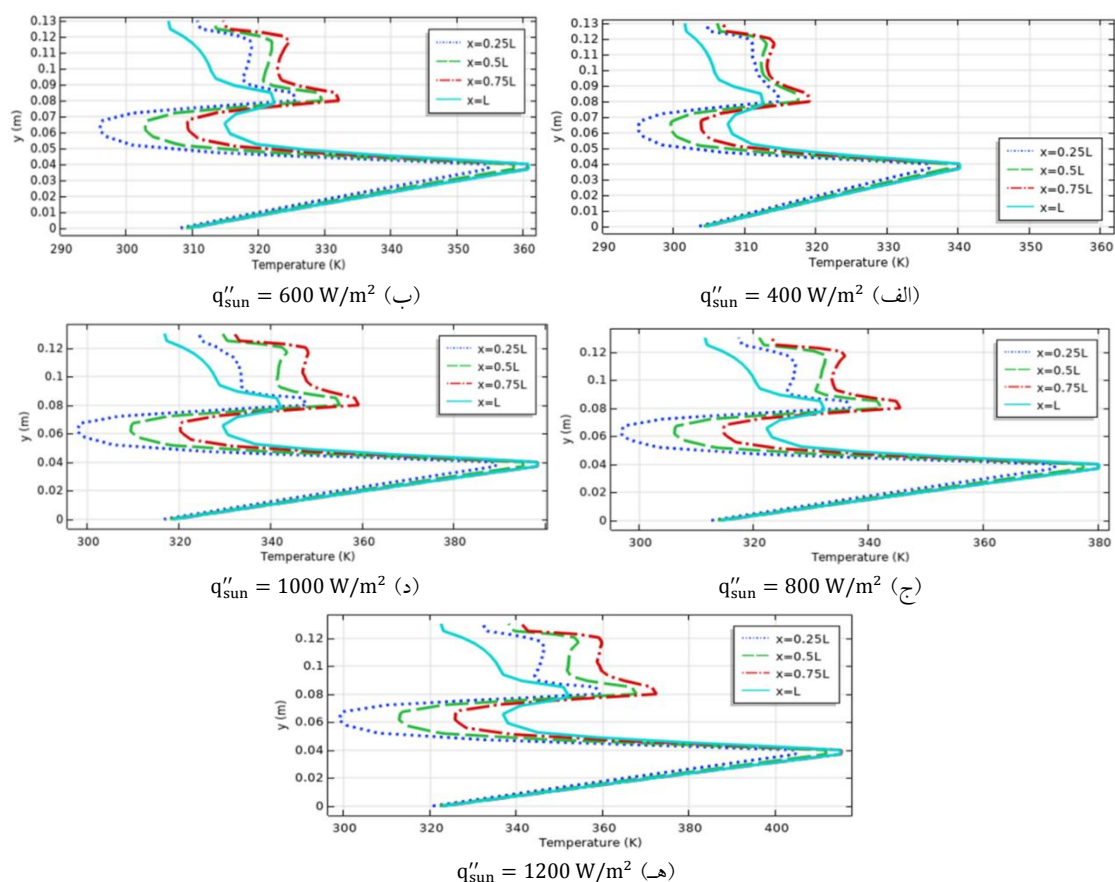


شکل ۹. توزیع فشار در فضای بین دو شیشه و درون مجرای عبور هوا

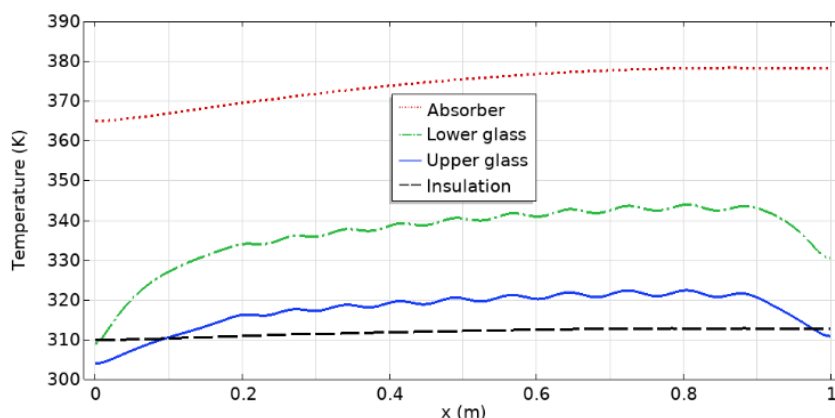
قبل‌تر نیز بیان شد، سطح بالایی صفحه جاذب و سپس سطح زیرین شیشه داخلی که در تماس با جریان اصلی هستند، بیشترین مقادیر دما را به خود اختصاص داده‌اند. واضح است که تغییرات دمای صفحه جاذب، روندی صعودی و غیرخطی پیدا کرده‌است. سطح پایینی لایه عایق که در تماس با محیط اطراف می‌باشد، در بیشتر طول هواگرم‌کن، کمترین میزان دما را دارد و تغییرات آن با شیب مثبت بسیار اندکی همراه است. تغییرات دمایی سطوح شیشه‌ها، به واسطه هم‌جواری با جریان‌های همرفتی ندارد، دارای رفتاری نوسانی است و در مجاورت دو موقعیت محوری ابتدا و انتها که گستره نواحی چرخشی نسبت به سایر بخش‌های محوری درون فاصله هوایی وسیع‌تر است، اثر منفی وجود جریان جابه‌جایی طبیعی و اتلاف حرارت بیشتر شده و در نتیجه این نواحی، دماهای کمتری را تجربه کرده‌اند.

با بررسی اثر شار تابشی بر روی توزیع دمای نشان داده شده در شکل (۱۰) می‌توان دریافت که با افزایش شار تابشی، دمای نقاط مختلف هواگرم‌کن نیز افزایش یافته و سطح جاذب نیز بیشترین مقدار دما را تجربه کرده‌است؛ به طوری که دمای سطح جاذب در شار تابشی ۱۲۰۰ وات بر مترمربع، از ۴۰۰ کلوین نیز فراتر رفته‌است. گرادیان دما در راستای ضخامت لایه عایق و در نتیجه، میزان اتلاف حرارت نیز رشد داشته‌است. ضمناً الگوی تغییرات دمایی در هر بخش محوری درون فاصله هوایی بین دو شیشه، به‌ازای مقادیر مختلف شار تابشی، یکسان است.

نحوه تغییرات دمایی سطح شیشه بالایی و پایینی، سطح صفحه جاذب و سطح خارجی لایه عایق در راستای طول هواگرم‌کن، به‌ازای شار تابشی ۸۰۰ وات بر مترمربع، در شکل (۱۱) رسم شده‌است. همان‌طور که



شکل ۱۰ توزیع دما در امتداد جهت y در مقاطع محوری مختلف برای هواگرم‌کن دارای دو پوشش شیشه‌ای



شکل ۱۱ توزیع دما در امتداد جهت x برای سطوح مختلف هواگرم‌کن، به‌ازای $800 q''_{\text{sun}} = \text{W/m}^2$

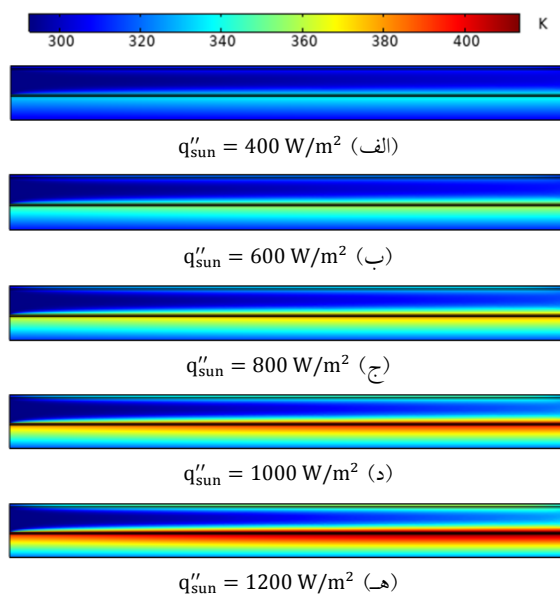
شیشه) و در چهار بخش محوری مختلف و به‌ازای پنج شار تابشی متفاوت ترسیم شده‌است. مشابه شکل (۱۰) در سرتاسر ضخامت لایه عایق و نیز درون جریان اصلی مجاور صفحه جاذب، گرادیان دمای شدیدی پدیدار شده، و حداکثر دما در هر بخش محوری نیز بر روی سطح جاذب رخ داده‌است.

به‌علاوه، مشاهده می‌شود که دمای تقریباً یکنواختی در امتداد جهت y در ضخامت صفحه جاذب و پوشش شیشه‌ای رخ می‌دهد. همچنین تغییرات دمای هوای عبوری از کانال هواگرم‌کن، در امتداد جهت جریان صعودی دارد و در فواصل دورتر از صفحه جاذب، جریان هوا دارای دمای کمتر و یکنواخت‌تری است. مشابه قبل، افزایش دمای نقاط مختلف هواگرم‌کن و خصوصاً سطح جاذب به‌واسطه افزایش شار تابشی کاملاً آشکار است و گرادیان دما در ضخامت لایه عایق و در نتیجه میزان اتلاف حرارت نیز بیشتر شده‌است.

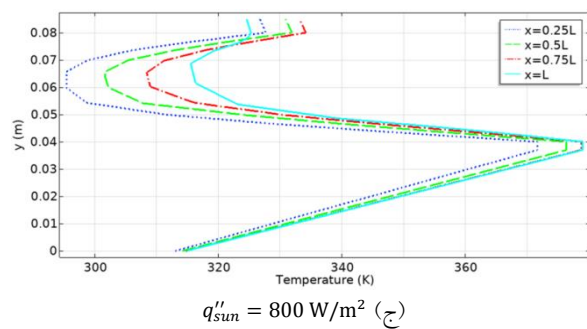
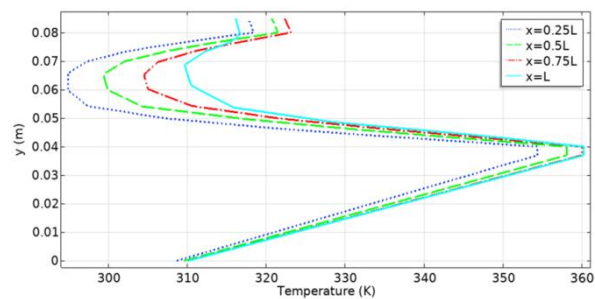
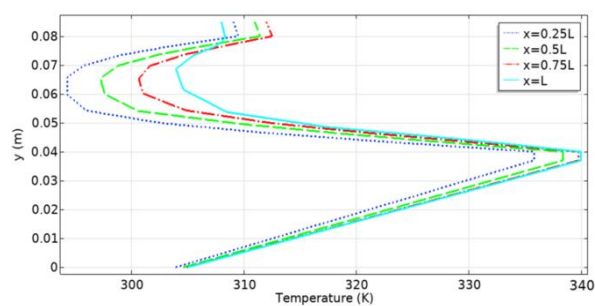
بررسی عملکرد هواگرم‌کن دارای یک پوشش شیشه‌ای

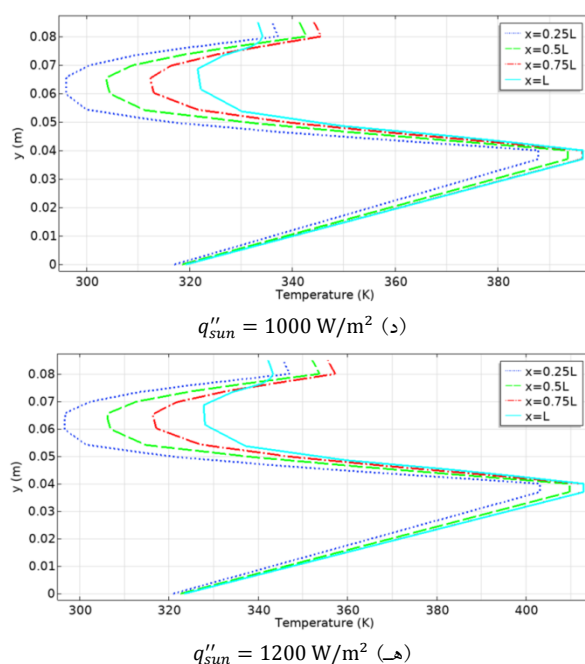
نهایتاً برای تأیید اثر استفاده از دو پوشش شیشه‌ای در هواگرم‌کن‌های خورشیدی صفحه‌ای، تغییرات دمایی قسمت‌های مختلف هواگرم‌کن دارای یک شیشه، به‌ازای مقادیر مختلف شار گرمایی تابشی، در شکل (۱۲) نشان داده شده‌است. در این‌جا نیز در هر پنج وضعیت، ناحیه دما- بالا در مجاورت صفحه جاذب (درون کانال و بالای عایق) به‌وجود آمده و در مجاورت پوشش شیشه‌ای و قسمت تحتانی لایه عایق نیز نواحی دما- پایین وجود دارد. هوای مجاور صفحه جاذب انرژی حرارتی بیشتری را به روش جابه‌جایی اجباری دریافت می‌کند و در اطراف خط مرکزی کانال، جریان هوا با دمای کمتر (اما یکنواخت‌تر) مشاهده می‌شود. این دلیل اصلی راندمان حرارتی پایین هواگرم‌کن خورشیدی صفحه‌ای با یک شیشه است که در واقع ناشی از پایین‌بودن ضریب انتقال حرارت جابه‌جایی بین جریان هوا و سطح گرم جاذب می‌باشد.

در شکل (۱۳) نحوه تغییرات دما در قسمت‌های مختلف هواگرم‌کن خورشیدی دارای یک شیشه در راستای محور y (از پایین لایه عایق تا سطح خارجی



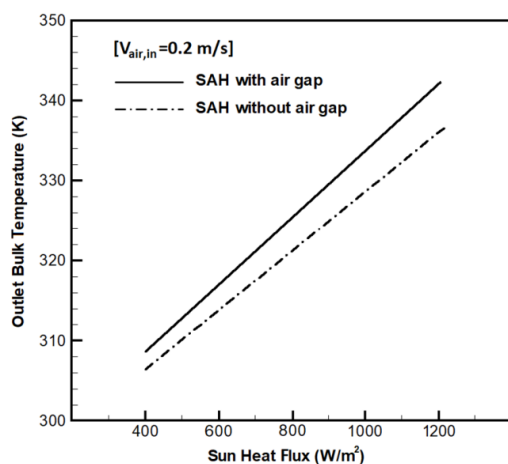
شکل ۱۲ توزیع دما در قسمت‌های مختلف هواگرم‌کن دارای یک پوشش شیشه‌ای





شکل ۱۳ توزیع دما در امتداد جهت y در مقاطع محوری مختلف برای هواگرم‌کن دارای یک پوشش شیشه‌ای

ورودی 0.2 متر بر ثانیه (معادل دبی $9/6$ گرم بر ثانیه)، موجب افزایش دمای هوای خروجی به میزان 30 و 34 درجه سانتی‌گراد به ترتیب برای هواگرم‌کن با یک و دو پوشش شیشه‌ای شده‌است (معادل $9/8$ و $11/0$ درصد).



شکل ۱۴ تغییرات دمای بالک هوای خروجی برحسب شار حرارتی خورشیدی، برای دو مدل هواگرم‌کن خورشیدی صفحه‌ای

از شکل (۱۴) پیداست که در صورت استفاده از

مقایسه عملکرد دو هواگرم‌کن صفحه‌ای در حالت‌های

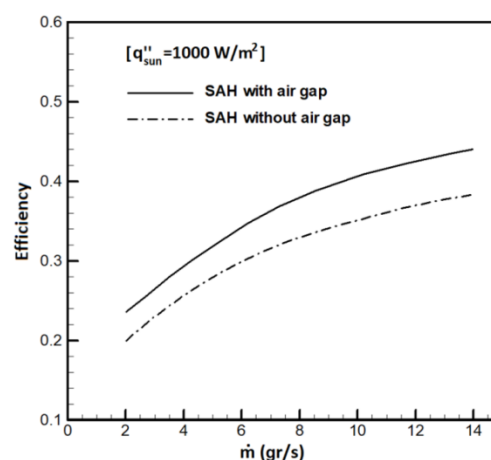
یک و دو پوشش شیشه‌ای. به منظور مطالعه بیشتر پیرامون تأثیر تعداد پوشش‌های شیشه‌ای بر روی عملکرد حرارتی هواگرم‌کن‌ها، در شکل (۱۴) تغییرات دمای بالک سیال در مقطع خروجی برحسب شار حرارتی خورشیدی به‌ازای سرعت جریان ورودی 0.2 متر بر ثانیه و در شکل (۱۵) تغییرات راندمان حرارتی سیستم برحسب مقادیر مختلف نرخ جریان جرمی هوای عبوری از کانال به‌ازای شار حرارتی 1000 وات بر مترمربع نشان داده شده‌است. با مشاهده شکل (۱۴) می‌توان دریافت که در هر دو وضعیت به‌کارگیری یک یا دو پوشش شیشه‌ای برای هواگرم‌کن، دمای بالک هوای خروجی با افزایش شار حرارتی تابش خورشیدی به صورت خطی افزایش دارد. علت این است که با افزایش شار تابشی، حجم توان حرارتی منتقل شده به هواگرم‌کن و در نتیجه دمای سطح جاذب افزایش می‌یابد و این موضوع باعث تقویت میزان تبادل حرارت و افزایش دمای هوای خروجی می‌گردد. همان‌طور که پیداست، افزایش سه برابری شار تابشی (از 400 تا 1200 وات بر مترمربع) به‌ازای سرعت

از مشاهده شکل (۱۵) چنین استنباط می‌شود که به‌طور کلی افزایش نرخ جریان جرمی هوا، در حالت یک و دو پوشش شیشه‌ای، عملکرد هواگرم‌کن خورشیدی را با شیب تقریباً یکسانی بهبود می‌بخشد. با افزایش دبی جریان، مدت زمان حضور هوا در کانال کمتر می‌شود و در نتیجه زمان تبادل حرارت کاهش می‌یابد. این مسئله سبب می‌شود که اختلاف دمای هوای ورودی و خروجی از هواگرم‌کن کاهش یابد. از طرفی، با افزایش سرعت هوا، ضریب انتقال حرارت جابه‌جایی در کانال افزایش می‌یابد که در مجموع سبب بهبود انتقال حرارت می‌گردد. همان‌طور که مشاهده می‌شود، در شار تابشی ۱۰۰۰ وات بر مترمربع، با تغییر دبی جریان از ۲ تا ۱۴ گرم بر ثانیه (متناظر با سرعت ورودی ۰/۴ تا ۰/۳ متر بر ثانیه)، میزان افزایش راندمان حرارتی برای هواگرم‌کن دارای یک و دو پوشش شیشه‌ای به‌ترتیب برابر با ۱۸٪ و ۲۰٪ می‌باشد. واضح است که اگر نرخ جریان هوا بسیار پایین باشد، هواگرم‌کن استفاده مؤثری نخواهد داشت. از سوی دیگر، افزایش جریان هوا مستلزم افزایش انرژی الکتریکی موردنیاز فن‌هاست. بنابراین، نرخ جریان سیال باید مقدار بهینه‌ای باشد.

هم‌چنین از شکل (۱۵) پیداست که در وضعیت به‌کارگیری دو پوشش شیشه‌ای و وجود فاصله هوایی، راندمان هواگرم‌کن در یک نرخ جریان جرمی مشخص، نسبت به حالت یک شیشه، بیشتر شده است؛ به‌طوری‌که در محدوده دبی جریان ۲ تا ۱۴ گرم بر ثانیه، این افزایش راندمان حدوداً ۴ تا ۶ درصد بوده است. این شکل هم‌چنین نشان می‌دهد که با افزایش نرخ جریان جرمی هوا، برای هر دو مدل هواگرم‌کن، شدت افزایش راندمان حرارتی نهایتاً رو به کاهش می‌گذارد.

مطابق با شرح مفصلی که ارائه شد می‌توان نتیجه گرفت که در صورت استفاده از دو پوشش شیشه‌ای برای هواگرم‌کن‌های خورشیدی صفحه‌ای، عملکرد تبدیل تابش حرارتی به انتالپی جریان هوا بهبود می‌یابد و انرژی حرارتی بیشتری به جریان هوا منتقل می‌شود. این امر،

دو پوشش شیشه‌ای و وجود جریان جابه‌جایی طبیعی در فاصله هوایی، مقدار دمای هوای خروجی در یک شار حرارتی مشخص، نسبت به حالتی که از یک پوشش شیشه‌ای استفاده شده باشد، بیشتر است؛ به‌طوری‌که در محدوده ۴۰۰ تا ۱۲۰۰ وات بر مترمربع، این افزایش دما در حدود ۲ تا ۶ درجه سانتی‌گراد بوده است (معادل ۰/۷ تا ۱/۸ در صد). هم‌چنین مشاهده می‌شود که در مقادیر بالای شار تابشی، تغییرات دمای هوای خروجی در حالت به‌کارگیری دو پوشش شیشه‌ای، با شیب بیشتری افزایش می‌یابد. علت را می‌توان این‌گونه بیان کرد که علاوه بر لایه عایق تعبیه‌شده در زیر صفحه جاذب، وجود لایه هوای بین دو شیشه نیز نقش یک عایق بسیار مناسب را ایفا می‌کند که سبب می‌شود مقاومت حرارتی مقابل جریان هوای داخل مجرا تقویت گردد و اتلاف حرارت به واسطه حضور این دو ماده عایق تا حد زیادی کاهش یابد. در نتیجه، دمای نقاط مختلف هواگرم‌کن از جمله جریان هوا، در این وضعیت (حضور دو شیشه) بیشتر خواهد بود. شایان ذکر است که حضور جریان‌های همرفتی بنارد می‌تواند تا حدی از مقاومت حرارتی فاصله هوایی بکاهد و موجبات اتلاف انرژی را فراهم نماید، اما نهایتاً نتایج عددی نمایانگر وجود اثر مثبت فاصله هوایی بر عملکرد هواگرم‌کن می‌باشند.



شکل ۱۵ تغییرات راندمان حرارتی برحسب نرخ جریان جرمی هوا، برای دو مدل هواگرم‌کن خورشیدی صفحه‌ای

۳. با افزایش نرخ جریان جرمی هوا در هر دو مدل هواگرم‌کن، راندمان حرارتی سیر صعودی داشته و در یک مقدار مشخصی از دبی جریان، هواگرم‌کن دارای دو شیشه، راندمان بالاتری را از خود نشان داده‌است. به‌عنوان مطالعات پژوهشی آینده، می‌توان موارد زیر را از جمله ایده‌ها و طرح‌های پیشنهادی در راستای بهبود عملکرد این نوع کلکتورهای خورشیدی در نظر گرفت:

۱. تعیین فاصله بهینه مابین دو پوشش شیشه‌ای، در جهت بروز کمترین اتلافات ناشی از وجود جریان جابه‌جایی طبیعی و نهایتاً کسب بیشترین راندمان حرارتی.
۲. بررسی فرآیند بازیابی در هواگرم‌کن‌ها و تعیین نرخ بهینه جریان هوای گرم برگشتی از مقطع خروجی به ورودی کلکتور.
۳. تحلیل گازگرم‌کن‌های خورشیدی صفحه‌تخت دارای دو پوشش شیشه‌ای، با در نظر گرفتن گازهای تابشی مختلف در کانال اصلی (به‌جای هوا).

واژه‌نامه

Double-glass Flat-plate Solar Air Heater	هواگرم‌کن خورشیدی صفحه‌تخت دو شیشه‌ای
Main Air Channel	کانال اصلی جریان هوا
Glass Covers	پوشش‌های شیشه‌ای
Air Gap	فضای بین دو شیشه
Absorber Plate	صفحه جاذب
Insulation Layer	لایه عایق
Radiative Heat Flux	شار حرارتی تابشی
Air Flow Rate	نرخ جریان هوا
Thermal Efficiency	راندمان حرارتی
Fluid Bulk Temperature	دمای بالک سیال
Bénard Convection Phenomenon	پدیده همرفت بنارد

افزایش دمای هوای خروجی و راندمان حرارتی بیشتر را سبب می‌گردد. بنابراین استفاده از دو پوشش شیشه‌ای برای هواگرم‌کن‌های خورشیدی صفحه‌ای پیشنهاد می‌شود و به نظر می‌رسد که می‌توان آن را به‌عنوان روشی مطمئن در جهت بهبود عملکرد این هواگرم‌کن‌ها پذیرفت.

نتیجه‌گیری

باتوجه به راندمان حرارتی پایین هواگرم‌کن‌های خورشیدی صفحه‌ای، تاکنون راهکارهای متنوعی به‌منظور بهبود عملکرد این نوع مبدل‌های حرارتی، توسط پژوهشگران مختلف ارائه شده‌است. در همین راستا، پژوهش حاضر نیز سعی داشته‌است تا هواگرم‌کن‌های دارای فاصله هوایی در فضای بین دو پوشش شیشه‌ای را، به‌صورت دقیق و با صرف‌نظر از بیشتر فرضیات ساده‌کننده مطالعات پیشین، مورد ارزیابی قرار دهد. پس از مدل‌سازی و شبیه‌سازی هندسه موردنظر در نرم‌افزار کامسول و حل معادلات حاکم برای جریان هوا و همچنین اجزای جامد موجود در هواگرم‌کن، نتایج موردنظر برای دو مدل (شامل یک و دو پوشش شیشه‌ای) استخراج گردید. خلاصه‌ای از مهم‌ترین یافته‌های پژوهش حاضر را می‌توان چنین بیان کرد:

۱. ظهور ناخواسته پدیده همرفت بنارد در فضای بین دو شیشه به‌واسطه حضور جریان جابه‌جایی طبیعی می‌تواند منجر به بروز یک‌سری تلفات حرارتی از جریان هوای گرم داخل کانال هواگرم‌کن شود و اثر مثبت عایق کاری حرارتی لایه هوا را کاهش دهد. در نتیجه لازم است پارامترهای مؤثر در این سیستم را به‌گونه‌ای بهینه‌سازی کرد که توازن بین حداقل تلفات حرارتی (از طریق لایه هوای بین دو شیشه) و حداکثر راندمان حرارتی برقرار گردد.
۲. دمای هوای خروجی برای هر دو مدل هواگرم‌کن، با افزایش شار تابش خورشیدی، به‌طور خطی افزایش داشته، اما در یک شار تابشی مشخص مقدار آن برای هواگرم‌کن دارای دو شیشه بیشتر بوده‌است.

فهرست علائم نمادها		ضریب جذب شیشه	
A	مساحت سطح هواگرم‌کن (m^2)	α_g	ضریب جذب شیشه
a	ارتفاع فاصله هوایی بین دو شیشه (m)	β	ضریب انبساط حرارتی ($1/K$)
b	ارتفاع کانال عبور هوا (m)	δ	ضخامت (m)
C_p	گرمای ویژه ($kJ/kg.K$)	ε	ضریب صدور
g	شتاب جاذبه ($9.81 m/s^2$)	η	راندمان حرارتی
H	فاصله بین دو صفحه (m)	μ	لزجت دینامیکی (Pa.s)
h	ضریب انتقال حرارت (جابه‌جایی/تابشی) ($W/m^2.K$)	ϑ	لزجت سینماتیکی (m^2/s)
k	ضریب هدایت حرارتی ($W/m.K$)	ρ	چگالی (kg/m^3)
L	طول هواگرم‌کن (m)	σ	ثابت استفان-بولتزمن ($5.67 \times 10^{-8} W/m^2.K^4$)
$\dot{m}$	نرخ جریان جرمی (kg/s)	τ	ضریب عبور
Nu	عدد ناسلت (ضریب انتقال حرارت بی‌بعد)	زیر نویس‌ها	
n	بردار یک‌گه عمود بر سطح	a	صفحه جاذب
P	فشار (Pa)	amb	محیط اطراف
q''	شار تابش گرمایی (W/m^2)	b	پایینی
Ra	عدد رایلی	c	سرد
Re	عدد رینولدز	conv	جابه‌جایی (همرفت)
T	دما (K)	f	فیلم سیال
u	مؤلفه x سرعت (m/s)	g	شیشه/پوشش شیشه‌ای
v	مؤلفه y سرعت (m/s)	h	گرم
$V, \bar{V}$	سرعت (متوسط) (m/s)	in	ورودی
w	عرض هواگرم‌کن (m)	ins	لایه عایق
(x, y)	مختصات افقی و عمودی (m)	out	خروجی
نمادهای یونانی		rad	تابشی
α	ضریب نفوذ یا پخش حرارتی (m^2/s)	sun	خورشیدی
		t	بالایی

مراجع

1. Waqas, A., and Kumar, S. "Phase Change Material (PCM)-based Solar Air Heating System for Residential Space Heating in Winter", *International Journal of Green Energy*, Vol. 10, No. 4, Pp. 402-426, (2013).

2. Al-damook, A., and Khalil, W.H. "Experimental Evaluation of an Unglazed Solar Air Collector for Building Space Heating in Iraq", *Renewable Energy*, Vol. 112, Pp. 498-509, (2017).
3. Gandjalikhan-nassab, S. A., and Moeinaddini, M., "Performance Augmentation of Solar Air Heater for Space Heating Using a Flexible Flapping Guide Winglet", *Iranian (Iranica) Journal of Energy & Environment*, Vol. 12, No. 2, Pp. 161-172, (2021).
4. Sharma, A., and Sharma, N., "Construction and Performance Analysis of an Indirect Solar Dryer Integrated with Solar Air Heater", *Procedia Engineering*, Vol. 38, Pp. 3260-3269, (2012).
5. Khama, R., Aissani, F., and Alkama, R., "Design and Performance Testing of an Industrial-Scale Indirect Solar Dryer", *Journal of Engineering Science and Technology*, Vol. 11, No. 9, Pp. 1263-1281, (2016).
6. Baniasadi, E., Ranjbar, S., and Boostani-pour, O., "Experimental Investigation of the Performance of a Mixed-Mode Solar Dryer with Thermal Energy Storage", *Renewable Energy*, Vol. 112, Pp. 143-150, (2017).
7. Rezaei, M., Sefid, M., Almutairi, K., Mostafaei-pour, A., Ao, H.X., Hosseini Dehshiri, S.J., Chowdhury, S., and Techato, K., "Investigating Performance of a New Design of Forced Convection Solar Dryer", *Sustainable Energy Technologies and Assessments*, Vol. 50, P. 101863, (2022).
8. Mei, L., Infield, D., Eicker, U., Loveday, D., and Fux, V., "Cooling Potential of Ventilated PV Façade and Solar Air Heaters Combined with a Desiccant Cooling Machine", *Renewable Energy*, Vol. 31, No. 8, Pp. 1265-1278, (2006).
9. Hatami, Z., Saidi, M.H., Mohammadian, M., and Aghanajafi, C., "Optimization of Solar Collector Surface in Solar Desiccant Wheel Cycle", *Energy and Buildings*, Vol. 45, Pp. 197-201, (2012).
10. Fan, W., Kokogiannakis, G., and Ma, Z., "Integrative Modelling and Optimisation of a Desiccant Cooling System Coupled with a Photovoltaic Thermal-Solar Air Heater", *Solar Energy*, Vol. 193, Pp. 929-947, (2019).
11. Alta, D., Bilgili, E., Ertekin, C., and Yaldiz, O., "Experimental Investigation of Three Different Solar Air Heaters: Energy and Exergy Analyses", *Applied Energy*, Vol. 87, No. 10, Pp. 2953-2973, (2010).
12. Mzad, H., Otmani, A., Haouam, A., Łopata, S., and Ocloń, P., "Tilt Optimization of a Double-Glazed Air Solar Collector Prototype", *XI International Conference on Computational Heat, Mass and Momentum Transfer*, In MATEC Web of Conferences, Vol. 240, No. 04006, (2018).
13. Chabane, F., Nouredine, M., and Brima, A., "Experimental Study of Thermal Efficiency of a Solar Air Heater with an Irregularity Element on Absorber Plate", *International Journal of Heat and Technology*, Vol. 36, No. 3, Pp. 855-860, (2018).
14. Zukowski, M., "Experimental Investigations of Thermal and Flow Characteristics of a Novel Microjet Air Solar Heater", *Applied Energy*, Vol. 142, Pp. 10-20, (2015).

15. Gao, W., Lin, W., and Lu, E., "Numerical Study on Natural Convection inside the Channel between the Flat-Plate Cover and Sine-Wave Absorber of a Cross-Corrugated Solar Air Heater", *Energy Conversion and Management*, Vol. 41, No. 2, Pp. 145-151, (2000).
16. Gao, W., Lin, W., Liu, T., and Xia, C., "Analytical and Experimental Studies on the Thermal Performance of Cross-Corrugated and Flat-Plate Solar Air Heaters", *Applied Energy*, Vol. 84, No. 4, Pp. 425-441, (2007).
17. Siddique, W., Raheem, A., Aqeel, M., Qayyum, S., Salamen, T., Waheed, K., and Qureshi, K., "Evaluation of Thermal Performance Factor for Solar Air Heaters with Artificially Roughened Channels", *Archive of Mechanical Engineering*, Vol. 68, No. 2, Pp. 195-225, (2021).
18. Kulkarni, K., Afzal, A., and Kim, K.Y., "Multi-Objective Optimization of Solar Air Heater with Obstacles on Absorber Plate", *Solar Energy*, Vol. 114, Pp. 364-377, (2015).
19. Hosseini, S.S., Ramiar, A., and Ranjbar, A. A., "Numerical Investigation of Natural Convection Solar Air Heater with Different Fins Shape", *Renewable Energy*, Vol. 117, Pp. 488-500, (2017).
20. Singh, S., and Negi, B. S., "Numerical Thermal Performance Investigation of Phase Change Material Integrated Wavy Finned Single Pass Solar Air Heater", *Journal of Energy Storage*, Vol. 32, (2020).
21. Madadi Avargani, V., Zendejboudi, S., Rahimi, A., and Soltani, S., "Comprehensive Energy, Exergy, Enviro-Exergy, and Thermo-Hydraulic Performance Assessment of a Flat Plate Solar Air Heater with Different Obstacles", *Applied Thermal Engineering*, Vol. 203, P. 117907, (2022).
22. Layek, A., Saini, J. S., and Solanki, S. C., "Second Law Optimization of a Solar Air Heater Having Chamfered Rib-Groove Roughness on Absorber Plate", *Renewable Energy*, Vol. 32, No. 12, Pp. 1967-1980, (2007).
23. Alam, T., Meena, C.S., Balam, N. B., Kumar, A., and Cozzolino, R., "Thermo-Hydraulic Performance Characteristics and Optimization of Protrusion Rib Roughness in Solar Air Heater", *Energies*, Vol. 14, No. 11, p. 3159, (2021).
24. Foruzan-nia, M., Gandjalikhan-Nassab, S.A., and Ansari, A.B., "Numerical Simulation of Flow and Thermal Behavior of Radiating Gas Flow in Plane Solar Heaters", *Journal of Thermal Science and Engineering Applications*, Vol. 12, No. 3, Pp. 1-16, (2019).
25. Gandjalikhan-Nassab, S.A., and Sheikh-Nejad, Y., "Exploitation of Radiating Gas in Improving Solar Gas Heater Performance", *Energy Sources - Part A: Recovery, Utilization, and Environmental Effects*, Pp. 1-18, (2021).
26. Alkilani, M. M., Sopian, K., Mat, S. B., and Alghoul, M. A., "Output Air Temperature Prediction in a Solar Air Heater Integrated with Phase Change Material", *European Journal of Scientific Research*, Vol. 27, No. 3, Pp. 334-341, (2009).
27. Krishnananth, S. S., and Murugavel, K. K., "Experimental Study on Double-Pass Solar Air Heater with

- Thermal Energy Storage", *Journal of King Saud University - Engineering Sciences*, Vol. 25, No. 2, Pp. 135-140, (2013).
28. Omojaro, A. P., and Aldabbagh, L. B. Y., "Experimental Performance of Single and Double Pass Solar Air Heater with Fins and Steel Wire Mesh as Absorber", *Applied Energy*, Vol. 87, No. 12, Pp. 3759-3765, (2010).
 29. Stanley, S.G., and Murugavel, K.K., "Experimental Investigation of Thermal Performance of a Single and Double Pass Solar Air Heater with Arc-Like Structures as the Absorber Plate", *Journal of Computational and Theoretical Nanoscience*, Vol. 14, No. 7, Pp. 3410-3415, (2017).
 30. Chen, W., and Liu, W., "Numerical Analysis of Heat Transfer in a Composite Wall Solar-Collector System with a Porous Absorber", *Applied Energy*, Vol. 78, No. 2, Pp. 137-149, (2004).
 31. Gupta, B., Waiker, J. K., Manikpuri, G. P., and Bhalavi, B. S., "Experimental Analysis of Single and Double Pass Smooth Plate Solar Air Collector with and without Porous Media", *American Journal of Engineering Research*, Vol. 2, No. 12, Pp. 144-149, (2013).
 32. Salih, M. M. M., Alomar, O. R., and Yassien, H. N. S., "Impacts of Adding Porous Media on Performance of Double-Pass Solar Air Heater under Natural and Forced Air Circulation Processes". *International Journal of Mechanical Sciences*, Vol. 210, P. 106738, (2021).
 33. Collins, M. R., and Abulkhair, H., "An Evaluation of Heat Transfer and Effectiveness for Unglazed Transpired Solar Air Heaters", *Solar Energy*, Vol. 99, Pp. 231-245, (2014).
 34. Mahboub, C., Moummi, N., Brima, A., and Moummi, A., "Experimental Study of New Solar Air Heater Design", *International Journal of Green Energy*, Vol. 13, No. 5, Pp. 521-529, (2016).
 35. Bakri, B., Eleuch, O., Ketata, A., Driss, S., Driss, Z., and Benguesmia, H., "Study of the Turbulent Flow in a Newly Solar Air Heater Test Bench with Natural and Forced Convection Modes", *Energy*, Vol. 161, Pp. 1028-1041, (2018).
 36. Dheyab, H.S., Al-Jethelah, M., Yassen, T., and Khalil, T., "Experimental Study of the Optimum Air Gap of a Rectangular Solar Air Heater", *Journal of Advanced Research in Fluid Mechanics and Thermal Sciences*, Vol. 59, No. 2, Pp. 318-329, (2019).
 37. Sheikh-Nejad, Y., and Gandjalikhan-Nassab, S. A., "Enhancement of Solar Chimney Performance by Passive Vortex Generator", *Renewable Energy*, Vol. 169, Pp. 437-450, (2021).
 38. COMSOL Multiphysics Commercial Software User's Guide, Version 5.5, (2019).
 39. Pellew, A., and Southwell, R. V., "On Maintained Convective Motion in a Fluid Heated from Below", *Royal Society*, Vol. 176, No. 966, Pp. 312-343, (1940).
 40. Bejan, A., "Convection Heat Transfer", *John Wiley & Sons*, New York, 4th Edition, (2013).

The Effects of Air Gap between Two Glass Covers on the Performance of Plane Solar Air Heaters

Omid Deymi¹

Seyyed Abdolreza Gandjalikhan-nassab²

1. Introduction

Nowadays, environmental concerns about the use of fossil fuels, such as greenhouse gas emissions and global warming, are becoming more acute. On the other hand, the use of novel and renewable energy sources, especially solar energy, plays an important role in meeting the various needs based on power plant and non-power plant technologies. One of the non-power plant purposes of employing solar thermal energy is utilizing solar air heaters or hot air collectors, which have a wide range of applications due to their simple design and low cost. In addition to heating various spaces (residential buildings, animal shelters, etc.) and drying agricultural and industrial products, these devices can also use the hot exhaust air for solar dehumidification systems or recovery section of cooling systems.

In general, the main components of a solar air heater include a transparent cover (such as glass), absorber plate (such as thin aluminum sheet), thermal insulation material (such as glass wool), air channel or duct, and air blower or fan. These thermal systems, which convert solar thermal radiation into airflow enthalpy directly, are mainly capable of providing low to medium temperatures (less than 60 °C). However, this range of supply temperatures can be acceptable in many industrial and domestic applications.

Since the conductive and convective coefficients and the heat capacity of the “air” fluid have small values, the efficiency of solar air heaters is lower than that of solar collectors whose working fluid is “liquid”. Therefore, with the aim of increasing the heat transfer coefficient (between the absorber plate and the airflow) and reducing the heat loss from these systems, various studies have been conducted over the years. In this regard, in order to increase the rate of heat transfer to the main flow and improve the thermal performance of solar air heaters, different solutions have been proposed by interested researchers, the most important of which are: corrugating the absorber plate, placing obstacles and fins with different geometric shapes in airflow path, creating a series of rib-grooves over the absorber plate, using radiative gases instead of air (such as a mixture of dry air and

water vapor), utilizing tubes containing phase change materials (PCMs), designing double-pass channels for air flow, and using porous areas in flow path.

All of the above-mentioned approaches and ideas recognize the importance of achieving high thermal efficiency in flat-plate solar air heaters. However, the purpose of the current study is to comprehend how creating an air gap by utilizing two glass covers affects the thermal efficiency of this sort of heat exchanger. Although this is not a novel idea, its effect on the behavior of flat-plate solar air heaters has not been studied so far with the numerical solutions of governing equations by employing CFD methods along with the least simplifying hypotheses. The double-glass flat-plate solar air heater considered in this research was analyzed by simulating the model in COMSOL Multiphysics software, and finally, the obtained numerical results were compared with the results of analysis of air heater owned one glass cover (elimination of air gap).

2. Modeling and simulation

The analyzed model of the double-glass flat-plate solar air heater was schematically represented in Fig. 1, and the values of the geometrical, optical, and thermal parameters of this system were specified in Table 1. Two similar glass covers were employed in this air heater, allowing for laminar natural convection flow in the gap between two glasses. Moreover, a laminar forced convection flow exists in the space between the bottom (or inner) glass cover and the absorber plate, which is essentially the main air passage channel. The working fluid in both flows is air (as a non-radiative gas). The air entering the main channel has a uniform temperature of 293 K and an average velocity of 0.2 m/s. In the numerical simulation of the present problem, all the thermophysical properties of air in both natural and forced convection flows were considered as a function of fluid film temperature.

In this study, COMSOL Multiphysics commercial software (version 5.5) was employed to draw the 2D model's geometry and generate the mesh-grid, as well as to simulate the fluid and heat transfer flow. Due to the rectangular geometry of the computational domain including solid components and fluid parts, the orthogonal structured grid with the optimum number of elements equal to 320×170 was selected as the acceptable mesh-grid after performing the grid independence studies. In addition, the

¹ PhD Student, Department of Mechanical Engineering, School of Engineering, Shahid Bahonar University of Kerman, Iran.

² Corresponding Author: Professor, Department of Mechanical Engineering, School of Engineering, Shahid Bahonar University of Kerman, Iran. Email: Ganj110@uk.ac.ir.

experimental and numerical results of the previous studies in the literature were used to validate the findings of the present simulations, such that a good agreement was observed.

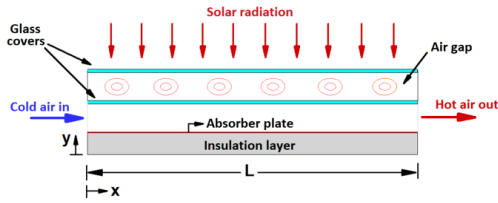


Figure 1. A schematic of the analyzed double-glass flat-plate solar air heater.

Table 1. Various parameters used in the current simulation.

Geometrical parameters	Value	Optical and thermal parameters	Value
Heater length	1 m	Glass emissivity	0.90
Heater width	1 m	Glass absorptivity	0.05
Height of air gap	4 cm	Glass transmissivity	0.90
Height of air channel	4 cm	Absorber emissivity	0.95
Insulation layer thickness	3.7 cm	Glass thermal conductivity	0.78 W/m.K
Glass thickness	5 mm	Absorber thermal conductivity	400 W/m.K
Absorber plate thickness	3 mm	Insulator thermal conductivity	0.037 W/m.K

3. Results and discussion

In this section, the most important descriptions regarding the numerical results of the current study are presented for two models of solar air heaters (with and without air gap). First, the air heater with two glass covers and the effect of natural convection flow due to the presence of an air gap is investigated, and then its comparison with the mode of no air gap is explained. In each case, five radiative heat fluxes of 400, 600, 800, 1000, and 1200 W/m² have been considered, and after extracting the curves and contours related to the distribution of velocity, temperature, and pressure in different components of air heaters, the performance of these two systems has been analyzed.

3.1. Investigating the performance of double-glass solar air heater. The velocity distributions and streamline patterns for natural and forced convection flows at various radiative heat fluxes indicate that the airflow passing along the main channel has transitioned from a uniform state to a fully-developed state. However, because of the relatively slight variations in fluid bulk temperature along the air channel (less than 40 °C),

the difference in the velocity changes of the airflow inside the channel is not obvious. Furthermore, in the air gap between two glass covers, where natural convection flow is established and density gradient is the only driving force, a series of counter-rotating rolls, namely Bénard convection multicellular pattern, is observed. These rotating zones near the beginning and ending axial sections ($x=0,L$) are wider than the other cells and also become more intense as the radiative flux increases.

The pressure distribution in two convective flows based on different radiative heat fluxes depicts that the pressure variations are less than 1 Pa. The pressure changes of the airflow inside the main channel are not greatly affected by the heat flux. These changes are noticeable only for the natural air flow between the two glass covers, so that the high-pressure and low-pressure regions occur in the vicinity of the top and bottom glasses, respectively.

The temperature distributions for natural and forced convection flows and solid components of the double-glass solar air heater at different radiative heat fluxes demonstrate low and high-temperature regions. The first one occurs inside the air flowing through the main channel near the bottom glass, as well as at the lower part of the insulation layer, and the second one happens in the vicinity of the absorber plate (within the main air channel and above the insulation layer). It is worth noting that a portion of the thermal diffusion into the air flow is through the inner (or bottom) glass cover, but the main portion is due to the presence of the absorber plate. As the radiative heat flux increases, the temperature of the various points of the air heater increases, and the absorber surface, where the solar irradiation is absorbed, experiences the highest value of temperature.

The temperature distribution along the y-axis (from the lower part of the insulation layer to the outer surface of the upper glass) at four different axial sections indicates that the temperature variations of the air flowing within the main channel have an ascending trend along the flow direction. Moreover, an intense temperature gradient is observed across the thickness of the insulation layer, and therefore, the insulation layer is prone to maximum heat loss from this thermal system. Of course, the greatest temperature gradient occurs within the main flow adjacent to the absorber plate. Additionally, in the direction of the thickness of the absorber plate and glass covers, an approximately uniform temperature is found. In the space between two glass covers, due to the appearance of Bénard convection phenomenon, temperature variations are non-

uniform and temperature fluctuations are quite evident.

The pattern of solid components' temperature changes along the length of the air heater (x-axis) indicates that the temperature variations of the absorber plate have found a nonlinear and upward trend. The lower surface of the insulation layer, which is in contact with the environment, has the lowest temperature for most of the length of the air heater, and its variations are accompanied with a very slight positive slope. Moreover, the glass surfaces have fluctuating temperature changes because of their adjacency to Bénard convective flows, and have experienced lower temperatures at the beginning and ending axial sections.

3.2. Investigating the performance of single-glass solar air heater. Subsequently, to confirm the effect of utilizing two glass covers on the flat-plate solar air heaters, temperature variations of different parts of a single-glass air heater were extracted at varied quantities of radiative heat flux. Similar to the previous case, the high-temperature region has been formed adjacent to the absorber plate (inside the main channel and above the insulation layer), and there are low-temperature regions adjacent to the glass cover and the lower part of the insulation layer. The air near the absorber plate receives the greater thermal energy during forced convection mechanism, whereas air flow around the channel's centerline is recorded at a lower (but more uniform) temperature. This is the main reason for the low thermal efficiency of a single-glass solar air heater, which is actually caused by the low heat transfer coefficient between the air flow and the hot surface of the absorber plate.

Regarding the temperature changes related to the different parts of the solar air heater with one glass cover in the direction of the y axis at four different axial sections and five different radiative heat fluxes, a strong temperature gradient is seen across the thickness of the insulation layer and inside the main flow adjacent to the absorber plate. Moreover, the maximum temperature in each axial section occurs on the absorber surface. Furthermore, it is observed that an almost uniform temperature happens across the thickness of the absorber plate and glass cover along the y direction. The temperature changes of airflow passing through the heater channel have an upward trend along the flow direction. At distances away from the absorber plate, the air flow has a lower and more uniform temperature. As before, because of rising radiative heat flux, the temperature at different points of the air heater (especially the absorber surface), the temperature gradient across the thickness of the insulation layer, and

consequently, the amount of heat loss, have been obviously increased.

3.3. Comparing the performance of two air heaters in single and double-glass modes. In order to further study the effect of the number of glass covers on the thermal performance of solar air heaters, changes in outlet bulk temperature have been specified at the inlet velocity of 0.2 m/s in terms of various values of solar heat flux. Moreover, changes in the thermal efficiency of these systems have been determined according to different values of mass flow rate of air passing the main channel at a heat flux of 1000 W/m².

It can be seen that the outlet bulk temperature increases linearly with increasing the heat flux of solar radiation in both cases of using one or two glass covers for the solar air heater. Tripling the radiative heat flux (from 400 to 1200 W/m²) has increased the outlet air temperature by 30 °C and 34 °C (equivalent to 9.8% and 11.0%) for air heaters with one and two glass covers, respectively, at an inlet velocity of 0.2 m/s. In the case of using two glass covers and the presence of a natural convection flow in the air gap distance, the value of the outlet air temperature at a given heat flux is higher than when only one glass cover is used; so that, this temperature increase was about 2 to 6 °C (equivalent to 0.7 to 1.8 percent) in the range of 400 to 1200 W/m². It is also observed that, in the case of using two glass covers, the temperature changes of the outlet air increase with a greater slope at the high values of the radiative heat flux.

In both cases of one and two glass covers, increasing the mass flow rate of air improves the performance of the solar air heater with almost the same slope. At a radiative heat flux of 1000 W/m², changing the air flow rate from 2 to 14 g/s (corresponding to the inlet velocity of 0.04 to 0.3 m/s) increases the thermal efficiency by 18% and 20%, respectively, for an air heater with one and two glass covers. In the case of using two glass covers and the existence of an air gap, the efficiency of the air heater at a certain mass flow rate is higher than the case of using one glass cover; thus, in the flow rate range of 2 to 14 g/s, this improvement in thermal efficiency has obtained about 4 to 6 percent. It should be noted that with an increasing airflow rate, the growth rate of thermal efficiency for both models of air heaters eventually decreases.

4. Conclusion

A summary of the most important findings of the present study can be expressed as follows:

- The unexpected appearance of Bénard convection phenomenon in the space between

two glass covers, due to the presence of natural convection flow, can lead to a series of heat losses from the hot air flow inside the heater duct and reduce the favorable effect of thermal insulation of the air layer. As a result, the effective parameters in this system must be optimized in such a way that a balance is formed between the minimum heat loss (via air layer between two glasses) and the maximum thermal efficiency.

- By increasing solar radiative heat flux, the outlet air temperature for both models of air heaters (with and without air gap) increased linearly, but the double-glass air heater had higher values at a certain heat flux.
- By increasing air flow rate in both models of air heaters, the thermal efficiency had a non-linear upward trend. Furthermore, at a certain amount of air flow rate, the double-glass air heater has indicated a greater efficiency.

مطالعه عددی تأثیر پارامترهای ساختاری و عملکردی در احتراق غیر پیش آمیخته گاز طبیعی در سه لوله تابشی با هندسه‌های مختلف*

مقاله پژوهشی

مهدی نیکنام عضدی^(۱)

محمد مقیمان^(۲)

چکیده در پژوهش حاضر به کمک ابزار دینامیک سیالات محاسباتی سه نوع لوله تابشی مستقیم، U شکل و W شکل با هم مقایسه شده‌اند. هندسه‌ها پس از طراحی، در نرم‌افزار گمبیت شبکه‌بندی شدند. استقلال از شبکه نیز برای هندسه W شکل که پیچیده‌ترین هندسه بود انجام شد. نتایج تحقیق نخست نشان داد که مقدار انتشار آلاینده اکسید نیتروژن در لوله تابشی U شکل در مقایسه با لوله‌های تابشی مستقیم و W شکل بیشترین مقدار و در نوع W شکل کمترین مقدار است. لوله تابشی W شکل نسبت به دو نوع دیگر دارای راندمان بیشتری (۵۵/۳٪) است. همچنین نسبت انتقال حرارت تابشی از سطح دیواره به کل انتقال حرارت از سطح دیواره در هر سه نوع لوله تابشی بالا و بیش از ۹۰ درصد است. با فاصله گرفتن از دیوار لوله تابشی در هر سه نوع لوله مقدار تابش بر واحد سطح کاهش می‌یابد. همچنین بیشترین مقدار شدت تابش مربوط به لوله W شکل و پس از آن U شکل و در نهایت کمترین مقدار مربوط به لوله مستقیم می‌باشد.

واژه‌های کلیدی احتراق، لوله تابشی، آلاینده‌ها، دمای سطح.

مقدمه

لوله‌های تابشی یا همان گرماتاب‌های صنعتی چندین مدل و هندسه دارند. ساده‌ترین مدل و طرح لوله تابشی، هندسه I شکل با یک مشعل در یک سمت و خروجی گازهای احتراق در سمت دیگر می‌باشد. این نوع لوله تابشی فقط در اروپا در سال‌های گذشته یافت می‌شد. دلیل استفاده کم از این نوع لوله تابشی عدم استفاده از پیش‌گرمایش هوای احتراق، مشکلات مربوط به آب‌بندی قسمت متحرک لوله تابشی به‌خاطر تنش حرارتی، عدم توزیع یک‌نواخت ناکافی دما در سطح لوله تابشی و دمای بالای گازهای دودکش در خروجی لوله است [1,2]. برای یک سطح بزرگ، لوله‌های تابشی I شکل می‌توانند با ایجاد خم‌ها و بازوهای اضافی به‌منظور ایجاد لوله‌های تابشی U شکل و W شکل گسترش یابند.

با این گسترش‌ها، سطوح تابشی لوله‌ها می‌تواند بزرگ شود. برای لوله‌های تابشی I شکل، U شکل و W شکل مشعل در یک انتها و خروجی گازهای دودکش در انتهای دیگر قرار می‌گیرد. در یک لوله تابشی یک‌طرفه بدون برگشت مجدد، یک لوله داخلی در نوع I شکل جای‌گذاری و سمت مقابل مشعل بسته می‌شود. مشعل درون لوله داخلی قرار داده می‌شود و گازهای دودکش ابتدا درون لوله داخلی حرکت می‌کنند و از طریق فضای حلقوی بین لوله داخلی و لوله تابشی برمی‌گردند. لوله‌های تابشی بدون برگشت مجدد مانند لوله‌های U شکل و W شکل بیشتر در بازار امریکا استفاده می‌شوند. در گرماتاب‌های صنعتی توزیع دمای یک‌نواخت به‌خاطر دستیابی به انتقال حرارت یک‌نواخت به

* تاریخ دریافت مقاله ۱۴۰۰/۱۱/۲۶ و تاریخ پذیرش آن ۱۴۰۰/۱۲/۱۷ می‌باشد.

(۱) دانشجوی کارشناسی ارشد، گروه مکانیک، دانشکده مهندسی، دانشگاه فردوسی مشهد

(۲) نویسنده مسئول: استاد، گروه مکانیک، دانشکده مهندسی، دانشگاه فردوسی مشهد

داخل لوله تابشی ۱۴۸۱ درجه سانتی گراد و مقادیر انتشار آلاینده‌های مونواکسیدکربن و اکسیدهای نیتروژن به ترتیب کمتر از ۳۳۶ppm و ۴۵۰ppm گزارش شده‌اند. نیدرر (Niederer) و همکاران [10] امکان بهبود کارایی یک کوره پخت غیرمستقیم با لوله‌های تابشی را به کمک روابط ریاضی بررسی کردند. آن‌ها ابتدا اثر نسبت سوخت به هوا را بر راندمان به وسیله روابط خطی تحلیل کردند و سپس محدوده عملکردی بهینه برای یک لوله تابشی خاص و یک روش کنترلی جدید برای تامین سوخت ارائه دادند.

معادلات حاکم

معادلات حاکم به صورت زیر ارائه شده‌اند.

معادله بقای جرم یا پیوستگی را می‌توان به صورت زیر نوشت:

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

در رابطه فوق، ρ چگالی و u_i سرعت متوسط جریان است. معادله بقای اندازه حرکت به صورت زیر نوشته می‌شود:

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t}(\rho u_i) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho u_i u_j) &= -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \\ \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\mu \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} - \frac{2}{3} \delta_{ij} \frac{\partial u_l}{\partial x_l} \right) \right] &+ \frac{\partial}{\partial x_j} (-\rho \overline{u_i' u_j'}) \end{aligned} \quad (2)$$

که p فشار استاتیکی، μ لزجت دینامیکی و δ_{ij} دلتای کروکر است که مقدار آن هنگامی که $i = j$ برابر یک و در غیر این صورت برابر صفر است. معادله انرژی نیز به شکل زیر می‌باشد:

$$\frac{\partial}{\partial x_i}(\rho u_i h) = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\left(\lambda + \frac{c_p \mu_t}{Pr_t} \right) \frac{\partial T}{\partial x_i} \right)$$

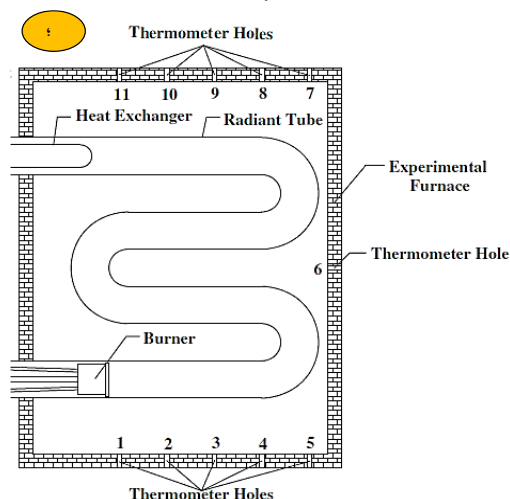
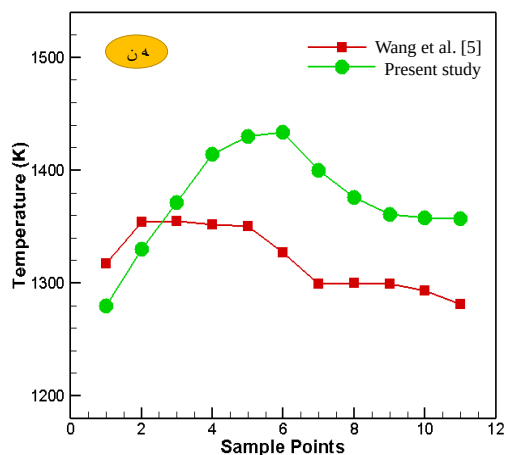
محصولات و یا محیط، انتقال حرارت بیشینه و عمر طولانی لوله‌های تابشی مهم می‌باشند.

پژوهش‌های متعددی در زمینه شبیه‌سازی و طراحی لوله‌های تابشی صورت گرفته‌است [3-6]. اسکریبانو (Scribano) و همکاران [7] یک تحقیق آزمایشگاهی بر روی یک مشعل لوله تابشی خودبهبودبخش تک‌انتها با سوخت گاز طبیعی که احتراق در آن به صورت غیرپیش‌آمیخته بود و در صنعت فولاد برای انتقال حرارت سطحی مورد استفاده قرار می‌گرفت، انجام دادند. تحلیل آن‌ها با تمرکز روی پارامترهای تأثیرگذار اصلی شامل راندمان حرارتی و انتشار آلاینده‌ها در خروجی (اکسیدهای نیتروژن و مونواکسید کربن) برای شرایط عملکردی مختلف مشعل شامل توان حرارتی ورودی از ۱۲/۸ تا ۱۸ کیلووات و نسبت هم‌ارزی از ۰/۵ (شعله خیلی رقیق) تا ۰/۹۵ (شرایط شبه‌استوکیومتری) انجام شد.

آهنج و همکاران [8] در یک کار عددی یک گرم‌کننده تابشی را که از گاز طبیعی استفاده می‌کند به صورت تئوری طراحی کردند تا بتواند حرارت را از لوله تابشی به صورت تابشی به محیط منتقل نماید. تأثیر نسبت سوخت به هوا بر روی انتقال حرارت از لوله مورد مطالعه قرار گرفت. از نتایج پیش‌بینی شده نسبت بهینه جرمی سوخت به هوا که بالاترین شار تابشی را دارد به دست آمد. از نتایج دیگر این تحقیق آن بود که مقدار هوای اضافی بیش از حد نیاز می‌تواند عاملی برای کاهش دمای کل لوله باشد.

چوئنچیت (Chuenchit) و همکاران [9] اثر طول لوله را بر مشخصه‌های احتراقی یک مشعل لوله تابشی که برای بازگشت مجدد انرژی از یک مبدل حرارتی متخلخل استفاده می‌کرد، بررسی کردند. سه طول مختلف (۰/۸، ۱ و ۱/۲۵ متر) برای یک لوله U شکل که دارای ۱۰ سانتی متر قطر بود در نظر گرفته شد. نتایج آنان نشان داد که در طول ۱/۲۵ متر لوله تابشی، بیشینه دمای

حدود ۱۰ درصد می باشد که برای شبیه سازی احتراق خطای قابل قبولی می باشد.



شکل ۱ (الف) مقایسه بین دماهای اندازه گیری شده و نتایج عددی، (ب) نقاطی که دمای آن ها در صحت سنجی اندازه گیری شده

اطلاعات ورودی و شرایط مرزی

برای ورودی های سوخت و هوا از شرط مرزی تعیین نرخ جریان جرم ورودی استفاده شده است. توان مشعل وقتی سه نوع لوله تابشی مقایسه می شوند ۷۵ کیلووات و در طرح جدید ارائه شده برای لوله تابشی W شکل به همراه لوله بازگشت ۱۵۰ کیلووات در نظر گرفته شده است، بنابراین با توجه به ارزش حرارتی پایین سوخت

$$+ \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\sum_k h_k \left(\rho D_k + \frac{\mu_t}{Sc_t} \right) \frac{\partial Y_k}{\partial x_i} \right) + S_h \quad (3)$$

در رابطه فوق، λ ضریب هدایت حرارتی، c_p ظرفیت گرمایی ویژه در فشار ثابت، Pr_t عدد پرانتل آشفته، T دما، Y_k کسر جرمی گونه k ام، D_k ضریب نفوذ گونه k ام، Sc_t عدد اشمیت آشفته و h انتالپی می باشد.

معادله بقای جرم NO نیز به صورت رابطه زیر قابل بیان است [11]:

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho Y_{NO}) + \nabla \cdot (\rho \vec{v} Y_{NO}) = \nabla \cdot (\rho D \nabla Y_{NO}) + S_{NO} \quad (4)$$

لازم به ذکر است که برای هر لوله تابشی بازدهی تعریف می شود که عبارت است از نسبت حرارت تابش شده از سطح لوله به انرژی تولیدی لوله. این بازده از طریق رابطه زیر محاسبه می شود.

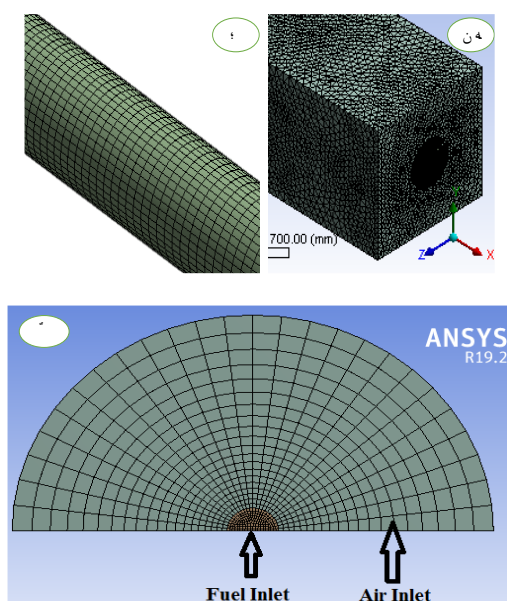
$$\eta_{\text{radiant tube}} = \frac{\text{نرخ کلی انتقال حرارت}}{\text{توان ورودی لوله تابشی}} * 100 \quad (5)$$

اعتبارسنجی

در این قسمت کلیه مراحل شبیه سازی عددی شامل اعتبارسنجی حل، مقایسه نتایج حاصل از مدل سازی احتراق با داده های آزمایشگاهی، استقلال از شبکه و مقایسه سه نوع اصلی لوله تابشی مستقیم، U شکل و W شکل ارائه خواهد شد.

قبل از بحث بر روی نتایج، ابتدا مدل سازی حاضر از طریق مقایسه نتایج شبیه سازی برای یک لوله تابشی W شکل با داده های تجربی وانگ و همکاران [5] صحت سنجی خواهد شد. شکل (۱-الف) دماهای اندازه گیری شده و حاصل از شبیه سازی عددی را نشان می دهد. نقاط اندازه گیری دما در شکل (۱-ب) مشخص هستند. همان گونه که مشاهده می شود نتایج عددی با داده های تجربی تطابق قابل قبولی دارد و حداکثر خطا

تابشی مستقیم را به همراه محیط اطراف آن و همچنین شبکه بندی لوله تابشی را به تنهایی نشان می دهد. لوله تابشی دارای شبکه بندی سازمان یافته و محیط اطراف آن دارای شبکه بندی غیر سازمان یافته می باشد. شبکه بندی لوله های تابشی U و W شکل نیز به همین صورت انجام شده است.



شکل ۲ شبکه بندی (الف) محیط اطراف، (ب) لوله گرماتاب و (ج) سطح مقطع ورودی های هوا و سوخت

استقلال از شبکه

برای بررسی عدم وابستگی نتایج عددی به تعداد سلول یا حجم کنترل، تعداد شبکه های مختلف در نظر گرفته می شوند و مقادیر برخی پارامترها در این تعداد شبکه ها گزارش می شوند. همان گونه که مشاهده می شود، اختلاف نتایج با تعداد شبکه بندی متوسط و ریز ناچیز می باشد، در حالی که اختلاف نتایج شبکه بندی درشت و متوسط قابل ملاحظه است و بنابراین تعداد سلول ۹۶۹۶۴۰ برای شبکه بندی کافی نیست، اما با اطمینان می توان تعداد سلول ۲۰۰۱۷۹۱ را برای شبکه بندی انتخاب کرد. تعداد سلول برای شبکه بندی سایر هندسه های متفاوت نیز تقریباً همین تعداد بوده است.

متان نرخ جریان جرم ورودی سوخت از رابطه زیر به دست می آید [12].

$$\begin{aligned} \text{Power}_{\text{RadiantTube}} &= \dot{m}_{\text{ch4}} \text{LHV}_{\text{ch4}} \rightarrow \dot{m}_{\text{ch4}} \\ &= \frac{150 \text{Kw}}{50000 \frac{\text{KJ}}{\text{kg}}} = 0.003 \frac{\text{kg}}{\text{s}} \end{aligned} \quad (6)$$

در رابطه بالا LHV_{ch4} ارزش حرارتی پایین سوخت متان می باشد که مقدار آن از مرجع [12] قرار داده شده است. نرخ جریان جرم سوخت برای مقایسه سه نوع لوله تابشی $0.0015 \frac{\text{kg}}{\text{s}}$ می شود.

در تمام حالت ها احتراق با ده درصد هوای اضافی (نسبت استوکیومتری برابر ۰/۹۱) انجام شده است، بنابراین نرخ جریان جرم هوا را می توان از رابطه زیر محاسبه کرد.

$$\begin{aligned} \dot{m}_{\text{air}} &= 17.19 \frac{\dot{m}_{\text{ch4}}}{\phi} \rightarrow \dot{m}_{\text{air}} = 17.19 \frac{0.003}{0.91} \\ &= 0.0567 \frac{\text{kg}}{\text{s}} \end{aligned} \quad (7)$$

نرخ جریان جرم هوا نیز برای مقایسه سه نوع لوله تابشی $0.02835 \frac{\text{kg}}{\text{s}}$ می شود. دمای سوخت در ورودی ۳۰۰ کلوین می باشد و فرض شده است هوای احتراق ابتدا تا ۶۰۰ کلوین پیش گرم می شود و سپس برای واکنش وارد لوله تابشی می گردد.

شبکه بندی حوزه حل

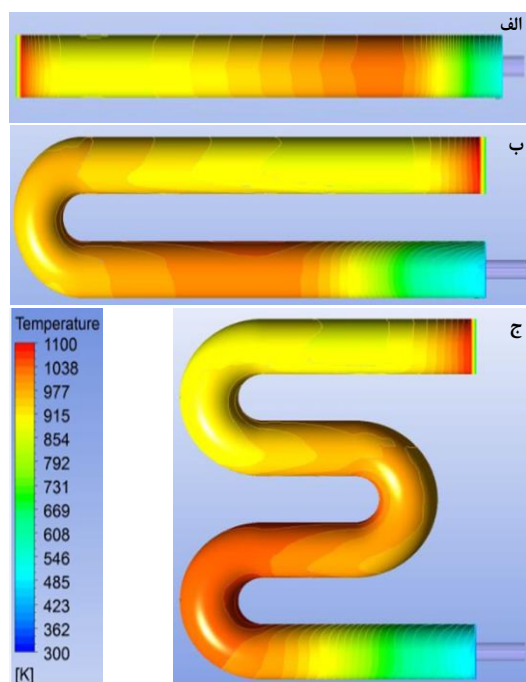
تولید هندسه لوله تابشی قسمت اعتبارسنجی با نرم افزار گمبیت (Gambit) انجام شده است و شبکه بندی آن نیز در این نرم افزار انجام شده است. برای سایر شبیه سازی ها تولید هندسه در نرم افزار دیزاین مدلر (Design modeler) و شبکه بندی در نرم افزار انسیس مشینگ (Ansys meshing) انجام شده است. شکل (۲) شبکه بندی لوله

جدول ۱ پارامترهای عملکردی مهم لوله تابشی مستقیم با محیط اطراف بر حسب تعداد سلول

تعداد سلول	دمای بیشینه (K)	دمای خروجی (K)	دمای بیشینه دیوار (K)	راندمان لوله تابشی (%)	در خروجی NO (ppm)
۹۶۹۶۴۰	۲۳۳۷	۱۵۴۱	۱۱۰۸	۵۲/۸	۲۹۱
۲۰۰۱۷۹۱	۲۳۵۱	۱۵۴۵	۱۰۷۶	۵۲/۶	۳۱۲
۳۹۳۲۳۱۰	۲۳۵۲	۱۵۴۶	۱۰۶۲	۵۲/۵	۳۱۴

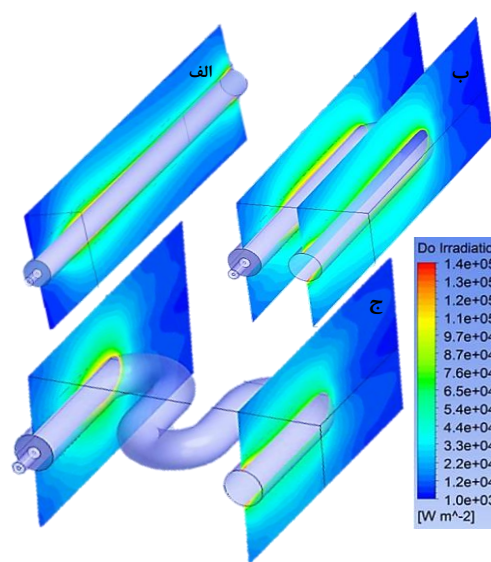
نتایج و بحث

دیگر بیشتر است. از عوامل مهم دیگر که می‌توان مورد بررسی قرار داد میزان یکنواختی دما می‌باشد، یکنواختی دما به این علت مهم است که سبب طول عمر بیشتر برای لوله می‌شود اما اختلاف دماهای شدید سطح لوله باعث ایجاد تنش‌های حرارتی دیواره لوله و کاهش عمر آن می‌شود. مطابق شکل (۴) لوله U شکل دارای بیشترین یکنواختی در بین بقیه لوله‌ها است.



شکل ۴ توزیع دمای سطح سه گرماتاب مستقیم، U شکل و W شکل

شکل (۳) شدت تابش بر واحد سطح بر روی صفحه (های) عمودی در جهت جاذبه در سه نوع لوله تابشی را نمایش می‌دهد. همان‌گونه که در شکل‌ها دیده می‌شود با فاصله گرفتن از دیوار لوله تابشی در هر سه نوع لوله مقدار تابش بر واحد سطح کاهش می‌یابد. همچنین بیشترین مقدار شدت تابش مربوط به لوله W شکل و پس از آن U شکل و در نهایت کمترین مقدار مربوط به لوله مستقیم می‌باشد.



شکل ۳ شدت تابش بر واحد سطح روی صفحات عمودی در جهت جاذبه در هر سه لوله تابشی

در جدول (۲) پارامترهای مهم عملکردی در سه نوع گرماتاب مورد بررسی درج شده‌است. همان‌گونه که ملاحظه می‌شود مقدار آلایندة اکسید نیتروژن در

در شکل (۴) توزیع دما روی سطح لوله تابشی در هر سه نوع لوله تابشی نشان داده شده‌است. دمای بیشینه روی دیوار نوع W حدود ۱۰۹۹ K است و از دو نوع

نتیجه‌گیری و جمع‌بندی

مهم‌ترین نتایج به‌دست‌آمده از مقایسه سه نوع لوله تابشی به شرح زیر می‌باشد:

۱. مقدار انتشار آلاینده اکسید نیتروژن در لوله تابشی U شکل در مقایسه با لوله‌های تابشی مستقیم W شکل بیشترین مقدار و در نوع W شکل کم‌ترین مقدار است.
۲. راندمان لوله تابشی W شکل نسبت به دو نوع لوله تابشی دیگر بیشتر و پس از آن لوله تابشی U شکل قرار دارد.
۳. نسبت انتقال حرارت تابشی از سطح دیواره به کل انتقال حرارت از سطح دیواره در هر سه نوع لوله تابشی بالا و بیش از ۹۰ درصد است.

واژه نامه

Radiant tube	لوله تابشی
Non-premixed	غیر پیش آمیخته
Numerical solution	حل عددی
Combustion	احتراق
Efficiency	بازده
Grid independence	استقلال از شبکه

خروجی لوله U شکل به دلیل بالا بودن بیشینه دمای گازها نسبت به لوله تابشی مستقیم W شکل بیشتر است. دمای خروجی گازها در لوله تابشی W شکل نسبت به دو نوع لوله تابشی دیگر کم‌تر است (۱۴۰۳ K) و پس از آن لوله تابشی U شکل قرار دارد (۱۴۹۳ K) و دمای خروجی گازهای احتراق در لوله تابشی مستقیم از همه بیشتر است (۱۵۴۶ K)، به همین علت راندمان لوله تابشی W شکل دارای بیشترین مقدار ۵۵/۳٪ است و پس از آن U شکل و در نهایت لوله تابشی مستقیم کم‌ترین راندمان را دارند. نسبت مقدار انتقال حرارت تشعشعی به انتقال حرارت کل در هر سه نوع لوله تابشی بالا و بیش از ۹۰ درصد می‌باشد و تنها در نوع W شکل به‌میزان ناچیزی این نسبت از دو نوع لوله تابشی دیگر بیشتر است.

جدول ۲ مقادیر برخی پارامترها برای سه لوله تابشی مستقیم، U

شکل W و شکل

شکل لوله تابشی	T_{max} (K)	T_{out} (K)	$T_{max,w}$ (K)	η_{max} (K)	NO_{outlet} (PPM)	$\frac{Q_{radiation}}{Q_{total}}$ (%)
مستقیم	۲۳۵۲	۱۵۴۶	۱۰۷۶	۵۲/۵	۳۱۲	۹۲/۶
U شکل	۲۳۶۰	۱۴۹۳	۱۰۹۸	۵۳/۲	۳۳۶	۹۲/۶
W شکل	۲۳۴۴	۱۴۰۳	۱۰۹۹	۵۵/۳	۲۸۸	۹۲/۸

مراجع

1. Wuenning, J., "Industrial Gases/Combustion-Self-Regenerative Burner for Single-Ended, P and Double-P Radiant Tubes-A New Type of Regenerative Burner Has Been Designed for Radiant-Tube Heating", This article, *Industrial Heating*, Vol. 74, No. 6, Pp. 47-50, (2007).
2. Wunning, J., "Retrofitting Radiant Tube-Heated Furnaces", *Industrial Heating*, Vol. 70, No. 6, Pp. 41-43, (2003).
3. Liu, X., Tian, Y., Yu, Y., Wen, Z., Zhang, D., Li, Z., and Feng, X. J. F., "Experimental Studies on the Heating Performance and Emission Characteristics of a W-Shaped Regenerative Radiant Tube Burner", *Fuel*, Vol. 135, Pp. 262-268, (2014).
4. Zhong, G., Wang, D., and Wu, D. J. E. P., "Application of Double-Regenerative Radiant Tube Technology on Roller Hearth Normalizing Furnace", *Energy Procedia*, Vol. 66, Pp. 201-204, (2015).

5. Wang, Y., Zhang, J. Li, L., Ling, H., and Li, Y. J. J., "Numerical Simulation of the Thermal Process in a W-Shape Radiant Tube Burner", *The Minerals, Metals & Materials Society*, Vol. 66, No. 7, Pp. 1253-1264, (2014).
6. Xu, Q., and Feng, J. J. A. T. E., "Analysis of Nozzle Designs on Zoned and Staged Double P-Type Gas-Fired Radiant Tube", *Applied Thermal Engineering*, Vol. 114, Pp. 44-50, (2017).
7. Scribano, G., Solero, G., Coghe, A. J. E. T., and Science, F., "Pollutant Emissions Reduction and Performance Optimization of an Industrial Radiant Tube Burner", *Experimental Thermal and Fluid Science*, Vol. 30, No. 7, Pp. 605-612, (2006).
8. Ahanj, M. D., Rahimi, M., Alsairafi, A. A., "CFD Modeling of a Radiant Tube Heater", Vol. 39, No. 3, Pp. 432-438, (2012).
9. Chuenchit, C., Jugjai, S. J. J. o. R., and Engineering, A. i. M., "Effect of Tube Length on Combustion Characteristics of a Self-Aspirating Radiant Tube Burner (SRTB)", *Journal of Research and Applications in Mechanical Engineering*, Vol. 1, No. 2, Pp. 19-23, (2012).
10. Niederer, M., Steinböck, A., Strommer, S., and Kugi, A., "Control of Radiant Tubes in an Indirect-Fired Strip Annealing Furnace for Improved Efficiency", *Proceedings of European Control Conference ECC*, IEEE, Pp. 4106-4111, 2013.
11. ANSYS Fluent Theory Guide 15.0, Inc, Canonsburg, PA, (2013).
12. Çengel, Y. A., and Boles, M. A., "Thermodynamics: An Engineering Approach", -PDF: McGraw-Hill, (2008).

Numerical Study of the Effects of Structural and Functional Parameters on Unmixed Combustion of Natural Gas in Three Radiant Tubes with Different Geometries

Mahdi Niknam-Azodi¹

Mohammad Moghiman²

1. Introduction

Radiant pipes or industrial heat pipes have several models and geometries. The simplest model and design is the I-shaped geometry with a burner on one side and the combustion gases on the other side. This type of radiation tube has been found only in Europe in last years. The reason for low use of this type of radiant tube is lack of preheating of combustion air problems related to sealing the moving part of the radiant tube due to thermal stress, insufficient uniform temperature distribution on the radiant tube surface and high flue gas temperature at the tube outlet. For a large surface, I-shaped radiation tubes can be expanded by creating additional bends and arms to create U-shaped and W-shaped radiation tubes. The radiant surfaces of the tubes can be enlarged. For I-shaped, U-shaped and W-shaped radiant tubes, the burner is located at one end and the flue gas outlet at the other end. In a one-way irradiated tube without a return, an internal tube of I-shaped is placed and the opposite side of the burner is closed. The burner is placed inside the inner tube and the flue gases first move inside the inner tube and return through the annular space between the inner tube and the radiant tube. Non-return irradiated tubes such as U-shaped and W-shaped tubes are more commonly used in the US market.

In industrial heat exchangers, uniform temperature distribution is important for achieving uniform heat transfer to products or the environment, maximum heat transfer, and long life of radiant tubes.

2. Validation

In this section, all the steps of numerical simulation including solution validation, comparison of combustion modeling results with experimental data, network independence and comparison of three main types of direct radiation tube, U-shaped and W-shaped will be presented.

Before discussing the results, the present

modeling firstly validated by comparing the simulation results for a W-shaped radiation tube with the experimental data of Wang et al. Figure 1(a) shows the measured temperatures obtained from numerical simulations. The temperature measurement points are shown in Figure 1(b). As observed, the numerical results are reasonably consistent with the experimental data and the maximum error is less than 10%, which is an acceptable error for simulating combustion.

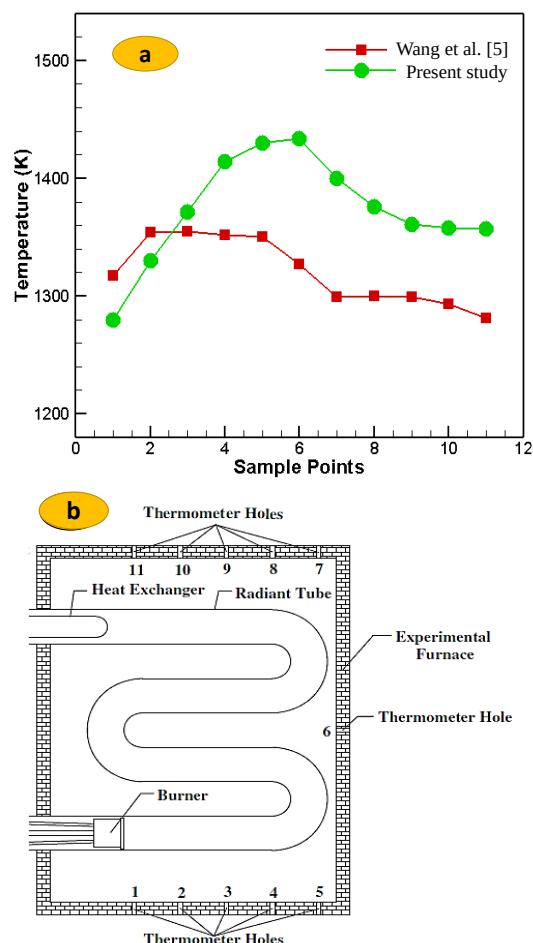


Figure 1. a) Validation of current study and experimental data, b) Points whose temperature is measured in validation

3. Results and discussion

Figure 2 shows the temperature distribution on the surface of the radiant tube in all three types of radiant tubes. The maximum temperature on the W-shaped wall is about 1099 K and is higher than the other two types. Another important factor that can be considered is the temperature uniformity. Temperature uniformity is an important issue

¹ M. Sc. student of energy conversion, Department of Mechanical Engineering, Ferdowsi University of Mashhad, Mashhad, Iran.

² Corresponding Author. Professor of energy conversion, Department of Mechanical Engineering, Ferdowsi University of Mashhad, Mashhad, Iran. E-mail: Moghiman@um.ac.ir

because it leads to longer life of the tube. However, the higher difference in temperatures of the radiant tube surface causes thermal stresses in the tube wall and reduces its life. According to Figure 2, the U-shaped tube has the highest uniformity among the other tubes.

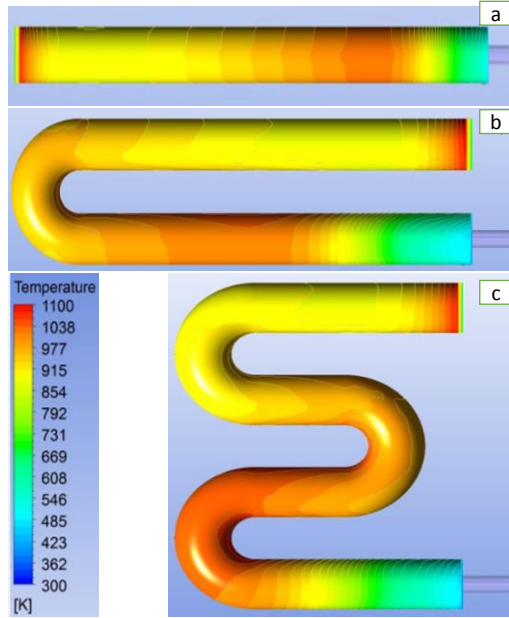


Figure 2. Surface temperature distribution of three direct, U-shaped and W-shaped hotplates

Table 1 lists the important performance parameters in the three types of studied ones. As can be seen, the amount of nitrogen oxide pollutants in the output of the U-shaped tube is higher than that of the direct and W-shaped radiant tube due to the higher maximum temperature of the gases. The outlet temperature of the gases in the W-shaped radiant tube is lower than the other two types of radiant tubes (K 1403). Furthermore, the outlet temperature of the combustion gases in the direct radiant tube is the highest (1546 K). Thus, the efficiency of W-shaped radiation tube has the highest value of 55.3%, followed by U-shaped, and finally direct radiation tube has the lowest efficiency. The ratio of radiant heat transfer to total heat transfer in all three types of radiant tubes is high and more than 90%, and only in the W-shaped type, this ratio is slightly higher than the two other types of them.

Table 1. The values of some parameters for the three direct radiation tubes, U-shaped and W-shaped

$\frac{Q_{\text{radiation}}}{Q_{\text{total}}} (\%)$	$no_{\text{outlet}} (PPM)$	$\eta_{\text{Radiant Tube}} (\%)$	$T_{\text{max,w}} (K)$	$T_{\text{out}} (K)$	$T_{\text{max}} (K)$	
92.6	312	52.5	1076	1546	2352	I-shaped
92.6	336	53.2	1098	1493	2360	U-shaped
92.8	288	55.3	1099	1403	2344	W-shaped

4. Conclusion

The most important results obtained from comparing three types of radiation tubes are as follows:

- The amount of nitrogen oxide emission in the U-shaped radiant tube is the highest and the lowest in the W-shaped tube compared to other ones;
- The efficiency of W-shaped radiation tube is higher than the two other types of radiation tube. The next one is U-shaped radiation tube which has higher efficiency than direct tube.
- The ratio of radiant heat transfer from the wall surface to the total heat transfer in all three types of radiant tubes is high and more than 90%. Moreover, the W-shaped one has the highest value.

شبیه‌سازی عددی رشد ترک در لایه شیشه‌ای سلول خورشیدی گالیوم- آرسناید*

مقاله پژوهشی

پویا مختاری^(۱) فرهاد حاجی ابوطالبی^(۲) حمید بهشتی^(۳) محمدرضا اشرف خراسانی^(۴)

چکیده سلول‌های خورشیدی فضایی معمولاً از جنس گالیوم- آرسناید ساخته می‌شوند و کاربرد بسیار زیادی دارند. آرایه‌های فوتولتاییک، الکتريسيته پایدار و تجدیدپذیری را تولید می‌کنند که عمدتاً در موارد عدم وجود شبکه انتقال و توزیع الکتریکی کاربرد دارند. مشابه یک کامپوزیت لایه‌ای، سلول‌های خورشیدی از لایه‌های مختلفی مانند لایه شیشه‌ای، لایه شفاف، لایه سیلیکون منفی و لایه سیلیکون مثبت تشکیل می‌گردند. لایه شیشه‌ای یکی از مهم‌ترین لایه‌های تشکیل‌دهنده سلول خورشیدی است که در معرض مستقیم تابش انرژی خورشید قرار می‌گیرد و در طی یک شبانه‌روز تغییرات دمایی زیادی را تجربه می‌کند. به دلیل متفاوت بودن ضرایب انبساط حرارتی لایه‌های مختلف، به وجود آمدن ترک در لایه شیشه‌ای امری محتمل است. وجود یک یا چند ترک اولیه میکروسکوپی در این لایه و گرادیان شدید دمای محیط منجر به رشد ترک و در نتیجه شکست یا تخریب لایه شیشه‌ای و همچنین عملکرد نادرست سلول خورشیدی خواهد گردید. در این تحقیق رشد ترک در لایه شیشه‌ای سلول خورشیدی به روش اجزای محدود توسعه یافته شبیه‌سازی می‌شود و تأثیر طول، مکان و زاویه ترک اولیه و همچنین ضخامت و ابعاد لایه بررسی می‌گردد. نتایج شبیه‌سازی‌های عددی آشکار می‌کند که از بین پارامترهای فوق، ابعاد لایه شیشه‌ای محافظ بیشترین تأثیر را در رشد ترک دارد.

واژه‌های کلیدی سلول خورشیدی گالیوم- آرسناید، تغییرات دمایی، رشد ترک، روش اجزای محدود توسعه یافته.

مقدمه

تولید می‌کنند که در ماهواره‌ها، کاوشگرهای فضایی و ساختمان‌های مخابراتی دور از دسترس استفاده می‌گردند. به علاوه، استفاده از این نوع انرژی در محل‌هایی که شبکه توزیع نیز موجود است، به منظور کمک به کاهش مصرف سوخت‌های فسیلی و آلودگی محیط زیست مرسوم شده است [1]. امروزه با پیشرفت علم در زمینه‌های مختلف، نیاز روزافزون به انرژی و در نتیجه تأمین انرژی مورد نیاز از منابع مختلف انرژی‌های تجدیدپذیر دارای اهمیت فراوانی است. یکی از این

سلول خورشیدی یک قطعه الکترونیکی حالت جامد است که توسط اثر فیزیکی- شیمیایی فوتولتاییک، مستقیماً درصدی از انرژی نور خورشید را به الکتريسيته تبدیل می‌کند. سلول‌های خورشیدی فضایی عمدتاً از جنس گالیوم- آرسناید ساخته می‌شوند و سلول‌های تکی، برای فراهم کردن لازم دستگاه‌های کوچک‌تر مانند ماشین حساب الکترونیکی به کار می‌روند. آرایه‌های فوتولتاییک، یک جریان الکتريسيته تجدیدپذیر و پایدار

* تاریخ دریافت مقاله ۱۴۰۰/۱۱/۲۵ و تاریخ پذیرش آن ۱۴۰۱/۱/۱۵ می‌باشد.

(۱) کارشناس ارشد، مهندسی مکانیک، دانشگاه اصفهان.

(۲) نویسنده مسئول، دانشیار، مهندسی مکانیک، دانشگاه اصفهان.

(۳) دانشیار، مهندسی مکانیک، دانشگاه اصفهان.

(۴) مربی، مهندسی مکانیک، پژوهشکده مواد و انرژی اصفهان.

منابع که در دهه‌های اخیر مورد توجه قرار گرفته، انرژی خورشیدی است. خورشید در هر ثانیه هزار ژول انرژی به هر متر مربع از سطح زمین منتقل می‌کند که با جمع‌آوری آن می‌توان انرژی مورد نیاز را تأمین کرد [2]. مشابه یک کامپوزیت لایه‌ای، سلول‌های خورشیدی از لایه‌های مختلفی مانند لایه شیشه‌ای، لایه شفاف، لایه سیلیکون منفی و لایه سیلیکون مثبت ساخته می‌شوند. مهم‌ترین لایه تشکیل‌دهنده سلول خورشیدی، لایه شیشه‌ای است که به‌طور مستقیم تحت تابش انرژی خورشید قرار می‌گیرد و در طی یک شبانه‌روز تغییرات دمایی زیادی را تجربه می‌کند. متفاوت بودن جنس لایه‌های مختلف و در نتیجه اختلاف ضرایب انبساط حرارتی، احتمال پدید آمدن ترک در لایه شیشه‌ای را بالا می‌برد. این ترک‌های اولیه میکروسکوپی، در معرض گرادان شدید دمای محیط (از ۷۰- تا ۱۲۰+ در ماهواره-ها) قرار می‌گیرند که باعث رشد و شکست لایه شیشه‌ای و در نتیجه عملکرد نادرست سلول خورشیدی خواهند گردید [3].

در طراحی و ساخت سلول‌های خورشیدی، متغیرهایی مانند جنس لایه شیشه‌ای، پارامترهای هندسی (طول، عرض و ضخامت لایه) و همچنین وجود ترک اولیه نقش اساسی دارند. رشد زیاد ترک اولیه باعث تخریب کامل لایه می‌شود، بنابراین امکان به تعویق انداختن رشد ترک و افزایش عمر مفید لایه شیشه‌ای دارای اهمیت به‌سزایی است.

در سال ۱۹۷۰ اولین سلول خورشیدی کاربردی از جنس گالیوم-آرسناید توسط آلفروپ ساخته شد [4]. در سال ۱۹۸۹ سازمان فضایی آمریکا پژوهش‌های گسترده-ای در زمینه سلول‌های خورشیدی لایه‌نازک انجام داد و در سال ۱۹۹۴ اولین سلول خورشیدی را با راندمان بیش از ۳۰ درصد تولید کرد. از سویی دیگر، در سال ۲۰۰۷ رادو و پافومی به مطالعه رشد ترک در یک بارگذاری حرارتی سینوسی پرچرخه پرداختند و به‌صورت تحلیلی مدلی را برای ارزیابی رشد ترک خستگی حرارتی

پیشنهاد دادند [5]. سعادت و سرخیل در سال ۲۰۱۰ عمر خستگی و نرخ رشد ترک در اثر بارگذاری متناوب را به‌کمک معیار فورمن و مدل تعمیم‌یافته ویلنبرگ مورد بررسی قرار دادند [۶]. کناری و همکاران در سال ۲۰۱۱ به‌روش اجزای محدود، رشد ترک خستگی در آهن ریخته‌گری را مطالعه کردند و نتایج را برای نمونه‌های بدون ترک اولیه و با وجود ترک اولیه منتشر کردند [7]. کادلک و همکاران در سال ۲۰۱۲ خستگی حرارتی و رشد ترک را در نمونه‌ای از فولاد زنگ‌نزن به‌صورت تجربی مورد آزمایش قرار دادند و ضرایب شدت تنش را برای این نمونه استخراج کردند [8]. در سال ۲۰۱۳ اوتز و همکاران، سازوکار شروع و رشد ترک تحت بارگذاری ترکیبی مکانیکی و حرارتی را بررسی کردند [9]. ژو و ینگ در سال ۲۰۱۸ به مطالعه خستگی حرارتی دیسک‌های ترمزی پرداختند؛ مسیر رشد ترک ناشی از خستگی حرارتی را پیش‌بینی کردند و عمر خستگی دیسک را تخمین زدند [10]. ژنگ و همکاران در سال ۲۰۱۹ مکانیسم آغاز و رشد ترک در سوپرآلیاژ DZ125 تحت بارگذاری حرارتی را مورد بررسی قرار دادند و نتایج پیش‌بینی آغاز رشد ترک را ارائه کردند [11].

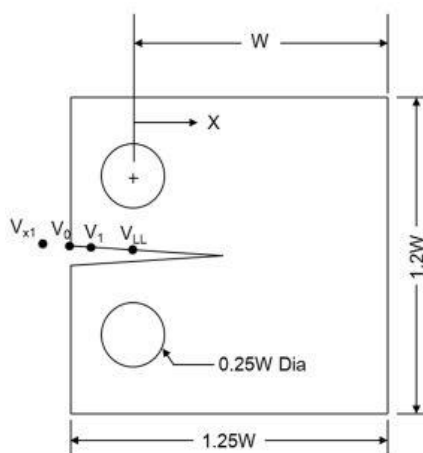
در این پژوهش باتوجه به نیاز صنعت برای استفاده از سلول‌های خورشیدی در کاربردهای فضایی، رشد ترک در لایه شیشه‌ای یک سلول خورشیدی کامپوزیتی در اثر تغییرات دمایی شبیه‌سازی می‌شود. در خلال شبیه‌سازی‌های عددی، معادلات الاستیک و شکست ماده در زمان تغییرات دمایی به‌روش عددی و توسط نرم‌افزار آباکوس حل می‌شوند و متغیرهایی مانند تنش، زاویه و مسیر رشد ترک لایه شیشه‌ای تعیین می‌گردند. همچنین تأثیر متغیرهایی مانند ابعاد، ضخامت لایه، زاویه و مکان ترک اولیه بر روی رشد ترک بررسی می‌گردد.

شبیه سازی اولیه و اعتبارسنجی

به منظور اعتبارسنجی نتایج شبیه سازی های عددی، ابتدا رشد ترک ناشی از خستگی در یک نمونه آزمون کشش فشرده شبیه سازی می شود و نتایج حاصل با نتایج عملی ارائه شده در تحقیقات پیشین مقایسه و اعتبارسنجی می گردد.

آزمون عملی مبنا برای شبیه سازی عددی

کیم و همکاران، مطابق شکل (۱) نمونه آلیاژ فولادی ۸۶۳۰ استاندارد را در آزمون کشش فشرده به صورت تجربی مورد بررسی و مطالعه قرار دادند [12]. در تحقیق فوق، شیاری به عمق ۲۲ میلی متر در وسط و ترک اولیه ای به طول ۱۲ میلی متر در نمونه ایجاد شده است. هم چنین با استفاده از یک ماشین سروو هیدرولیک با حداکثر ظرفیت بارگذاری $50 \pm$ تن، نیروی ۱۸ کیلو نیوتن با فرکانس ۱۰ هرتز به نمونه اعمال گردیده است.



شکل ۱ نمونه استاندارد آزمون کشش فشرده [9]

شبیه سازی عددی اولیه

آزمون کشش فشرده نمونه آلیاژ فولاد ۸۶۳۰ مطابق مطالعه تجربی کیم و همکاران [12] در نرم افزار اجزای

محدود آباکوس شبیه سازی گردید. باتوجه به شکل (۱) قسمت پایینی نمونه کاملاً مقید گردید و نیروی چرخه ای به قسمت بالای آن اعمال شد. خواص مکانیکی ماده نیز مطابق جدول (۱) استخراج گردید [13]. همچنین برای شبیه سازی رشد ترک، پارامترهای ماده C و m مورد نیاز در قانون رشد ترک پاریس [14]، براساس مطالعات انجام گرفته توسط کیم و همکاران به ترتیب اعداد 10×10^{-11} و $2/57$ اختصاص داده شد [12].

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m \quad (1)$$

جدول ۱ خواص مکانیکی آلیاژ فولاد ۸۶۳۰ [13]

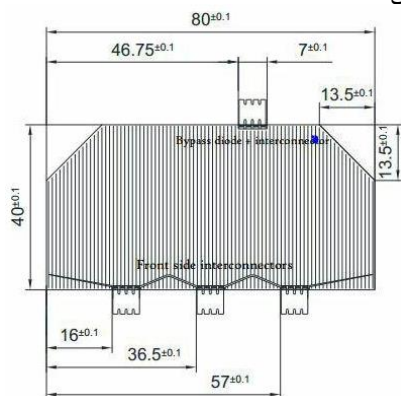
σ_f (MPa)	σ_u (MPa)	σ_y (MPa)	E (MPa)	ν
۳۱۵	۶۲۰	۵۵۰	۲۰۳	۰/۳

برای شبیه سازی های عددی رشد ترک با استفاده از روش اجزای محدود توسعه یافته، از معیار بیشینه تنش اصلی (Maximum principal stress) به دلیل دقت بالاتر در مقایسه با سایر معیارهای موجود در نرم افزار استفاده گردید [15]. هم چنین برای تحلیل از حلگر Direct cyclic و برای المان بندی هندسه از المان های S4 (A 4-node doubly curved general-purpose shell) استفاده شد. اگرچه در شبیه سازی های عددی به روش اجزای محدود توسعه یافته، اندازه المان ها تأثیر زیادی بر روی نتایج ندارد اما حساسیت نتایج به اندازه المان نیز مطالعه گردید و نتایج شبیه سازی های عددی در اندازه المان $0/15$ میلی متر در نظر گرفته شد.

مقایسه نتایج عددی و تجربی

پس از انجام شبیه سازی ها، نتایج عددی شبیه سازی آزمون کشش فشرده برای آلیاژ فولاد ۸۶۳۰ حاصل

هندسی سلول خورشیدی گالیوم- آرسناید مورد نظر را نشان می‌دهد [16].



شکل ۳ هندسه سلول خورشیدی گالیوم- آرسناید [16]

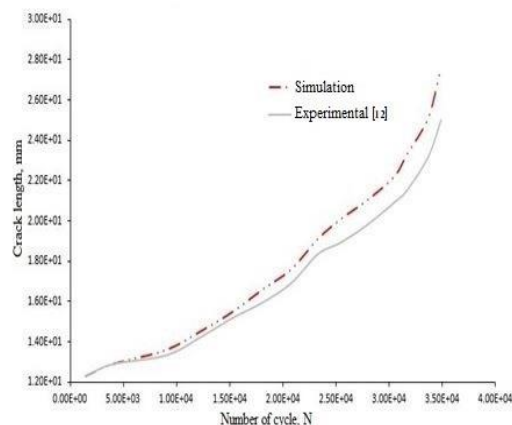
مطابق جدول (۲) خواص مکانیکی مورد نیاز لایه شیشه‌ای با نام تجاری CMX100 از کاتالوگ شرکت سازنده استخراج و انتساب داده می‌شود [17]. طول ترک اولیه ایجاد شده بر روی لایه ۱۰ میلی‌متر در نظر گرفته می‌شود. در این تحقیق به منظور رعایت ضریب ایمنی، برای شبیه‌سازی شرایط دمایی فضا از آزمون پروتوفلاست استفاده می‌شود. در این آزمون نرخ اعمال تغییرات دمایی به لایه شیشه‌ای چند برابر شرایط فضایی است؛ بنابراین، چنانچه سلول تعداد مشخصی از چرخه‌های این آزمون را با موفقیت پشت سر بگذارد در شرایط فضایی نیز دچار مشکل خاصی نخواهد شد.

جدول ۲ خواص مکانیکی لایه شیشه‌ای [17]

σ_{ut} (KPa)	G (N/m)	α	E (MPa)	ν
۳۴۶	۶۲۰	$10^{-4} \sim 10^{-3}$	۱۵	۰/۲۱

شکل (۴) تغییرات دما را برحسب زمان در آزمون پروتوفلاست نشان می‌دهد [18]. تغییرات دمایی فوق به لایه شیشه‌ای اعمال شد و نتایج حاصل از شبیه‌سازی‌های عددی برای پارامترهای طول، مکان، زاویه ترک اولیه، ضخامت و ابعاد لایه حاصل گردید.

گردید. مطابق شکل (۲) نمودار طول ترک- تعداد چرخه استخراج می‌شود و با نمودار عملی مرجع [12] مقایسه می‌گردد.



شکل ۲ مقایسه نتایج عددی و تجربی رشد ترک در آزمون کشش فشرده

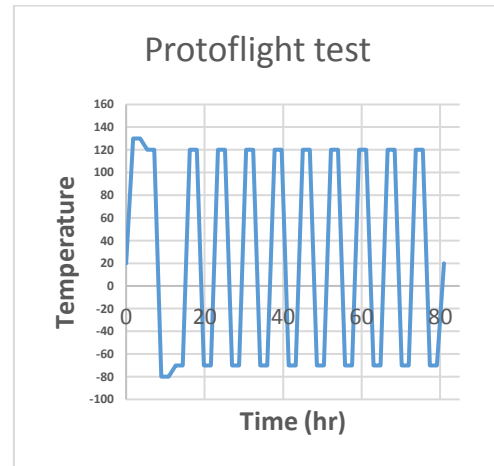
همان‌گونه که مقایسه نشان می‌دهد، شبیه‌سازی عددی رفتار رشد ترک اولیه و رسیدن به مقدار حداکثر را به‌خوبی دنبال کرد و از تطابق مناسبی با نتایج تجربی برخوردار است. مقدار خطای حداکثر نتایج شبیه‌سازی عددی ۴٪ است که برای تحلیل‌های عددی به‌روش اجزای محدود ناچیز و مورد قبول می‌باشد؛ بنابراین اعتبارسنجی نتایج شبیه‌سازی و تحلیل عددی به‌خوبی صورت گرفته‌است و باتوجه به نتایج استخراج‌شده از نرم‌افزار می‌توان رشد ترک در لایه شیشه‌ای را با دقت مناسب مورد مطالعه و بررسی قرار داد.

شبیه‌سازی عددی رشد ترک در لایه شیشه‌ای

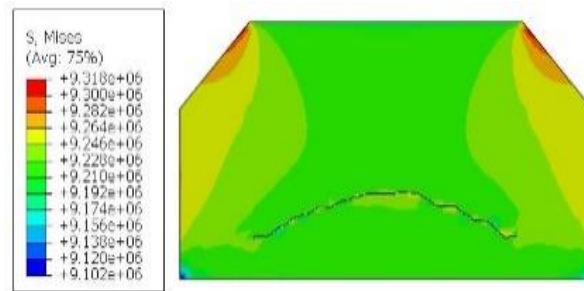
در این قسمت با استفاده از روش اجزای محدود توسعه‌یافته (XFEM) و رویکرد خستگی کم‌چرخه (LCF)، رشد ترک در لایه شیشه‌ای محافظ یک سلول خورشیدی گالیوم- آرسناید شبیه‌سازی می‌شود و تأثیر پارامترهای مختلف در آن مورد بررسی قرار می‌گیرد. لایه شیشه‌ای مذکور در معرض گرادیان دمایی بین شب و روز در شرایط فضایی قرار دارد. شکل (۳) ابعاد

تأثیر طول ترک اولیه

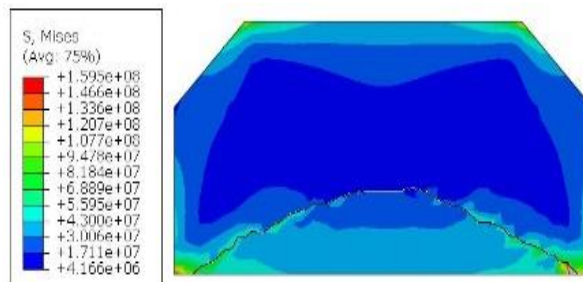
برای بررسی تأثیر اندازه طول ترک اولیه بر روی روند کلی رشد ترک خستگی در لایه شیشه‌ای، رشد ترک خستگی در نمونه‌هایی با ترک اولیه مرکزی ۳، ۷ و ۱۰ میلی‌متری مطالعه گردید. شبیه‌سازی‌های عددی با طول ترک‌های اولیه مختلف فوق انجام گرفت و میزان رشد ترک در تعداد چرخه‌های یکسان استخراج گردید. شکل‌های (۵) و (۶) روند رشد ترک و همچنین مقایسه نمودار رشد ترک- تعداد چرخه در نمونه‌های فوق را نمایش می‌دهد.



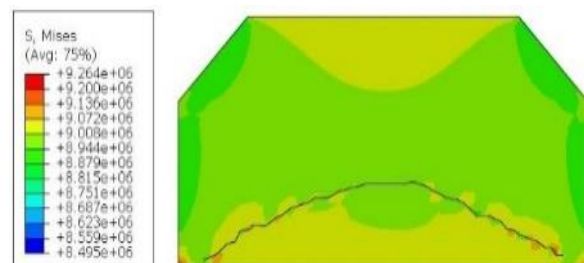
شکل ۴ تغییرات دما برحسب زمان در آزمون پروتوفلایت [18]



(الف)

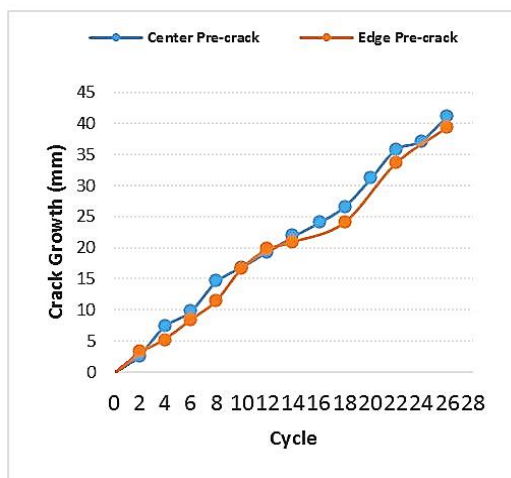


(ب)

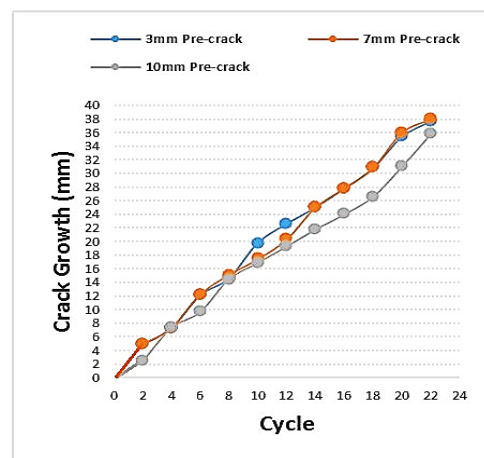


(ج)

شکل ۵ روند رشد ترک در نمونه با ترک اولیه مرکزی: الف) ۳، ب) ۷ و ج) ۱۰ میلی‌متری



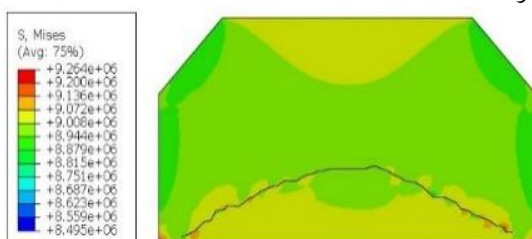
شکل ۸ مقایسه روند رشد ترک با مکان ترک‌های اولیه متفاوت



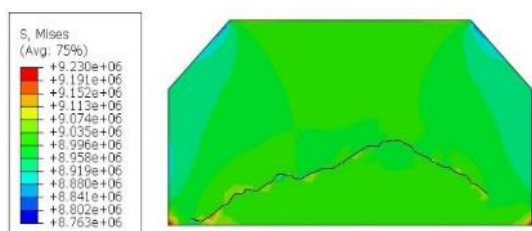
شکل ۶ مقایسه روند رشد ترک با طول ترک‌های اولیه متفاوت

تأثیر زاویه ترک اولیه

در این حالت، ترک اولیه مرکزی ۱۰ میلی‌متری با زوایای صفر، ۳۰، ۴۵، ۶۰ و ۹۰ درجه شبیه‌سازی گردید. شکل‌های (۹) و (۱۰) روند رشد ترک و همچنین مقایسه نمودار رشد ترک-تعداد چرخه در نمونه‌های فوق را نمایش می‌دهد. همان‌طور که مشاهده می‌شود اگرچه زاویه ترک اولیه روندی متفاوت در رشد ترک از خود نشان می‌دهد اما تأثیر کمی در رشد ترک دارد.



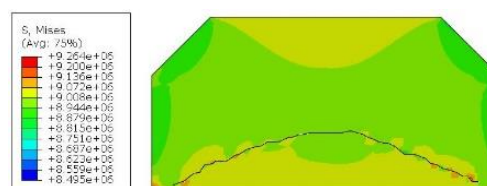
(الف)



(ب)

تأثیر مکان ترک اولیه

به منظور مطالعه تأثیر مکان ترک اولیه، دو نمونه با ترک اولیه ۱۰ میلی‌متری یکی در لبه و دیگری در مرکز لایه شیشه‌ای محافظ سلول خورشیدی شبیه‌سازی شد و میزان رشد ترک در آن‌ها استخراج گردید. روند رشد ترک و همچنین مقایسه نمودار رشد ترک-تعداد چرخه در نمونه‌های فوق در شکل‌های (۷) و (۸) نمایش داده شده‌است. مطابق شکل‌های مذکور، اگرچه مکان ترک اولیه روندی متفاوت در رشد ترک از خود نشان می‌دهد اما تأثیر بسیار کمی در میزان آن دارد.



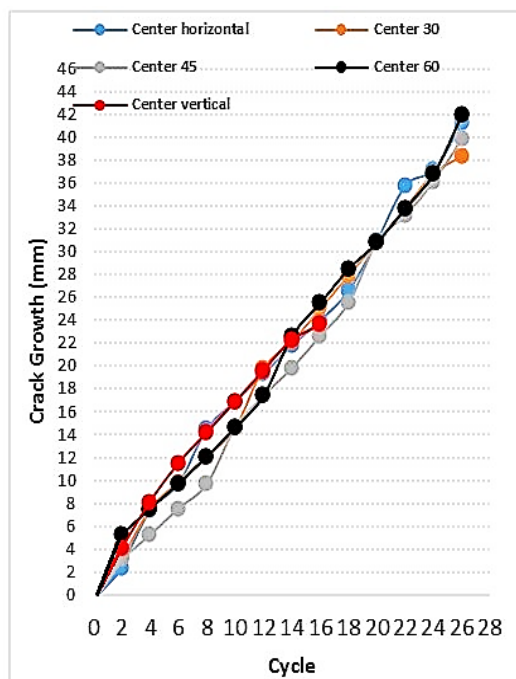
(الف)



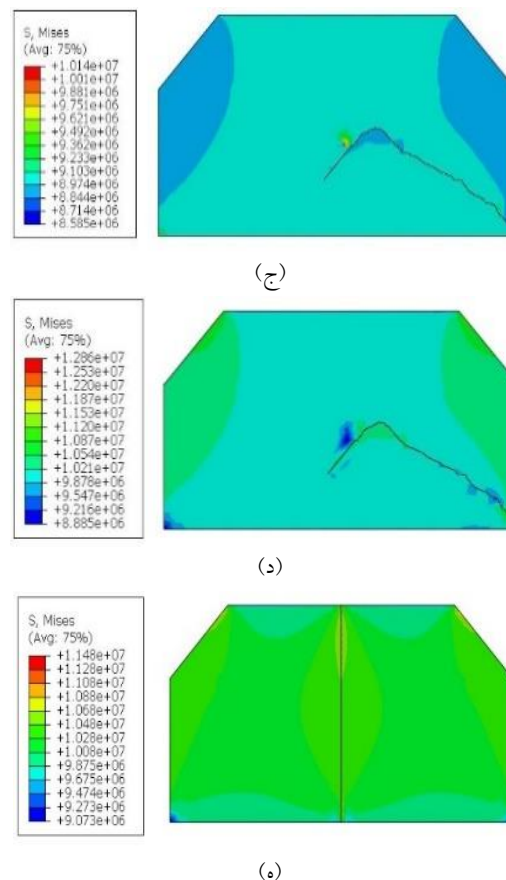
(ب)

شکل ۷ روند رشد ترک در نمونه با ترک اولیه: (الف) مرکزی و (ب) کناری

این حالت برای شکست‌های آرام و پایدار (گسیختگی شکل‌پذیر) نسبت به شکست‌های سریع (شکننده) کاربرد بیشتری دارد.



شکل ۱۰ مقایسه روند رشد ترک برای ترک مرکزی با زاویه ترک‌های متفاوت



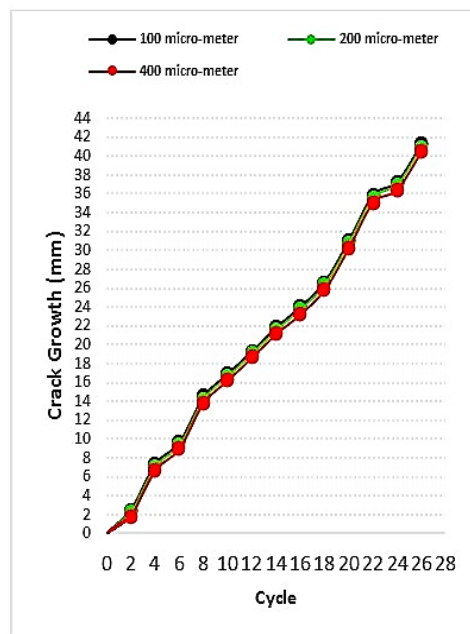
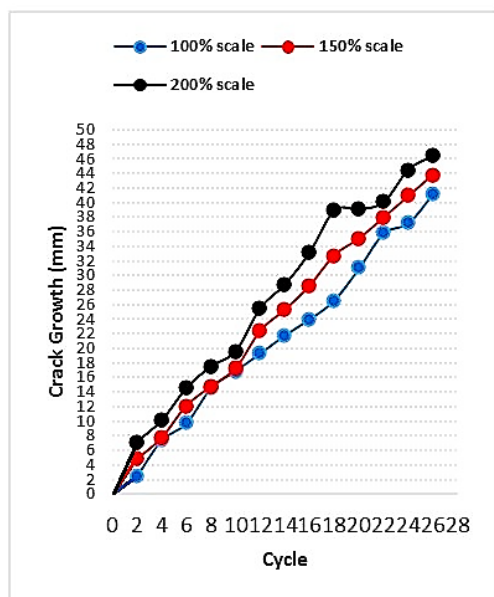
شکل ۹ روند رشد ترک در نمونه دارای ترک مرکزی با زاویه: الف) صفر، ب) ۳۰، ج) ۴۵، د) ۶۰ و ه) ۹۰ درجه

تأثیر ضخامت لایه شیشه‌ای

در پژوهش حاضر، با وجود این که شبیه‌سازی‌های عددی در حالت دوبعدی انجام گرفته است اما نرم‌افزار آباکوس این امکان را ایجاد کرده که بتوان با فرض کردن مسئله در حالت تنش صفحه‌ای، ضخامت را نیز اعمال کرد. برای بررسی تأثیر ضخامت بر رشد ترک، نتایج حاصل از شبیه‌سازی عددی رشد ترک ناشی از خستگی حرارتی در نمونه لایه شیشه‌ای محافظ سلول خورشیدی با ضخامت‌های ۱۰۰، ۲۰۰، ۴۰۰ میکرومتر در شکل (۱۱) مقایسه می‌گردد. همان‌گونه که شکل تأیید می‌کند، ضخامت لایه محافظ تأثیر خاصی بر روی میزان رشد ترک ندارد.

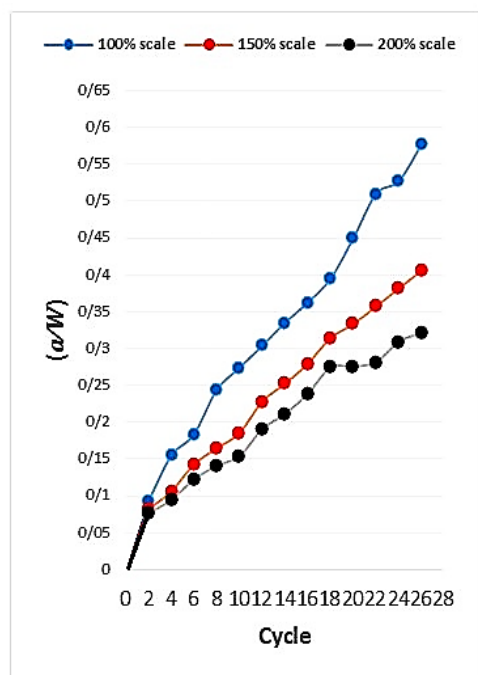
در مواقعی که انرژی پلاستیک نوک ترک قابل اغماض نیست، پارامترهای دیگر مکانیک شکست (مانند انتگرال J و منحنی R) برای تعیین خصوصیات ماده مورد استفاده قرار می‌گیرند. داده‌های حاصل از آزمایش‌های دیگر به ضخامت نمونه مورد آزمایش وابسته است و به عنوان خواص مشخصات واقعی ماده محسوب نخواهند شد. شرایط تنش صفحه‌ای در تمام پیکربندی‌های سازه صادق نیست؛ از این رو استفاده از مقادیر K_{IC} در طراحی نواحی نسبتاً نازک می‌تواند منجر به نتایج بسیار محافظه‌کارانه شود. در مواردی که حالت تنش واقعی به صورت صفحه‌ای باشد، به کارگیری داده‌های به دست آمده از انتگرال J و نمودار R مناسب‌تر خواهد بود.

مقیاس بزرگ‌تر می‌باشد و در نتیجه رشد ترک در این حالت بحرانی‌تر از سایر مقیاس‌ها است.



شکل ۱۱ مقایسه روند رشد ترک برای لایه شیشه‌ای با ضخامت‌های متفاوت

شکل ۱۲ مقایسه روند رشد ترک در لایه شیشه‌ای با مقیاس ابعادی متفاوت



شکل ۱۳ مقایسه نسبت طول ترک به قاعده بزرگ در هر مقیاس ابعادی

تأثیر ابعاد لایه شیشه‌ای

به منظور بررسی تأثیر ابعاد، اندازه لایه محافظ سلول خورشیدی گالیوم-آرسناید در مقیاس ۱/۵ و ۲ برابر بزرگ شد و رشد ترک اولیه ۵ میلی‌متری در آن بررسی گردید. شکل (۱۲) مقایسه نتایج حاصل از شبیه‌سازی‌های مذکور را نشان می‌دهد. مقایسه روند رشد ترک نشان می‌دهد که هرچه ابعاد لایه محافظ بزرگ‌تر شود، رشد ترک نیز در آن افزایش می‌یابد. اگرچه طول ترک نهایی لایه شیشه‌ای بزرگ‌تر در مقایسه با حالت اولیه (لایه اولیه با ابعاد استاندارد) بزرگ‌تر است اما در مقایسه با ابعاد هندسه جدید نگران‌کننده و بحرانی نیست. برای درک راحت‌تر این موضوع، مقایسه نسبت طول ترک به قاعده بزرگ لایه برای هر سه مقیاس در شکل (۱۳) نمایش داده شده است.

مقایسه فوق آشکار می‌کند که اگرچه در حالت ابعاد استاندارد، طول ترک کمتر است اما نسبت طول ترک به قاعده بزرگ در این حالت بیشتر از حالت‌های

نتیجه‌گیری و جمع‌بندی

لایه شیشه‌ای یکی از مهم‌ترین لایه‌های تشکیل‌دهنده سلول خورشیدی است که گرادیان شدید دمای محیط (از ۷۰- تا ۱۲۰+ در ماهواره‌ها) را در یک شبانه‌روز تجربه می‌کند. متفاوت بودن جنس لایه‌ها و ضریب انبساط حرارتی آن‌ها، باعث پدید آمدن ترک، رشد ترک و در نتیجه شکست یا تخریب لایه شیشه‌ای و هم‌چنین عملکرد نادرست سلول خورشیدی خواهد گردید؛ لذا بررسی امکان به تعویق افتادن رشد ترک و افزایش عمر مفید لایه شیشه‌ای یکی از چالش‌های بسیار مهم در این زمینه می‌باشد. در این تحقیق رشد ترک در لایه شیشه‌ای یک سلول خورشیدی کامپوزیتی در اثر تغییرات دمایی به کمک روش اجزای محدود توسعه یافته شبیه‌سازی شد و تأثیر متغیرهایی مانند طول، مکان و زاویه ترک اولیه و هم‌چنین ضخامت و ابعاد لایه شیشه‌ای مطالعه گردید. نتایج نشان داد که از بین پارامترهای فوق، ابعاد لایه شیشه‌ای محافظ بیشترین تأثیر را در رشد ترک دارد.

تشکر و قدردانی

نویسندگان مقاله از حمایت‌های مادی و معنوی پژوهشکده مواد و انرژی اصفهان در انجام تمامی مراحل تحقیق، تشکر و قدردانی می‌کنند.

واژه نامه

Solar cell	سلول خورشیدی
Glass layer	لایه شیشه‌ای
Gallium-Arsenide	گالیوم- آرسناید
Temperature gradient	تغییرات دما
Crack growth	رشد ترک
Useful life	عمر مفید
Extended finite element method (XFEM)	روش اجزای محدود توسعه یافته
Low cycle fatigue (LCF)	خستگی کم چرخه
Maximum principal stress	بیشینه تنش اصلی

مراجع

1. Halo Industries, "Brittle Fracture Wafering of Silicon Ingots for Low Cost, High Efficiency c-Si Solar Cells", *Office of Energy Efficiency and Renewable Energy*, Vol. 09, Pp. 01-16, (2018).
2. Moss, S. J., Ledwith, A., "The Chemistry of the Semiconductor Industry", Springer, (1987).
3. Trapasso, L. M., "Temperature Distribution, in the Encyclopedia of Climatology", Springer, (1987).
4. Alferov, Z., "High Efficiency GaAs-Based Solar Cells Simulation and Fabrication", *A thesis presented in partial fulfillment of the requirements for the PHD degree*, Ioffe Physico-Technical Institute, Vol. 01, Pp. 01-203, (1970).
5. Radu, V., Paffumi, E., "A Stochastic Approach of Thermal Fatigue Crack Growth (LEFM)", *American Society of Mechanical Engineers*, Vol. 03, Pp. 1031-1040, (2007).
6. سعادت، محمود، سرخیل، سعید، «بررسی تأثیر نسبت بیش بار در عمر خستگی نمونه به صورت عددی و تجربی»، *مجله مدل سازی در مهندسی*، دوره ۸، شماره ۲۲، صص. ۵۸-۵۱، (۱۳۸۹).
7. Ktari, A., Haddar, N., Koster, A., Marie-Louise Toure, A., "Numerical Computation of Thermal Fatigue Crack Growth of Cast Iron", *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, Vol. 34, Pp. 498-509, (2011).
8. Kadlec, M., Hausild, P., Siegl, J., Materna, A., "Thermal Fatigue Crack Growth in Stainless Steel",

- International Journal of Pressure Vessels and Piping*, Vol. 98, Pp. 89-94, (2012).
9. Utz, S., Soppa, E., Silcher, H., Kohler, C., "Mechanisms of Crack Initiation and Crack Growth under Thermal and Mechanical Fatigue Loading", *39th Materials Testing Institute University of Stuttgart*, Vol. 39, Pp. 01-15, (2013).
 10. Xue, G., Yang, Y., "Investigation on the Thermal Fatigue Life Evaluation Method of Railway Brake Disc with New Material", *Tehnički Vjesnik*, Vol. 25, Pp. 1095-1102, (2018).
 11. Zhang, J., Zhao, Z., Kong, Y., Zhang, Z., Zhong, Q., "Crack Initiation and Propagation Mechanisms during Thermal Fatigue in Directionally Solidified Superalloy DZ125", *International Journal of Fatigue*, Vol. 119, Pp. 355-366, (2019).
 12. Kim, S. K., Lee, C. S., Kim, J. H., Noah, B. J., Matsumoto, T., and Lee, J. M., "Estimation of Fatigue Crack Growth Rate for 7% Nickel Steel under Room and Cryogenic Temperature Using Damage-Couples Finite Element Analysis", *Metals*, Vol. 5, Pp. 603-627, (2015).
 13. AISI 8630 Alloy Steel (UNS G86300).
 14. Paris, P., Gomez, M., and Anderson, W. A., "A Rational Analytic Theory of Fatigue", *The Trend in Engineering*, Vol. 13, Pp. 9-14, (1961).
 15. Nasrnia, A., Haji Aboutalebi, F., "Experimental Investigation and Numerical Simulations of U-Notch Specimens under Mixed Mode Loading by the Conventional and Extended Finite Element Methods", *Archive of Applied Mechanics*, Vol. 88, Pp. 1461-1475, (2018).
 16. Azur space product catalogue, "Triple Junction GaAs Solar Cell Assembly Type TJ Solar Cell Assembly 3G30A", (2019).
 17. Qioptiq cover glass product catalogue, "Minimum Cover Glass Transmission Specifications with 0.10mm Thick CMX, CMG and CMO Glass Type", (2019).
 18. European Cooperation for Space Standardization (ECSS), "ECSS Secretariat ESA-ESTEC Requirements and Standards", *Division Noordwyk*, Vol. 08, Pp. 97-113, (2008).

Numerical Simulation of Crack Growth in the Glass Layer of Gallium-Arsenide Solar Cell

Pouya Mokhtari¹ Farhad Haji Aboutalebi²

Hamid Beheshti³ Mohammad Reza Ashraf Khorasani⁴

1. Introduction

A solar cell is a solid-state electronic component that directly converts a percentage of sunlight energy into electricity by its photovoltaic physicochemical effect. Space solar cells are mainly made of gallium-arsenide. The most important component of a solar cell is the glass layer, which is directly exposed to solar energy and experiences many temperature changes during the day and night. Due to the different coefficients of thermal expansion of different layers, cracking of the glass layer is possible. The presence of one or more primary microscopic cracks in this layer and the extreme ambient temperature gradient will lead to the crack growth, resulting in the failure or destruction of the glass layer, as well as improper functioning of the solar cell. In design and manufacturing solar cells, variables such as the material of the glass layer, geometric parameters (length, width and thickness of the layer) as well as the presence of initial cracks play a key role. The possibility of delaying the growth of the crack and increasing the useful life of the glass layer is of great importance.

2. Initial simulation and validation

In order to validate the results of numerical simulations, the crack growth due to fatigue in a compact tension (CT) test sample (Figure 1) was first simulated and the results were validated with the practical results of previous researches. The CT test of 8630 steel alloy sample was simulated in Abacus FEA software according to the experimental study of Kim et al. The mechanical properties of the material were also extracted according to Table 1. Due to higher accuracy, the maximum principal stress criterion was applied for numerical simulations of crack growth by the extended finite element method (XFEM). Also, the direct cyclic analysis and S4 elements (A 4-node doubly curved general-purpose shell) were employed.

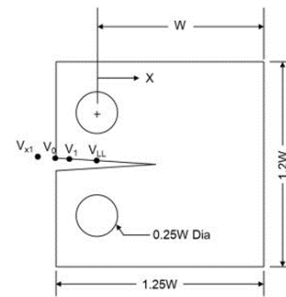


Figure 1. Standard sample of CT test

Table 1. Mechanical properties of 8630 steel alloy

σ_f (MPa)	σ_u (MPa)	σ_y (MPa)	E (MPa)	ν
315	620	550	203	0.3

The numerical and experimental results of the CT simulation for 8630 steel alloy are shown and compared in Figure 2 for the crack length-number of cycle diagram.

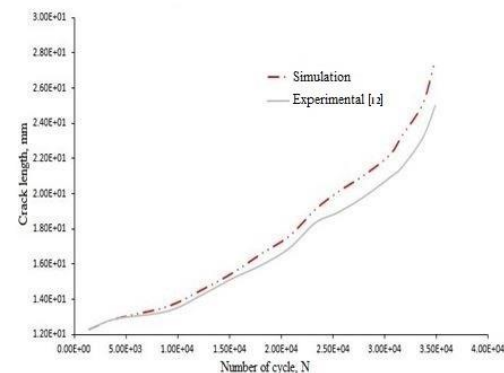


Figure 2. Comparison of numerical and experimental results of crack growth in CT test

3. Numerical simulation of crack growth in the glass layer

Crack growth exposed to the temperature gradient between night and day in space conditions in the glass layer of a gallium-arsenide solar cell was simulated and the effect of different parameters was investigated. According to Table 2, the mechanical properties of the CMX100 glass layer are extracted from the manufacturer's catalog.

Table 2. Mechanical properties of glass layer

σ_{ut} (KPa)	G (N/m)	α	E (MPa)	ν
346	620	65×10^{-6}	15	0.21

¹. MSc. of Mechanical Engineering, Department of Mechanical Engineering, University of Isfahan, Isfahan, Iran

². Corresponding Author. Associate professor of Mechanical Engineering, Department of Mechanical Engineering, University of Isfahan, Isfahan, Iran. Email: f.hajiboutalebi@eng.ui.ac.ir.

³. Associate professor of Mechanical Engineering, Department of Mechanical Engineering, University of Isfahan, Isfahan, Iran

⁴. Instructor of Mechanical Engineering, Isfahan Materials and Energy Research Institute, Isfahan, Iran

In this research the protoflight test shown in Figure 3 was used to simulate the space temperature conditions.

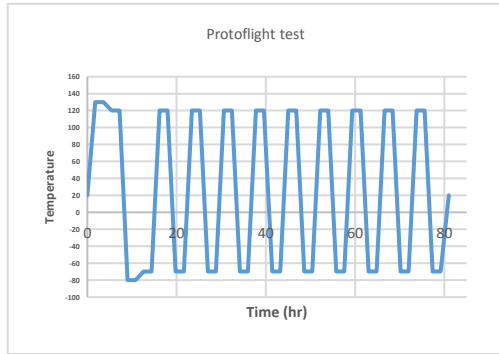


Figure 3. Variations of temperature vs. time in the protoflight test

3.1. The effect of initial crack length. To investigate the effect of initial crack length on the glass layer, crack growth was studied in a sample with a central initial crack of 3, 7 and 10 mm. Figure 4 shows the results.

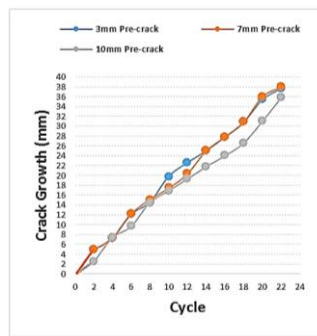


Figure 4. Comparison of crack growth trend with different initial crack lengths

3.2. The effect of initial crack location

Two samples were simulated with an initial crack of 10 mm, one at the edge and the other in the center of the glass layer of the solar cell, and the results are shown in Figure 5.

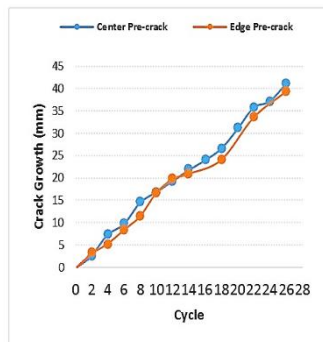


Figure 5. Comparison of crack growth trend with different initial crack locations

3.3. The effect of initial crack angle. In this case, the initial central crack of 10 mm with 0, 30, 45,

60, and 90 angles were simulated. Figure 6 shows the results.

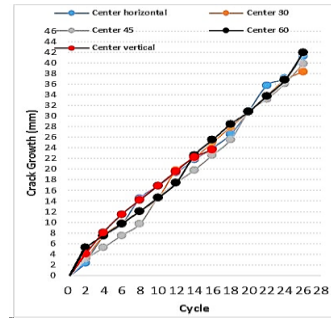


Figure 6. Comparison of crack growth trend with different angles

3.4. The effect of thickness of glass layer

To investigate the effect of thickness, the results of numerical simulations of crack growth in a sample of solar cell glass layer with thicknesses of 200, 100 and 400 μm are compared in Figure 7.

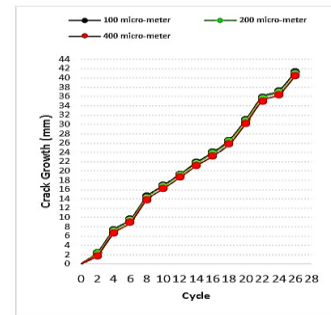


Figure 7. Comparison of crack growth trend with different thicknesses

4. Conclusion

Glass layer is one of the most important parts of the solar cell and experiences a strong ambient temperature gradient. The difference in the coefficient of thermal expansion will cause cracks, crack growth, and as a result, failure or destruction of the glass layer, as well as improper functioning of the solar cell. Therefore, delaying the growth of cracks and increasing the useful life of the glass layer is one of the most important challenges in this field. In this study, crack growth in the glass layer of a composite solar cell due to temperature changes was simulated using the XFEM and the effect of variables such as length, location, angle of initial crack, layer thickness, and dimensions were studied. The results revealed that among the above parameters, the dimensions of the protective glass layer have the greatest impact on crack growth.

CONTENTS

Experimental and Numerical Study of the Effects of Using Selected Twisted Tapes Insert on the Performance of Photovoltaic Thermal System	Mohammad Reza Kalateh - Ali Kianifar Mohammad Sardarabadi	1
Nonlinear Bending Analysis of Nanocomposite Beams Reinforced by Graphene Platelets using Harmonic Differential Quadrature Method	Hassan Shokrollahi - Reza Beigpour	23
Numerical and Experimental Investigation of Deflection of Laminated Composites due to Drop Weight Impact of Different Projectiles	Mohammad Javad Ramezani Meisam Mohahmmadi	41
The Effects of Air Gap between Two Glass Covers on the Performance of Plane Solar Air Heaters	Omid Deymi – S.Abdolreza Gandjalikhan-nassab	55
Numerical Study of the Effects of Structural and Functional Parameters on Unmixed Combustion of Natural Gas in Three Radiant Tubes with Different Geometries	Mahdi Niknam-Azodi - Mohammad Moghiman	83
Numerical Simulation of Crack Growth in the Glass Layer of Gallium-Arsenide Solar Cell	Pouya Mokhtari- Farhad Haji Aboutalebi Hamid Beheshti- Mohammad Reza Ashraf Khorasani	93



JOURNAL OF APPLIED AND COMPUTATIONAL SCIENCES IN MECHANICS

Ferdowsi University of Mashhad

ISSN: 2008-918X

Editor- in-Chief: Dr. Mehran Kadkhodayan

General Director: Dr. Hamid Niazmand

Concessionaire: Ferdowsi University of Mashhad

Editorial Board:

Dr. Akbar Afaghi Khatibi	Associate Professor	RMIT University, Australia
Dr. Kazem Abhary	Associate Professor	University of South Australia, Australia
Dr. Aliakbar Akbarzadeh	Professor	RMIT University, Australia
Dr. Hamed Haddad Khodaparast	Associate Professor	Swansea University, UK
Dr. Masoud Boroomand	Professor	Amirkabir University of Technology
Dr. S.Mohammad Reza Khalili	Professor	K.N. Toosi University of Technology
Dr. Ehsan Roohi	Professor	Ferdowsi University of Mashhad
Dr. Mahmoud Shariati	Professor	Ferdowsi University of Mashhad
Dr. Ebrahim Shirani	Professor	Isfahan University of Technology
Dr. Masoud Tahani	Professor	Ferdowsi University of Mashhad
Dr. Mohammad Reza Kazempour Mofrad	Professor	University of California, United States
Dr. Mehran Kadkhodayan	Professor	Ferdowsi University of Mashhad
Dr. Hamid Moeenfar	Associate Professor	Ferdowsi University of Mashhad
Dr. Behdad Moghtaderi	Professor	University of Newcastle, Australia
Dr. Mohammad Reza Mahpeykar	Professor	Ferdowsi University of Mashhad
Dr. Simin Nasser	Professor	Kennesaw, United States
Dr. Hamid Niazmand	Professor	Ferdowsi University of Mashhad

Text Editor: Dr. Y. Bina

Executive Director: T. Hooshmand

Typesetting: A. Noie

Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics
Department of Mechanical Engineering, Ferdowsi University of Mashhad
P. O. Box: 91775-1111, Mashhad, I.R. IRAN

Tel: +98 51 38806024

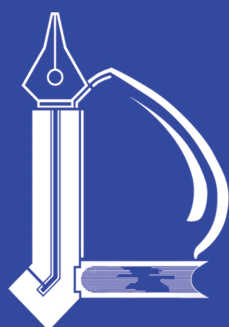
Fax: +98 51 38763301

Email: ejour@um.ac.ir

Web site: <http://mechanic-ferdowsi.um.ac.ir>

Indexed in: ISC, SID, Magiran, EBSCO

ISSN 2008 - 918X



Ferdowsi University
of Mashhad

Journal of
Applied and
Computational Sciences
in Mechanics

Serial No. 26

Experimental and Numerical Study of the Effects of Using Selected Twisted Tapes Insert on the Performance of Photovoltaic Thermal System Mohammad Reza Kalateh - Ali Kianifar Mohammad Sardarabadi	1
Nonlinear Bending Analysis of Nanocomposite Beams Reinforced by Graphene Platelets using Harmonic Differential Quadrature Method Hassan Shokrollahi - Reza Beigpour	23
Numerical and Experimental Investigation of Deflection of Laminated Composites due to Drop Weight Impact of Different Projectiles Mohammad Javad Ramezani - Meisam Mohahmmadi	41
The Effects of Air Gap between Two Glass Covers on the Performance of Plane Solar Air Heaters Omid Deymi – S.Abdolreza Gandjalikhan-Nassab	55
Numerical Study of the Effects of Structural and Functional Parameters on Unmixed Combustion of Natural Gas in Three Radiant Tubes with Different Geometries Mahdi Niknam-Azo - d - Mohammad Moghiman	83
Numerical Simulation of Crack Growth in the Glass Layer of Gallium-Arsenide Solar Cell Pouya Mokhtari - Farhad Haji Aboutalebi Hamid Beheshti- Mohammad Reza Ashraf Khorasani	93

Vol. 33, No.2,
Winter 2021