



نشریه مهندسی عمران فردوسی

(نشریه دانشکده مهندسی)

فصلنامه علمی

شماره پیاپی ۲۹

سال ۳۳، شماره ۱
بهار، ۱۳۹۹

- ۱ هیدرولیک سرریزهای کلید پانویی تیپ A- با تاج جانبی زیگزاگی
سیحان مرادی - حامد شهسواری - عاطفه ارفع - کاظم اسماعیلی
- ۱۷ توسعه مدل فرا ابتکاری انفیس - الگوریتم ژنتیک برای پیش بینی عمق آبشستگی
در مجاورت لوله های مستغرق
احسان یارمحمدی - احمد رجبی - محمدعلی ایزدبخش
- ۳۱ بررسی رفتار قاب های مهاربندی همگرای ویژه فولادی تحت بار
آتش پس از زلزله
محمد رسول کفاش - عباس کرم الدین - محمد مقیمان
- ۴۹ رفتار خزشی در مخلوط های آسفالتی سنگ دانه ای حاوی مصالح سنگی
مصنوعی و ذرات پلاستیک ضایعاتی
داریوش معظمی - سید علی صحاف - ابوالفضل محمدزاده مقدم
- ۶۷ بهینه سازی ایزو ژئومتریک شکل سازه های دوبعدی با استفاده از تحلیل
حساسیت کاملاً تحلیلی
سجاد نیکویی - بهروز حسنی
- ۸۵ مطالعه عمل آوری، جمع شدگی در چسبندگی ملات اصلاح شده پلیمری
با بتن، با اعمال انتقال اصطکاک و کشش مستقیم
محمود نادری - علی صابری ورزانه



سر دبیر : محمدرضا اصفهانی

مدیر مسئول: فریدون ایرانی

صاحب امتیاز : دانشگاه فردوسی مشهد

هیئت تحریریه :

دکتر محمدرضا اصفهانی	استاد، دانشگاه فردوسی مشهد، گروه مهندسی عمران
دکتر فریدون ایرانی	استاد، دانشگاه فردوسی مشهد، گروه مهندسی عمران
دکتر کاظم بدو	استاد، دانشگاه ارومیه، دانشکده مهندسی
دکتر جعفر بلوری بزاز	دانشیار، دانشگاه فردوسی مشهد، گروه مهندسی عمران
دکتر احمد پویا	استاد، Ecole des Ponts Paris tech
دکتر سید محمود حسینی	استاد، دانشگاه فردوسی مشهد، گروه مهندسی عمران
دکتر ناصر حافظی مقدس	استاد، دانشگاه فردوسی مشهد، دانشکده علوم پایه
دکتر سیداحسان سیدی حسینی نیا	دانشیار، دانشگاه فردوسی مشهد، گروه مهندسی عمران
دکتر شهناز دانش	دانشیار، دانشگاه فردوسی مشهد، گروه عمران
دکتر غلامرضا رخشنده رو	استاد، دانشگاه شیراز، دانشکده راه و ساختمان
دکتر محمدحسین سبط	استاد، دانشگاه صنعتی امیرکبیر، دانشکده مهندسی عمران
دکتر فرزاد شهابیان مقدم	استاد، دانشگاه فردوسی مشهد، گروه مهندسی عمران
دکتر امیر کاووسی	استاد، دانشگاه تربیت مدرس، دانشکده مهندسی، گروه راه و ترابری
دکتر حسین گنجی دوست	استاد، دانشگاه تربیت مدرس، دانشکده مهندسی، گروه راه و ترابری
دکتر محمود فغفور مغربی	استاد، دانشگاه فردوسی مشهد، گروه مهندسی عمران
دکتر فریدون مقدس نژاد	استاد، دانشگاه صنعتی امیرکبیر، دانشکده مهندسی عمران
دکتر محمدرضا کیانوش	استاد، University of Ryerson

ویراستار ادبی : دکتر یوسف بینا

مسئول دفتر نشریه : تکتّم هوشمند

ویرایش و صفحه آرایی : سیده عاطفه نوعی باغبان-تکتّم هوشمند

این نشریه در کتابخانه منطقه‌ای علوم و تکنولوژی شیراز (ISC) نمایه می‌شود. <http://www.srlst.com>

نشانی: مشهد - دفتر نشریه - دانشکده مهندسی - دانشگاه فردوسی مشهد - صندوق پستی : 91775-1111

تلفاکس : 051-38806024 پست الکترونیکی : ejour@um.ac.ir وب سایت : <http://civil-ferdowsi.um.ac.ir>

چاپ : چاپخانه دانشگاه فردوسی مشهد

فهرست مطالب

- | | | |
|----|--|--|
| ۱ | سبحان مرادی - حامد شهسواری - عاطفه ارفع
کاظم اسماعیلی | هیدرولیک سرریزهای کلید پیانویی تیپ A- با تاج
جانبی زیگزاگی |
| ۱۷ | احسان یارمحمدی - احمد رجبی - محمدعلی
ایزدبخش | توسعه مدل فرا ابتکاری انقیس- الگوریتم ژنتیک برای
پیش‌بینی عمق آبستگی در مجاورت لوله‌های
مستغرق |
| ۳۱ | محمدرسل کفاش - عباس کرم‌الدین - محمد مقیمان | بررسی رفتار قاب‌های مهاربندی همگرای ویژه فولادی
تحت بار آتش پس از زلزله |
| ۴۹ | داریوش معظمی - سید علی صحاف
ابوالفضل محمدزاده مقدم | رفتار خزشی در مخلوط‌های آسفالتی سنگ‌دانه‌ای
حاوی مصالح سنگی مصنوعی و ذرات پلاستیک ضایعاتی |
| ۶۷ | سجاد نیکویی - بهروز حسنی | بهینه‌سازی ایزو ژئومتریک شکل سازه‌های دوبعدی با
استفاده از تحلیل حساسیت کاملاً تحلیلی |
| ۸۵ | محمود نادری - علی صابری ورزانه | مطالعه عمل‌آوری، جمع‌شدگی در چسبندگی ملات
اصلاح‌شده پلیمری با بتن، با اعمال "انتقال اصطکاک" و
"کشش مستقیم" |

هیدرولیک سرریزهای کلید پیانویی تیپ A- با تاج جانبی زیگزاگی*

مقاله علمی - پژوهشی

سبحان مرادی^(۱) حامد شهسوازی^(۲) عاطفه ارفع^(۳) کاظم اسماعیلی^(۴)

چکیده مطابق پیشینه پژوهش انجام شده، افزایش سرعت نزدیک‌شونده به عنوان مهم‌ترین عامل کاهش ظرفیت تخلیه در سرریزهای کلید پیانویی گزارش شده است. در پژوهش حاضر؛ ابتدا با اعمال هد آبی متغیر به بررسی تغییرات ضریب دبی در سرریز کلید پیانویی استاندارد (تیپ A) پرداخته شد، آنگاه با ارائه طرح نوینی از فرم زیگزاگی در پروفیل تاج جانبی، پارامترهای هیدرولیک جریان در بالادست سرریز به وسیله سرعت‌سنج ADV اندازه‌گیری و با انجام تحلیل ابعادی به روش باکینگهام مورد تجزیه و تحلیل قرار گرفت. نتایج نشان داد، با زیگزاگی شدن پروفیل تاج جانبی سرریزهای کلید پیانویی، بیشینه ضریب دبی در نسبت H/P کمتر اما با مقدار عددی بیشتری رخ می‌دهد، به‌طوری‌که متوسط مقدار ضریب دبی با افزایش ۱۰ درصدی همراه است. با افزایش ۲۲ و ۱۶ درصدی به ترتیب برای سرعت‌های عرضی و روبه بالا جریان در محدوده تراز ارتفاع تاج، سبب تقویت جریان‌های ثانویه در بالادست سرریز می‌شود. از این رو با مشارکت طول مؤثر بیشتری از تاج جانبی، موجب افزایش انحراف و مکش جریان به طرف کلیدهای خروجی نسبت به تاج استاندارد، می‌شود. لذا؛ با افزایش اتلاف انرژی (افزایش افت تراز آب در محدوده B)، کاهش ۱۱ درصدی در مقادیر مؤلفه سرعت نزدیک‌شونده در کلیدهای ورودی رخ داده است. همچنین، مقادیر شتاب آشفتگی T_v با زیگزاگی شدن پروفیل تاج جانبی، به‌طور متوسط ۱۵ درصد بیشتر از فرم استاندارد سرریز کلید پیانویی به‌دست آمده است. در نهایت گفتنی است که فرم تاج پیشنهادی، سبب افزایش حد استغراق موضعی شده و راندمان انتقال دبی تخلیه در کلیدهای خروجی سرریزهای کلید پیانویی تیپ A را بهبود بخشیده است.

واژه‌های کلیدی استغراق موضعی، ارتقاء عملکرد، تاج زیگزاگی، سرعت جریان.

Hydraulic Type-A Piano Key Weirs with Zigzag Lateral Crest

S. Moradi H. Shahsavari A. Arfa K. Esmaili

Abstract According to the literature, increased velocity approaching has been reported as the most important factor in decreasing discharge capacity in piano key weirs. In the present study, first, by applying variable water head, changes in the discharge coefficient of standard piano key weir (type A) were investigated, then by presenting a new design of zigzag form in lateral crest profile, hydraulic flow parameters upstream of weir by ADV velocimeter. The measurements were performed and analyzed by Buckingham method. The results showed that by zigzagging the lateral crest profile of the piano key weirs, the maximum discharge coefficient occurs at a lower ratio but with a higher numerical value, as the average discharge coefficient increasing by 10%. Increases by 22 and 16 percent, respectively, for transverse and upward velocities of flow in the crest elevation range, reinforcing secondary upstream currents. Hence, by incorporating a more effective length of the lateral crest, it increases the deflection and suction current to the outlet keys than the standard crest. Therefore, with the increase in energy loss (increase in water level drop in range (B)), an 11% decrease in the values of the approaching component velocity occurred at the inlet keys. Also, the intensity values of turbulence with zigzagging of the lateral crest profile were, on average, 15% higher than the standard piano key weir form. Finally, the proposed crest form increases the local submergence limit and improves the discharge transfer efficiency of the A-type key piano weir outlet keys.

Key Words Local submergence, Performance enhancement, Zigzag crest, Flow rate.

* تاریخ دریافت مقاله ۹۷/۳/۸ و تاریخ پذیرش آن ۹۸/۱۱/۲۰ می‌باشد.

(۱) دانشجوی دکترا، گروه مهندسی آب، سازه‌های آبی، دانشگاه فردوسی مشهد.

(۲) دانشجوی دکترا، گروه مهندسی آب، سازه‌های آبی، دانشگاه فردوسی مشهد.

(۳) دانشجوی دکترا، گروه مهندسی آب، سازه‌های آبی، دانشگاه تربیت مدرس تهران

(۴) نویسنده مسئول، دانشکده کشاورزی، گروه مهندسی آب، دانشیار دانشگاه فردوسی مشهد.

مقدمه

سرریز، سازه‌ای است که در بدنه یا جناح سد برای تخلیه ایمن حجم مازاد بر ذخیره مخزن ساخته می‌شود و عامل اصلی ایمنی سدها در زمان سیلاب است. سرریز کلید پیانویی (Piano Key Weir (PKW)) حالت توسعه یافته سرریزهای غیرخطی است که با رویکرد افزایش ظرفیت تخلیه سرریزهای زیگزاگی، طراحی و بر روی سازه‌های آبی ساخته می‌شود. این سرریز از جمله سازه‌های کنترل جریان است که به ازای یک مقدار تراز آب معین روی تاج سرریز، دارای بیشترین ظرفیت تخلیه (حداقل ۴ برابر) نسبت به انواع سرریزها، است. به طوری که برای یک دبی ثابت، عمق آب روی این نوع سرریز نسبت به سرریزهای دیگر به مقدار قابل توجهی کمتر است [1]. مقایسه عملکرد هیدرولیکی سرریزهای غیرخطی در شرایط استغراق کم نشان داد که سرریزهای کلید پیانویی تیپ A با کف شیب دار در کلیدهای ورودی و خروجی نسبت به سرریزهای زیگزاگی به دلیل کاهش افت انرژی جریان و به تبع آن، نیاز به انرژی کمتر در بالادست سرریز برای عبور یک دبی ثابت، از عملکرد بهتری برخوردارند [2].

بحث استغراق در سازه‌های هیدرولیکی نظیر سرریزهای کلید پیانویی به دو دسته استغراق موضعی (محلی) و استغراق کلی تقسیم بندی می‌شود. شرایط جریان در استغراق محلی، طوری است که بخشی از سازه توسط جریان عبوری از روی آن پر شده و باعث کاهش آبگذری سرریز می‌شود؛ و همچنین در صورتی که تراز سطح آب پایاب فراتر از تراز تاج سرریز باشد، استغراق کلی رخ خواهد داد. تحقیقات انجام شده در طول دهه‌های گذشته حاکی از آن است که افزایش دبی ورودی و به تبع آن افزایش سرعت جریان نزدیک‌شونده عامل اصلی ایجاد استغراق موضعی جریان و در نتیجه کاهش ظرفیت تخلیه سرریز کلید پیانویی است [3]. تحقیقات قابل توجهی برای بهبود عملکرد هیدرولیکی سرریزهای کلید پیانویی انجام شده است.

از این رو؛ محققان زیادی بیان کردند که برای هدهای کم آب روی تاج، افزایش تعداد کلیدهای سرریز باعث افزایش کارایی سرریز می‌شود. درحالی که برای هدهای بالا، کاهش تعداد کلید سبب افزایش ضریب دبی می‌شود. به طوری که طراحی کلید ورودی با عرض دهانه بزرگتر از کلید خروجی، سبب افزایش دبی عبوری از سرریز می‌شود [4,5]. بررسی‌های آزمایشگاهی نشان داد که نسبت W_i/W_o در محدوده $1/25$ تا $1/5$ بیشترین عملکرد سرریز را به همراه دارد، همچنین با بررسی فنی - اقتصادی، نسبت‌های $W_i/W_o=1.25$ ، $B_i/B_o=0.33$ ، $P/W_u=1.33$ را به عنوان بهینه هیدرولیکی و نسبت‌های $W_i/W_o=1.5$ ، $B_i/B_o=1$ ، $P/W_u=0.5$ را به عنوان بهینه اقتصادی پیشنهاد نمود [6]. در شرایط سرریز با ارتفاع ثابت، افزایش ارتفاع آب روی تاج، سبب کاهش ضریب دبی جریان می‌شود؛ اما به ازای ارتفاع ثابت آب روی تاج، افزایش ارتفاع سرریز، افزایش ضریب دبی جریان را به دنبال دارد؛ و نهایتاً افزایش هد آب روی تاج، عامل مؤثرتری بر روی ضریب تخلیه این نوع سرریزها گزارش شد [7]. بررسی‌های انجام شده بر روی تأثیر سه هندسه متفاوت از تاج سرریز کلید پیانویی نشان داد، ظرفیت انتقال این سرریز در حالت تاج گرد گوشه در بخش بالادست کارآمدتر است [8]. همچنین نشان دادند که با نصب دیوارهای سپری روی تاج سرریز در سد اترویت، راندها هیدرولیکی سرریز کلید پیانویی تا ۱۵٪ افزایش یافته است [9]. با بررسی مشخصه‌های هندسی دیواره‌های سپری روی تاج سرریزهای کلید پیانویی، عامل افزایش ارتفاع کلی سرریز به دلیل اضافه شدن ارتفاع این دیواره‌های سپری، بر ظرفیت تخلیه سرریز را مؤثرتر بیان نمود [3]. مطالعه بر روی انواع مختلف از هندسه سرریزهای کلید پیانویی، اثر مثبت: نصب دماغه در زیر شیروانی بالادست، بالا بردن ارتفاع تاج با استفاده از دیواره‌های سپری و همچنین فرم نیم دایره تاج کلیدهای خروجی بر بهبود عملکرد سرریزهای کلید پیانویی را تأیید نموده است [1].

محاسبات نرم را مفید می‌دانند. از این رو با شبیه‌سازی سه‌بعدی هیدرولیک جریان در سه مدل هندسه از سرریزهای کلید پیانویی، نشان داده شده که علاوه بر بهبود ضریب دبی در هندسه دوزنقه‌ای نسبت به مدل‌های مستطیلی و کنگره‌ای، تاج جانبی تأثیر بسزایی در عملکرد هیدرولیکی این نوع سرریزها دارد [19,18,17,16].

عملکرد هیدرولیکی سرریزهای ریزشی آزاد برای یک هد ثابت، ارتباط مستقیم با طول سرریز دارد که ضریب دبی C_d این نوع سرریزها مطابق رابطه (۱) به دست می‌آید [20]:

$$Q = \frac{2}{3} C_d L \sqrt{2gH}^{1.5} \quad (1)$$

در رابطه (۱)، Q دبی عبوری از سرریز، C_d ضریب دبی، L طول مؤثر تاج سرریز $(L = 2(W_i + W_o) + 4(T_s + B))$ ، g شتاب ثقل، H هد آب روی تاج بالادست سرریز (مجموع هد سرعت و هد هیدرواستاتیکی) است.

همچنین؛ رابطه ره‌بوک (۱۹۲۹) برای محاسبه ضریب دبی سرریز لبه‌تیز استاندارد مطابق معادله (۲) ارائه شده است [21].

$$C_d = 0.611 + 0.08 \frac{h}{p} \quad (2)$$

در رابطه (۲)، h عمق آب روی سرریز است. لمپریه (۲۰۰۹) معتقد است که نمودار دبی-اشل برای سرریزهای کلید پیانویی تابعی از هندسه سرریز است. از این رو معادله (۳) را به عنوان رابطه دبی-اشل برای سرریزهای کلید پیانویی تیپ A در محدوده $0.4P_m < H/P < 2P_m$ معتبر دانسته است [7]:

$$q = 4.3H\sqrt{P_m} \quad (3)$$

در رابطه فوق، q دبی در واحد عرض سرریز، $P_m(m)$ ارتفاع مشخصه سرریز است.

مطابق پیشینه پژوهش انجام شده، ابعاد هندسی سرریزهای کلید پیانویی تأثیر بسزایی بر رفتار هیدرولیکی و پدیده استغراق موضعی رو تاج این نوع

کبیری‌سامانی و جواهری در سال ۲۰۱۲ برای درک اثر پارامترهای هندسی بدون بعد با انجام چندین آنالیز همبستگی به محاسبه مقدار ضریب دبی در شرایط جریان آزاد و جریان مستغرق روی تاج سرریز کلید پیانویی پرداختند [10]. در شرایط آزمایش با تخلیه بالا، نقش کلیدهای خروجی عامل تأثیرگذاری بر راندمان هیدرولیکی سرریزهای کلید پیانویی است [11]. ظرفیت تخلیه سرریز کلید پیانویی با مدل دوزنقه‌ای ($W_i/W_o > 1$) در مقایسه با مدل استاندارد مستطیلی، حدوداً ۵ تا ۲۵٪ بهبود یافته است [12]. با تجزیه و تحلیل پارامترهای مختلف هندسی و ارزیابی عملکرد هیدرولیکی در سرریزهای کلید پیانویی دوزنقه‌ای، نسبت L/W به عنوان مهم‌ترین پارامتر در بهبود ظرفیت تخلیه این نوع سرریزها معرفی شده است. علاوه بر این، راندمان‌های بالاتری در نسبت‌های H/P پایین‌تر با جریان‌های ریزشی و گذار ثبت شده است [13]. گوا و همکاران در سال ۲۰۱۸ با ارائه رابطه‌ای مبتنی بر داده‌های تجربی، نشان دادند که روابط پیشنهادی در شرایط هد نسبی ($H/P > 0.15$) با خطای متوسط در دامنه ۵-۸٪ همخوانی خوبی با نتایج محققان پیشین داشته است. همچنین مدل عددی WOLF-1D با خطای کمتر از ۸٪ به عنوان مرجعی مناسب برای طراحی تیپ A این نوع سرریز مناسب گزارش شد [14]. با انجام مقایسه‌ای بین میزان اهمیت نسبت طول تاج به عرض (L/W) و ارتفاع سرریز (P)، نشان داده شد که راندمان تخلیه سرریز کلید پیانویی مستطیلی استاندارد با دوزنقه‌ای شدن هندسه خود به مقدار ۲ تا ۱۵ درصد، بهبود یافته است. همچنین؛ تأثیر ارتفاع سرریز کلید پیانویی دوزنقه بر ضریب دبی، کمتر از مدل استاندارد مستطیلی گزارش شد [15].

بسیاری از محققان همچون عظمت‌الله و همکاران (۲۰۱۶) و مهری و همکاران (۲۰۱۹) و کومار و همکاران (۲۰۲۰) به منظور پیش‌بینی ویژگی‌های هیدرولیکی سرریزهای غیرخطی، استفاده از تکنیک‌های

ارتفاع ۰/۵ متر و شیب کف ۰/۰۰۱۲ در آزمایشگاه مدل‌های هیدرولیکی گروه علوم و مهندسی آب دانشگاه فردوسی مشهد، انجام شده است (شکل ۲).

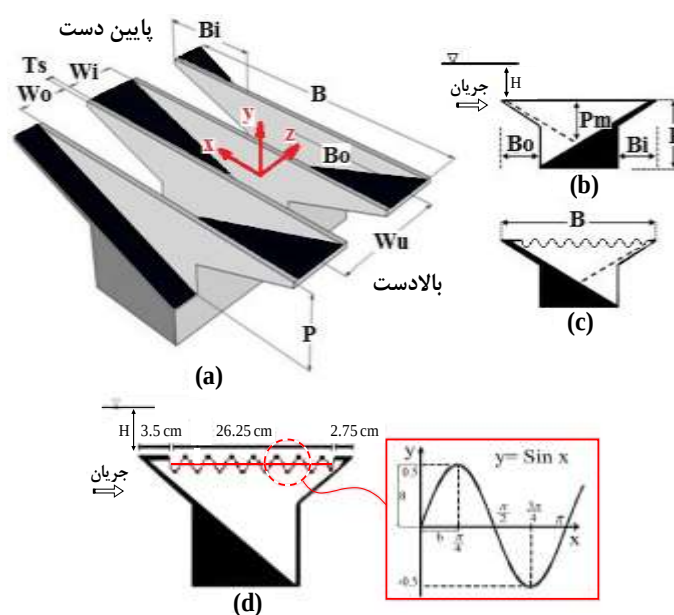
جهت آرام کردن هرچه بیشتر سطح آب در جریان ورودی کانال از یک صفحه یونولیت شناور در ابتدای کانال استفاده شد. برای حذف اثر کشش سطحی بر نتایج آزمایش، محدوده تغییرات دبی جریان ورودی در بازه $2.8 \leq Q \leq 41.98$ لیتر بر ثانیه تنظیم شد تا حداقل هد نسبی آب روی تاج سرریز نیز با مقادیری بزرگ‌تر از ۰/۱ به دست آید [22].

در (شکل ۱) پارامترهای هندسی سرریز کلید پیانویی نشان داده شده است.

سرریز دارد. لذا؛ لزوم بررسی هندسه فیزیکی این سرریز از اهمیت خاصی برخوردار است. رویکرد پژوهش حاضر با هدف بهبود ظرفیت تخلیه و افزایش آستانه استغراق سرریزهای کلید پیانویی در هدهای آبی بالا است. از این رو؛ اثر زیگزاگی شدن پروفیل تاج جانبی این سرریزها در جهت کاهش سرعت‌های نزدیک‌شونده و افزایش جریان‌های ثانویه (انحراف جریان) در تاج مورد بررسی قرار گرفته است.

مواد و روش‌ها تجهیزات آزمایشگاهی

آزمایش‌ها در کانالی با مقطع مستطیلی، اسکلت فلزی و دیواره شیشه‌ای، به طول ۱۰ متر، عرض ۰/۳ متر و



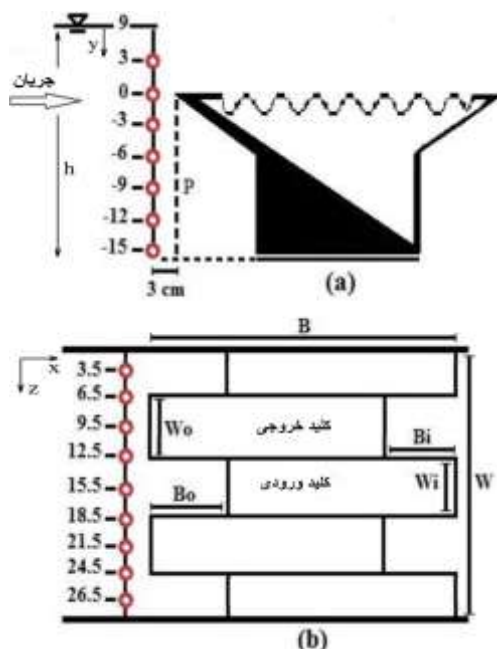
شکل «۱»: نمایی از (a) سرریز کلید پیانویی تیپ A. با ارائه سیستم مختصات برداشت اطلاعات از ADV [23]، (b) کلید ورودی- فرم تاج استاندارد. (c) کلید خروجی- فرم تاج زیگزاگی. (d) مشخصه‌های هندسی تاج زیگزاگی (سینوسی)

جدول «۱»: مشخصه‌های هندسی سرریز کلید پیانویی تیپ A با دو فرم استاندارد و زیگزاگی (سینوسی)

پارامتر	L	B	A	P	B _o	B _i	B	T _s	W _u	W _o	W _i	W
مقدار (cm)	۱۵۸	۰/۷۵	۰/۵	۱۵	۱۰	۷/۵	۳۲/۵	۰/۱	۱۵/۲	۷/۵	۷/۵	۳۰

آزمایش‌ها برای دستیابی به دقت بیشتر در زمان ۲ دقیقه و در فرکانس ۲۰۰ هرتز انجام گردید. بردار مختصات موجود در سرعت‌سنج فوق ذکر بر اساس جهت قراردادی اشاره شده در شکل (۱) است.

به دلیل ابعاد هندسی شاخک‌های ADV و لزوم رعایت حداقل فاصله پروب‌ها تا بدنه بالادست سرریز، داده‌برداری در صفحه‌ای مشبک با ابعاد 3×3 سانتی‌متر مربع و به فاصله ۳ سانتی‌متر از پشت تاج کلید خروجی سرریز و $3/5$ سانتی‌متر از دیواره‌های کانال شیشه‌ای انجام شد (شکل ۲).



شکل «۲»: پلان مختصات نقاط برداشت داده با ADV. صفحه ۳*۳ سانتی‌متر مربع. (a) در جهت عمق جریان. (b) در جهت عرض کانال. (واحد اعداد به سانتی‌متر است).

تحلیل ابعادی

ضریب دبی عبوری از روی سرریزهای کلید پیاپویی وابسته به پارامترهای هیدرولیکی و هندسی زیادی مطابق رابطه (۴) است. بررسی تأثیر مجزا هر پارامتر بر نتایج آزمایش‌ها کاری بس دشوار است. لذا، برای سهولت در تحلیل نتایج، در این مقاله با انجام تحلیل

مطابق (جدول ۱) علائم استاندارد در مشخصات هندسی سرریز کلید پیاپویی شامل؛ P ارتفاع سرریز، P_m ارتفاع مشخصه سرریز، B طول جانبی کلید، a و b مشخصه‌های هندسی تاج زیگزاگی، T_s ضخامت دیوار، W عرض سرریز، علاوه بر این؛ زیرنویس i برای کلید ورودی و زیرنویس o برای کلید خروجی مشخص شده است.

مدل‌سازی فیزیکی سرریزها با دو فرم از پروفیل تاج سرریز کلید پیاپویی استاندارد (تیپ A) و تاج زیگزاگی (سینوسی) با نسبت‌های $P/W_o = 1.33$ و $W_i/W_o = 1.2$ طراحی شد و در کنار مدل سرریز لبه‌تیز استاندارد با ارتفاع ثابت و برابر، برای انجام آزمایش‌ها مورد استفاده قرار گرفته است. سرریزها با ورق فلزی، از جنس گالوانیزه با ضخامت یک میلی‌متر ساخته شده‌اند. همچنین؛ مدل‌های سرریز کلید پیاپویی با تعداد $2/5$ سیکل مدل‌سازی شد (شکل ۱-a).

در معرفی مشخصه‌های هندسی یک سرریز کلید پیاپویی تیپ A، عرض یک سیکل (W_u) به صورت رابطه (۷) تعریف می‌شود:

$$W_u = W_i + W_o + 2T_s \quad (7)$$

در مدل دوم فرم تاج زیگزاگی سرریز کلید پیاپویی، به صورت سینوسی و با ارتفاع ۵ میلی‌متر طراحی شد. به طوری که در طول تاج جانبی، حداکثر ۹ زیگزاگ سینوسی کامل مدل‌سازی شد (شکل ۱-d).

به جهت کاهش خطا در اندازه‌گیری مقادیر دبی جریان ورودی از دبی‌سنج الکترومغناطیسی (MID) با دقت $\pm 0/05$ لیتر بر ثانیه و برای عمق جریان و پروفیل سطح آب روی تاج سرریز از عمق‌سنج مکانیکی با دقت $\pm 0/1$ میلی‌متر استفاده شده است. همچنین؛ در راستای اندازه‌گیری پارامترهای هیدرولیکی جریان و سهولت در تحلیل نتایج، از سرعت‌سنج (ADV)، استفاده شد. شایان ذکر است؛ داده‌برداری در تمام

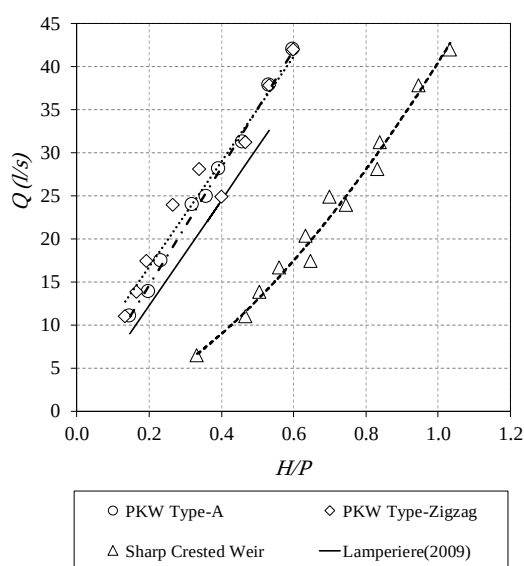
جدول «۲»: مشخصات آزمایش‌ها

پارامتر	سرریز لبه تیز خطی استاندارد	سرریز کلید پیانویی استاندارد تیپ A و فرم تاج زیگزاگی
$Q(l/s)$	۲/۸ - ۴۱/۹۷	۲۰/۳۶ - ۴۱/۹۷
$H(cm)$	۳ - ۱۵/۲	۳ - ۹
Fr	۰/۰۲ - ۰/۱۶	۰/۰۷ - ۰/۲
Re	۳۶۱۱ - ۵۳۵۴۲	۴۹۵۰ - ۳۷۰۳۲

نتایج و بحث

هیدرولیک سرریزهای کلید پیانویی

(شکل ۳) روند تغییرات دبی برای سه مدل به ترتیب؛ سرریزهای لبه تیز استاندارد و کلید پیانویی با دو فرم هندسی متفاوت از پروفیل تاج جانبی (استاندارد و زیگزاگی) را در مقابل هد نسبی آب روی تاج سرریز نشان می‌دهد.



شکل «۳»: تغییرات دبی در مقابل هد نسبی آب روی تاج سرریز

آنچه در شکل (۳) مشهود است؛ با افزایش هد آب روی تاج سرریز، دبی سرریزهای کلید پیانویی و سرریزهای لبه تیز به ترتیب به صورت خطی و غیرخطی افزایش می‌یابد. به طوری که در شرایط H/P برابر (هد آب برابر روی تاج)، دبی سرریزهای کلید پیانویی

ابعادی بر روی متغیرهای تأثیرگذار و به دست آوردن نسبت‌های بدون بعد، تأثیر هم‌زمان چند پارامتر بر نتایج آزمایش مورد بررسی قرار گرفت. لازم به ذکر است که در پژوهش حاضر از روش پای-باکینگهام برای انجام تحلیل ابعادی استفاده شد.

$$f\left(\frac{W}{V}, \frac{W_p}{P}, \frac{W_o}{\sigma}, \frac{T_s}{u}, \frac{L}{S}, \frac{H}{S}, \frac{B}{S}, \frac{B_1}{S}, \frac{B_o}{S}, \frac{h}{a}\right) = 0 \quad (4)$$

$$f\left|\frac{Q}{\sqrt{2g}LH^{1.5}}, \frac{\sigma}{\rho V_{mean}^2 H}\right| = 0 \quad (5)$$

در روابط (۴ و ۵)؛ Q دبی کل عبوری از روی سرریز، V_{mean} سرعت متوسط جریان، g شتاب گرانش، ρ و μ به ترتیب چگالی و لزجت دینامیکی آب، S_{in}, S_{out} به ترتیب شیب کلیدهای ورودی و خروجی و σ کشش سطحی آب می‌باشند.

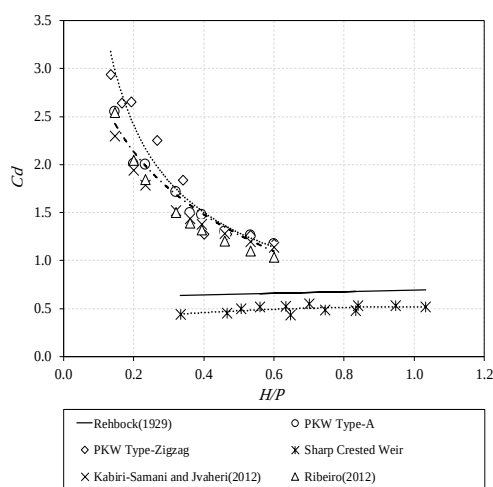
همچنین نسبت‌های $\frac{\rho V_{mean} H}{\mu}$ ، $\frac{V_{mean}}{\sqrt{\sigma H}}$ به ترتیب به عدد فرود (Fr)، عدد رینولدز (Re)، عدد وبر (We) و ضریب تخلیه (C_d)، اشاره دارند؛ که در مقطع بالادست تاج سرریز اندازه‌گیری شده‌اند. گفتنی است که؛ به دلیل ثابت بودن برخی پارامترهای جریان و هندسه سرریز در کل آزمایش‌ها، رابطه (۵) به صورت زیر خلاصه می‌شود:

$$C_d = f\left(\frac{H}{P}, \frac{\rho V_{mean} H}{\mu}, \frac{\sigma}{\rho V_{mean}^2 H}, \frac{V_{mean}}{\sqrt{\sigma H}}\right) \quad (6)$$

همچنین؛ به علت وجود شرایط جریان روباز و محدوده اعداد رینولدز بالاتر از ۳۷۰۰ در تمامی آزمایش‌ها، از اثر لزجت صرف نظر می‌شود [20]. عدد فرود جریان نیز در همه آزمایش‌ها کمتر از یک بوده و بدین گونه شرایط لازم برای زیر بحرانی بودن جریان در بالادست سرریز را ارضا می‌کند.

در پژوهش حاضر مجموعاً ۲۱ آزمایش بر روی سرریز کلید پیانویی تیپ A با دو مدل پروفیل تاج استاندارد و زیگزاگی انجام شد (جدول ۲).

می‌دهد که به ازای هدهای آبی بیشتر (شرایط جریان مستغرق)، به دلیل برخورد جت‌های جریان عبوری از روی تاج جانبی با یکدیگر، تأثیر طول تاج روی دبی عبوری کم شده و ضریب تخلیه این سرریزها با روند نزولی مواجه می‌شود. تا جایی که می‌توان گفت در شرایط جریان مستغرق، مقدار ضریب دبی مستقل از طول سرریز خواهد بود؛ و به ضریب دبی سرریز لبه‌تیز خطی نزدیک می‌شود که با نتایج ارائه شده توسط دیگر محققان همخوانی خوبی داشته است. (شکل ۵)

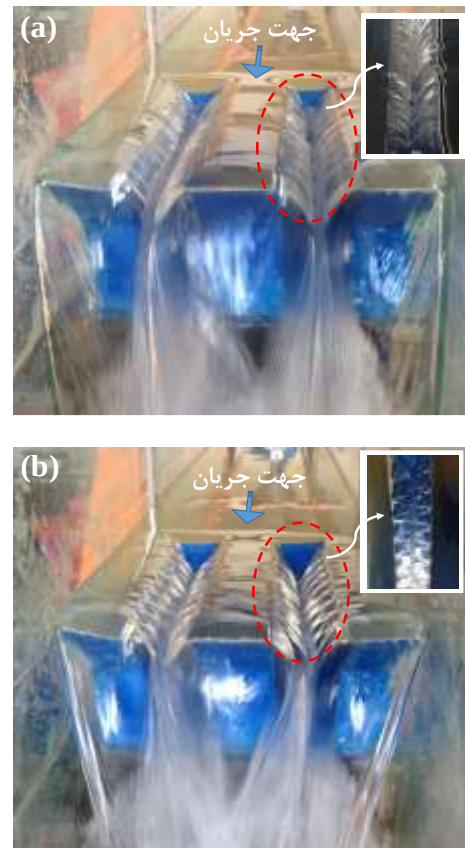


شکل ۵: تغییرات ضریب دبی در مقابل هد نسبی آب روی تاج سرریز

با توجه به (شکل ۵) افزایش ۱۰ درصدی در متوسط مقدار ضریب دبی سرریزهای کلید پیانویی با فرم هندسی زیگزاگی نسبت به استاندارد، مشاهده می‌شود. واضح است که با زیگزاگی شدن پروفیل تاج، بیشینه ضریب دبی در نسبت هد به ارتفاع کمتری رخ می‌دهد.

برای تجزیه و تحلیل راندمان یک سرریز کلید پیانویی، پارامتر نسبت افزایش ظرفیت انتقال (I)، بین دبی تخلیه در سرریز کلید پیانویی (Q_{PKW}) و سرریز لبه‌تیز خطی استاندارد (Q_w) به صورت رابطه زیر تعریف شده است [8]:

به‌طور میانگین ۳/۵ برابر دبی سرریزهای لبه‌تیز با ارتفاع برابر است و با نظر اندرسون و تولیس در سال ۲۰۱۲ انطباق خوبی دارد [1].



شکل ۶: (a) جریان عبوری از تاج جانبی سرریز کلید پیانویی. (b) جریان ریزشی در تاج جانبی استاندارد. (c) جت‌های جریان ایجادشده در تاج جانبی زیگزاگی

برای تعیین ضریب دبی سرریزهای کلید پیانویی با دو فرم تاج استاندارد و زیگزاگی و سرریز لبه‌تیز استاندارد، آزمایش‌ها تحت شرایط جریان مستغرق ($H/P > 0.5$) و جریان آزاد ($H/P < 0.5$) انجام شد [10]. نتایج آزمایشگاهی ارائه شده مطابق رابطه (۱) و (۲) به‌وضوح نشان می‌دهد که در هدهای آبی کم (شرایط جریان آزاد)، مقدار دبی سرریز کلید پیانویی به‌واسطه افزایش طول مؤثر تاج نسبت به سرریز لبه‌تیز استاندارد، افزایش می‌یابد؛ اما برای هر دو مدل سرریز کلید پیانویی، مشاهدات عینی مطابق شکل (۴) نشان

توزیع الگوی سرعت در مختصات دکارتی

در این بخش از مقاله، با تحلیل و مقایسه اختلافات الگوی توزیع سرعت سه بعدی جریان در مجاورت سرریز لبه تیز خطی و همچنین سرریز کلید پیانویی با دو پروفیل تاج استاندارد و زیگزاگی، به اثبات علمی و مستند از دلایل کارایی بهتر پروفیل تاج زیگزاگی در سرریز کلید پیانویی، پرداخته شد.

شکل (۷)، (۱۰)، (۱۲) و (۱۳) پروفیل‌های سرعت در جهت محور x ، y و z را در بالادست سرریز نشان می‌دهد. به دلیل تشابه نمودارها در دبی‌های مورد آزمایش، بحرانی‌ترین حالت با دبی $41/98$ لیتر بر ثانیه، به صورت نمونه آورده شده است. پارامترهای z/w و y/h به ترتیب معرف عرض نسبی کانال و عمق نسبی جریان می‌باشند. z فواصل داده‌برداری در w عرض کانال و y فواصل داده‌برداری در h عمق جریان است.

سرریز لبه تیز خطی استاندارد

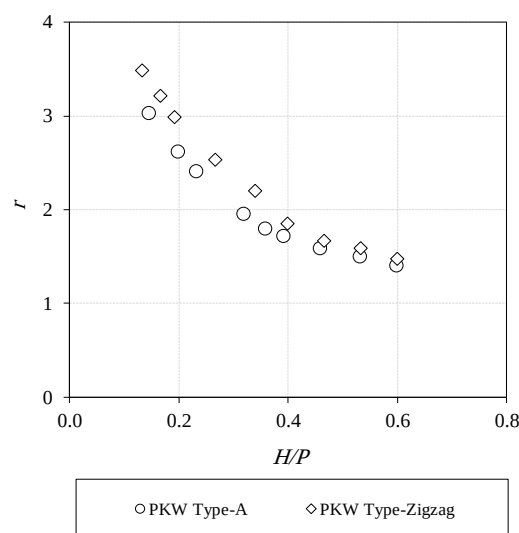
مطابق (شکل ۷-a) حداکثر مقادیر سرعت نزدیک‌شونده (V_x) برای همه اعماق، در محور مرکزی سرریز لبه تیز خطی رخ داده است. همچنین در نزدیکی تاج $(\frac{y}{h} = 0.24)$ به حداکثر مقدار خود می‌رسد که مطابق با نتایج ارائه شده توسط رجارتنام و مورالیدار در سال ۱۹۷۱ است [24].

همان‌طور که در (شکل ۷-b) نشان داده شده است؛ مقدار V_z از محور مرکزی سرریز به سمت دیواره‌های کانال، افزایش می‌یابد؛ و بر خلاف دو مؤلفه سرعت دیگر V_x و V_y در دو جناح دیوار به مقدار حداکثری خود رسیده است. حرکت عرضی جریان به وضوح متأثر از دیواره‌های جانبی کانال است.

سرعت عمودی (V_y) نیز در محور مرکزی سرریز و در مجاورت تاج به حداکثر مقدار خود می‌رسد. به طوری که جریان قبل از رسیدن به تاج به سمت بالا حرکت می‌کند. بالاتر از تراز تاج سرریز، V_y به تدریج کاهش می‌یابد و در اعماق نزدیک سطح آب، معکوس می‌شود و با مقدار منفی به سمت پایین حرکت می‌کند (شکل ۷-c).

$$\Gamma = \frac{Q_{PKW}}{C_{PKW}} = \frac{C_{PKW} L H^{1.5} \sqrt{2g}}{C_{PKW} L H^{1.5} \sqrt{2g}} \quad (8)$$

در رابطه (۸) ضریب دبی (C_d) سرریز لبه تیز خطی با در نظر گرفتن شکل (۵)، به طور میانگین، $0/46$ فرض شده است [11]. ظرفیت تخلیه سرریز کلید پیانویی نیز در آزمایشگاه، به واسطه رابطه (۱) اندازه‌گیری و محاسبه شد. نسبت افزایش ظرفیت انتقال (Γ) با توجه به ثابت فرض کردن C_d ، تابعی از مقادیر پارامتر بی بعد C_{PKW} است.



شکل ۶: تغییرات نسبی ظرفیت انتقال در مقابل هد نسبی آب روی تاج سرریز

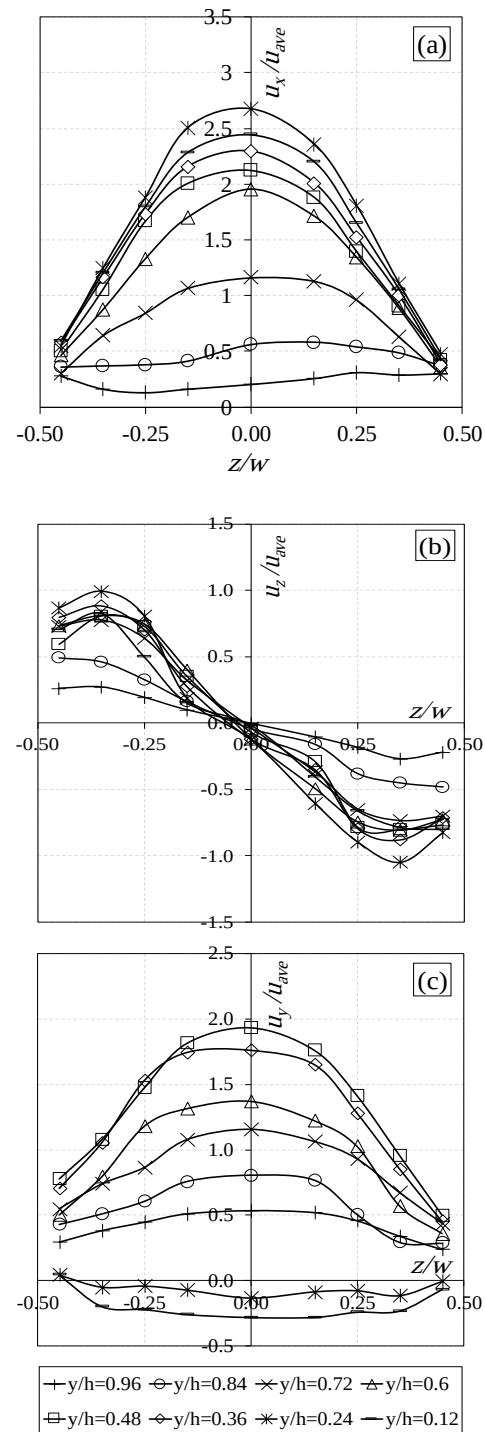
نتایج نشان می‌دهد، به دلیل اینکه مقدار دبی عبوری سرریزهای کلید پیانویی بیشتر از سرریز لبه تیز خطی است، مقادیر پارامتر Γ همواره بیشتر از یک است. به طور کلی؛ افزایش H منجر به کاهش کارایی سرریز برای هر دو مدل می‌شود؛ و با زیگزاگی شدن تاج جانبی سرریز کلید پیانویی، کاهش کارایی سرریز در هد نسبی آب بالاتری رخ داده است (شکل ۶). به نظر می‌رسد که افزایش دامنه و ارتفاع حالت سینوسی می‌تواند بر افزایش پارامتر Γ مؤثرتر باشد. لذا در مطالعات بعدی بررسی شود.

سرریز کلید پیانویی تپ A

مشاهدات عینی در (شکل ۸-ا) نشان می‌دهد که در عبور جریان از روی سرریزهای کلید پیانویی، کلیدهای ورودی همواره رفتاری مشابه سرریزهای لبه‌پهن دارند. به‌طوری‌که با توجه به زیرجرانی بودن جریان نزدیک شونده و همچنین افزایش تراز بستر به‌واسطه ارتفاع سرریز، مطابق اصول روابط برنولی، با کاهش ارتفاع معادل فشار ($\frac{P}{\rho}$) مقدار ارتفاع معادل سرعت ($V^2/2g$) بر روی کلیدهای ورودی، افزایش می‌یابد و نهایتاً کاهش تدریجی در پروفیل سطح آب رخ می‌دهد. سپس جریان به‌صورت جت‌های ریزشی از لبه تاج کلید ورودی در پایین‌دست، تخلیه می‌شود.

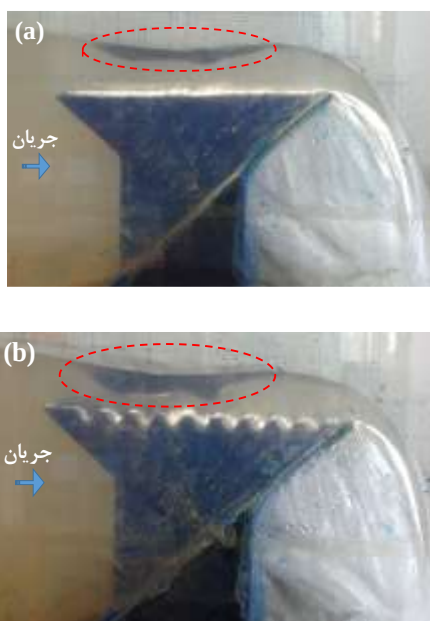
اما الگوی جریان عبوری از روی کلیدهای خروجی کمی متفاوت از آنچه برای کلیدهای ورودی رخ می‌دهد، است. بدیهی است که در سرریزهای کلید پیانویی به‌واسطه تلاقی جت‌های ریزشی از طول دو تاج جانبی مقابل هم در کلیدهای خروجی و همچنین عدم تمایل به ورود جریان از تاج کلید خروجی در بالادست، انسداد در عبور جریان از روی شیب کف کلیدهای خروجی رخ می‌دهد و مطابق شکل (۸-ب) بالازدگی جریان (الگوی گرده‌ماهی) شکل می‌گیرد. وقوع این پدیده سبب عدم کارآمدی مناسب بخش زیادی از طول مؤثر سرریز می‌شود. گفتنی است؛ انسداد شکل گرفته در دبی‌های ورودی بالاتر، باعث برخورد جریان‌هایی به‌مراتب قوی‌تر شده و با پر شدن کلیدهای خروجی، سبب ایجاد استغراق موضعی و نهایتاً کاهش ظرفیت کل آبگذری سرریزهای کلید پیانویی می‌شود.

تفاوت سرعت‌های همگرایی و واگرایی در مرکز کلیدهای ورودی و خروجی، گویای اغتشاش و جهت‌گیری متفاوت مؤلفه‌های سرعت جریان در پشت سرریزهای کلید پیانویی نسبت به سرریز لبه‌تیز استاندارد است. از این‌رو برای بهبود تحلیل ارائه شده به واکاوی همه اعماق نسبی پرداخته شد.



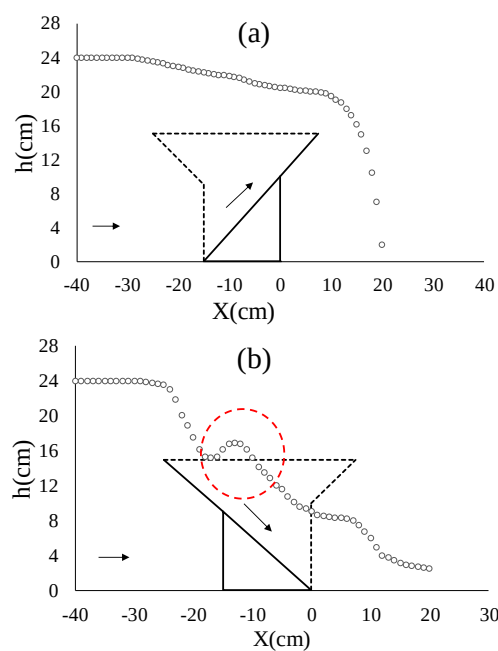
شکل ۸: توزیع نسبی مؤلفه‌های سرعت در عمق نسبی جریان y/h و عرض نسبی کانال z/w برای سرریز لبه‌تیز خطی استاندارد. (a) سرعت افقی (نزدیک‌شونده) V_x (b) سرعت جانبی (عرضی) V_z (c) سرعت عمودی V_y

سرعت نزدیک‌شونده (V_x) به سمت مرکز کلیدهای ورودی سرریز کشیده شده است؛ و در پشت دماغه شیب‌دار کلیدهای خروجی دارای مقادیر نزدیک به سرعت متوسط جریان در کانال است. این نتایج می‌تواند نشانگر وجود جریان‌های چرخشی حبس شده در پشت دماغه شیب‌دار کلیدهای خروجی باشد. در (شکل ۱۰) مشاهده می‌شود که؛ تأثیر زیگزاگی شدن پروفیل تاج سرریز بر مقادیر سرعت نزدیک‌شونده از محدوده عمق نسبی $\frac{y}{h} = 0.48, 0.60$ آغاز می‌شود. به‌طوری‌که با روندی مشابه حالت پروفیل استاندارد، اما با افزایش ۹/۵ درصدی در مقادیر مؤلفه سرعت V_x در عرض کانال همراه بوده است. به نظر می‌رسد این افزایش سرعت به دلیل مکش جریان از سوی لبه تاج بالادست کلیدهای خروجی رخ داده است. در (شکل ۹) مقدار حجم هوادهی که به دلیل مکش جریان به طرف کلیدهای خروجی ایجاد شده، به‌وضوح قابل تشخیص است.



شکل «۹»: حفره هوادهی (مکش هوا) به جریان در کلید خروجی سرریز کلید پیانویی. (a) تاج جانبی استاندارد. (b) تاج جانبی زیگزاگی. $Q=41.98 \text{ lit/s}$

این در حالی است که نتایج نشان می‌دهد؛ مقادیر بیشینه سرعت در جهت محور x برای اعماق نسبی



شکل «۸»: تغییرات پروفیل سطح آب در سرریز کلید پیانویی با دبی $Q=41.97 \text{ lit/s}$. (a) کلید ورودی. (b) کلید خروجی

با توجه به (شکل ۱۰)، به‌وضوح مشخص است که برای اعماق نسبی $\frac{y}{h} = 0.72, 0.84, 0.96$ با افزایش مقدار عمق نسبی به کف کانال نزدیک‌تر شده و مقادیر متوسط سرعت نزدیک‌شونده در جهت محور x تحت تأثیر زبری کف (تنش برشی)، کاهش می‌یابد. از آنجاکه مقدار V_x برای این سه عمق نسبی، در عرض کانال تقریباً یکنواخت است. لذا می‌توان بیان کرد که در این اعماق حضور سرریز حس نشده و اختلاف اندک موجود بین مقادیر سرعت V_x مربوط به روند قابل انتظار الگوی سرعت سهمی‌شکل در راستای عمق جریان است.

روند افزایشی سرعت در راستای عمق جریان برای اعماق نسبی $\frac{y}{h} = 0.48, 0.60$ نیز همچنان ادامه دارد؛ اما به نظر می‌رسد که در این بازه از عمق، حرکت رو به جلوی جریان، حضور کلیدهای ورودی و خروجی سرریز را حس کرده و الگوی سرعت عمقی جریان، دیگر روند افزایشی سهمی‌شکل خود را حفظ نمی‌کند. به‌طوری‌که مشاهده می‌شود، حداکثر مقدار

کلیدهای خروجی می‌افزاید (جریان واگرا). در اعماق نسبی پایین‌تر از تاج سرریز، جریان‌های عرضی برخلاف جریان روبه جلو حضور کلیدهای سرریز را حس کرده و با تناوبی مشابه الگوی جریان عرضی همگرا در سرریز لبه‌تیز استاندارد (شکل ۷-۷)، به سمت کلیدهای ورودی منحرف می‌شوند. به‌طوری‌که سرعت‌های انحرافی جریان (V_z) در دو جناح کلیدهای خروجی با $\pm 0.15, 0.35$ به حداکثر مقدار خود رسیده است. همچنین، حداکثر مقدار مؤلفه سرعت عرضی در مقطع ± 0.15 که معرف دو جناح کلید ورودی میانی است، دارای مقادیر بیشتری نسبت به کلیدهای ورودی دو طرف سرریز است؛ که احتمالاً به دلیل شرایط انحراف کلی جریان از طرف دیواره‌های شیشه‌ای به سمت محور مرکزی کانال است (شکل ۱۱). گفتنی است که این روند تناوبی در الگوی جریان، برای همه اعماق نسبی در عرض کانال مشابه است.

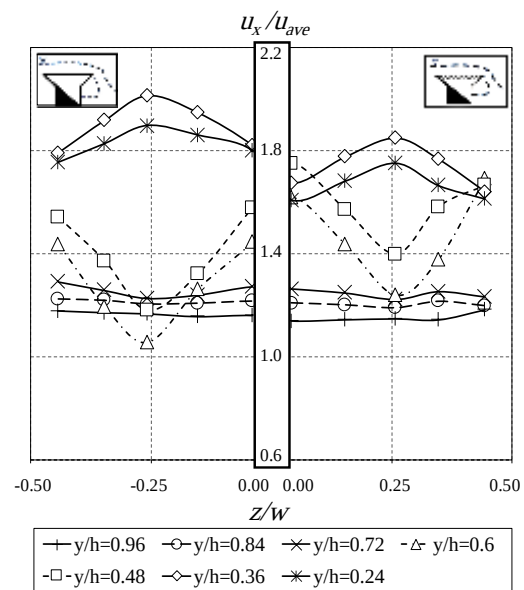


شکل «۱۱»: همگرایی جریان به سمت محور مرکزی کانال متأثر از دیواره کانال و کلیدهای خروجی سرریز کلید پیانویی با فرم هندسی تاج زیگزاگی. $Q=41.98 \text{ lit/s}$

مطابق مشاهدات آزمایشگاهی انجام شده در (شکل ۴-۷)، زیگزگی شدن پروفیل تاج جانبی سرریزهای کلید پیانویی، سبب برخورد جت‌های نامتقارن و به‌مراتب ضعیف‌تر بر روی شیب کلیدهای خروجی می‌شود. از این‌رو با افزایش ۲۲ درصدی سرعت‌های عرضی جریان در تراز ارتفاعی تاج

$\frac{V}{h} = 0.24, 0.36$ برخلاف روند موجود در بازه $\frac{V}{h} = 0.48, 0.60$ بوده و این مقادیر حداکثری در محور مرکزی کلیدهای خروجی اتفاق افتاده است. لازم به ذکر است با زیگزگی شدن پروفیل تاج جانبی، به‌طور متوسط ۱۱ درصد از مقادیر مؤلفه V_x در اعماق نسبی $\frac{V}{h} = 0.24, 0.36$ کاسته شده است.

با مقایسه‌ای بین پروفیل‌های سرعت V_x در بازه اعماق نسبی بالاتر از تاج می‌توان نتیجه گرفت؛ با توجه به اینکه فرم هندسی تاج بالادست کلیدهای خروجی (W_0) برای دو مدل تغییری نکرده، تغییرات مقادیر سرعت V_x در کلیدهای ورودی و خروجی، تنها می‌تواند متأثر از زیگزگی شدن پروفیل تاج جانبی سرریز کلید پیانویی (B) باشد.



شکل «۱۰»: توزیع نسبی سرعت طولی $\frac{V_x}{V_{mean}}$ در عمق نسبی جریان y/h و عرض نسبی کانال z/w

با تحلیل روند الگوی جریان عرضی در همه اعماق نسبی (شکل ۱۲) می‌توان بیان کرد که در سرریز-های کلید پیانویی، انحراف جریان به سمت تاج جانبی، مقدار V_z در مرکز کلیدهای ورودی را به صفر نزدیک می‌کند (جریان همگرا) و بر مقادیر متناظر در دو جناح

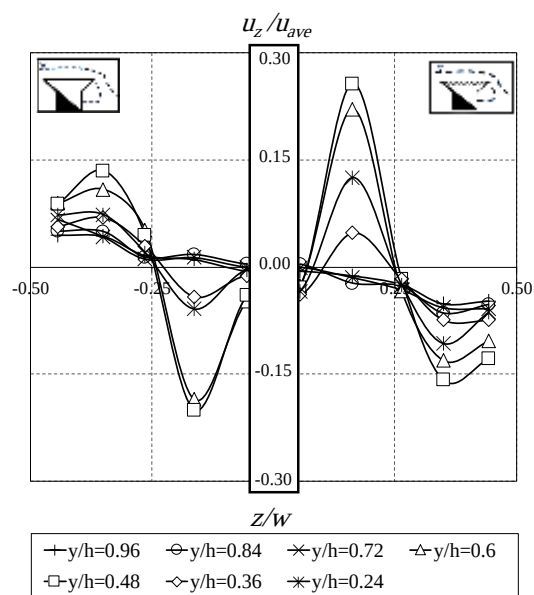
سرعت V_y کاسته می‌شود.

در عمق نسبی $\frac{y}{h} = 0.6$ به نظر می‌رسد، دلیل کاهش ناگهانی سرعت‌های عمودی جریان در عرض-های نسبی $\frac{z}{w} = \pm 0.25$ وجود دماغه در شیروانی کلیدهای خروجی بالادست است که جریان حداکثری رو به بالا را در این عمق نسبی ضعیف کرده و به سمت کلیدهای ورودی سوق داده است.

همان‌طور که مشاهده می‌شود، با افزایش عمق نسبی جریان در $\frac{y}{h} = 0.36, 0.48$ مقادیر مؤلفه سرعت قائم در $\frac{z}{w} = \pm 0.25$ افزایش چشمگیری داشته است. به‌طوری‌که؛ جریان برای عبور از روی تاج بالادست کلیدهای خروجی، مطابق عبور جریان از روی سرریزهای لبه تیز خطی (شکل ۷-۲)، رو به بالا حرکت می‌کند. با نزدیک شدن به سطح آب، به دلیل غلبه سرعت‌های طولی و عرضی جریان، از مقادیر سرعت قائم به تدریج کاسته می‌شود؛ و نهایتاً برای مقادیر حداقلی اعماق نسبی (کمتر از $\frac{y}{h} = 0.24$)، مؤلفه سرعت V_y با مقداری منفی، جریان را معکوس کرده و مطابق (شکل ۹) پروفیل سطح آب به سمت پایین حرکت می‌کند. زیگزاگی شدن پروفیل تاج جانبی سرریزهای کلید پیانویی به‌طور متوسط سبب افزایش ۱۶ درصدی سرعت‌های روبه بالا جریان در محدوده تراز زیر تاج $\frac{y}{h} = 0.36, 0.48$ در محور مرکزی کلیدهای خروجی خواهد شد.

به‌طورکلی، سرعت‌های V_y و V_z جریان‌های ثانویه‌ای را نشان می‌دهند که عمود بر جهت جریان اصلی V_x هستند. این جریان‌های ثانویه با عوامل متعددی مانند: ۱- عدم همخوانی تنش برشی مرزی، ۲- آشفتگی و تلاطم غیریکنواخت، ۳- جریان‌های منحنی‌الشکل و نیروهای گریز از مرکز، تولید و تقویت می‌شوند [25].

($\frac{y}{h} = 0.24, 0.36$)، سبب افزایش همگرایی در کلیدهای ورودی می‌شود. در نتیجه به دلیل مشارکت طول مؤثر بیشتری از تاج جانبی، مطابق (شکل ۹-۱۱ و ۱۱) با افزایش اتلاف انرژی در کلیدهای ورودی (افزایش افت تراز آب در محدوده (B))، مقادیر دبی تخلیه در کلیدهای خروجی بیشتر شده و نهایتاً کاهش حد استغراق محلی را در پی دارد.



شکل ۱۲: توزیع نسبی سرعت عرضی $\frac{V_z}{V_{mean}}$ در عمق نسبی جریان y/h و عرض نسبی کانال z/w

در (شکل ۱۳) مشهود است که روند تغییرات مؤلفه عمودی سرعت (V_y) برای اعماق نسبی متناظر در هر دو مدل تاج استاندارد و زیگزاگی، حدوداً یکسان است. برخلاف مقادیر ارائه شده برای مؤلفه‌های سرعت V_z و V_x ، مؤلفه سرعت عمودی در اعماق نسبی $\frac{y}{h} = 0.72, 0.84, 0.96$ به دلیل حرکت روبه بالا و اجباری خطوط جریان متأثر از شیب کلیدهای ورودی سرریز، مقادیر بالایی را از خود نشان می‌دهد؛ اما با کاهش عمق نسبی جریان به علت نیروی روبه جلوی سرعت‌های نزدیک‌شونده، از مقدار مؤلفه عمودی

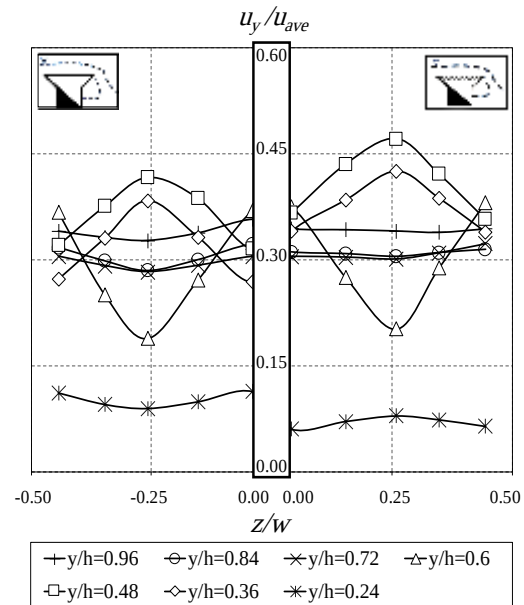
خروجی مشاهده شد. با این حال، آشفتگی جریان برای سرریزهای کلید پیانویی با فرم تاج جانبی زیگزاگی، تقریباً ۱۵٪ بالاتر از فرم استاندارد است.

لازم به ذکر است؛ غیریکنواختی و فشردگی خطوط جریان در کلیدهای ورودی و خروجی نشان داده شده در (شکل ۱۰ و ۱۱) باعث ایجاد استغراق موضعی جریان و در نهایت ایجاد تأثیر منفی بر آبگذری سرریز می‌شود. از این رو مطابق نتایج ارائه شده؛ زیگزاگی شدن پروفیل تاج جانبی سرریز کلید پیانویی، تیپ A، ضمن کاهش تمرکز جریان در مسیر مستقیم، سبب افزایش جریان‌های ثانویه و شدت آشفتگی در بالادست شده و در نهایت ضریب دبی سرریز کلید پیانویی نسبت به مدل تاج استاندارد افزایش می‌یابد.

نتیجه‌گیری

در پژوهش حاضر به منظور افزایش ضریب دبی سرریزهای کلید پیانویی تیپ A از تغییر فرم هندسی تاج جانبی به شکل زیگزاگ سینوسی استفاده شده است. بررسی مشخصه‌های هیدرولیک جریان، نشانگر مؤثر بودن فرم زیگزاگی بر مقدار ضریب دبی جریان عبوری است. به طور خلاصه می‌توان به نکات زیر اشاره کرد:

- ۱- با افزایش هد آب روی تاج سرریز، ضریب دبی سرریزهای کلید پیانویی به دلیل استغراق موضعی ایجاد شده، به صورت غیرخطی کاهش می‌یابد.
- ۲- با زیگزاگی شدن پروفیل تاج جانبی سرریز کلید پیانویی، بیشینه ضریب دبی در نسبت H/P کمتر اما مقدار عددی بیشتری رخ می‌دهد، به طوری که متوسط مقدار ضریب دبی با افزایش ۱۰ درصدی همراه است.
- ۳- زیگزاگی شدن پروفیل تاج جانبی سرریزهای کلید پیانویی، سبب برخورد جت‌های نامتقارن و به مراتب ضعیف‌تر در کلیدهای خروجی می‌شود. از این رو با افزایش ۲۲ درصدی سرعت‌های عرضی جریان V_z



شکل «۱۳»: توزیع نسبی سرعت عمقی $\frac{v_y}{v_{mean}}$ در عمق نسبی جریان y/h و عرض نسبی کانال z/w .

شدت آشفتگی

پارامتر شدت آشفتگی Tv (Turbulent Intensity) به روش ویلکوکس محاسبه شد [26]:

$$T_V = \frac{\sqrt{(V_x + V_y + V_z)^3}}{v} \quad (9)$$

در رابطه (۹)، Tv شدت آشفتگی و V_x ، V_y ، V_z به ترتیب، نوسانات سرعت نسبت به مؤلفه‌های سرعت متوسط جریان در جهت محور x ، y و z است. جریانات سه‌بعدی، مغشوش و متلاطم که بر اثر برخورد و عبور آب از روی سرریز، سبب جابجایی و نامنظم شدن خطوط جریان نزدیک شونده می‌شود. این نوسانات به صورت جریان گذرا با ساختار چرخشی در بالادست سرریز تشکیل می‌شود. نتایج حاصل از رابطه (۹) نشان داد که آشفتگی جریان در بالادست سرریز کلید پیانویی داری طیف گسترده‌ای از گردابه‌ها با اندازه‌های متفاوت است که به صورت هم‌زمان در این جریان آشفته وجود دارد. بالاترین شدت آشفتگی برای هر دو مدل در نزدیکی دیواره‌ها و تکیه‌گاه کلیدهای

عرض کلید ورودی، m	Wi	در تراز ارتفاعی تاج و افزایش ۱۶ درصدی سرعت-
عرض کلید خروجی، m	Wo	های روبه بالا جریان V_y در محدوده تراز زیر تاج در
ارتفاع سرریز، m	P	محور مرکزی کلیدهای خروجی، سبب تقویت
ارتفاع مشخصه سرریز، m	Pm	جریانهای ثانویه در محدوده تراز تاج سرریز خواهد
هد آب روی تاج سرریز، m	H	شد.
طول مؤثر تاج، m	L	۴- فرم تاج جانبی زیگزاگی با مکش و انحراف بیشتر
ضخامت تاج سرریز، m	Ts	جریان به طرف کلیدهای خروجی نسبت به تاج
سرعت متوسط جریان، m/s	V _{mean}	استاندارد، موجب مشارکت طول مؤثر بیشتری از تاج
سرعت در مختصات دکارتی در جهت	V _{x,y,z}	جانبی شده و با افزایش اتلاف انرژی در کلیدهای
محور مختصات x و y و z، m/s		ورودی (افزایش افت تراز آب در محدوده (B))،
شیب کف کلید ورودی	S _{in}	سبب کاهش ۱۱ درصدی در مقادیر مؤلفه سرعت
شیب کف کلید خروجی	S _{out}	نزدیکشونده V_x در کلیدهای ورودی خواهد شد. در
دبی سرریز کلید پیانویی و سرریز لبه	Q _{pkw, w}	نهایت مقادیر دبی تخلیه در کلیدهای خروجی بیشتر
تیز، $kg/m.s^2$		شده و افزایش حد استغراق موضعی در سرریزهای
شتاب ثقل گرانش، m/s^2	g	کلید پیانویی رخ خواهد داد. بهطوری که تخلیه از تاج
ضریب دبی سرریز کلید پیانویی و	C _d	جانبی سرریزهای کلید پیانویی به طور مستقیم تابعی
سرریز لبه تیز		از سرعتهای نزدیکشونده V_x است.
شدت آشفتگی جریان	T _v	۵- شدت آشفتگی جریان بالادست سرریزهای کلید
عدد فرود	Fr	پیانویی در محدوده دیواره کانال و دو جناح
عدد رینولدز	Re	کلیدهای خروجی دارای مقادیر حداکثری خود
عدد وبر	We	است. مقادیر T_v در فرم زیگزاگی پروفیل تاج
		جانبی، به طور متوسط ۱۵٪ بیشتر از فرم استاندارد
		سرریز کلید پیانویی تیپ A به دست آمده است.

علائم یونانی

چگالی، kg/m^3	ρ
لزجت دینامیکی، kg/ms	μ
کشش سطحی، kg/ms^2	σ

زیرنویس

به ترتیب مشخصه کلیدهای ورودی و	i, o
خروجی	

فهرست علائم

B	طول هر کلید، m
Bi	طول کلید ورودی، m
Bo	طول کلید خروجی، m
W	عرض کانال، m
Wu	عرض یک سیکل، m

مراجع

1. Anderson, R. M., and B. P. Tullis., "Piano key weir hydraulics and labyrinth weir

- comparison", *Journal of Irrigation and Drainage Engineering*, Vol.139, No. 3: 246-253, (2012). Vol. , No , pp. (Year).
2. Dabling, M. R., and B. P. Tullis., "Piano key weir submergence in channel applications", *Journal of Hydraulic Engineering*, Vol. 138, No. 7: 661-666, (2012).
 3. Machiels, Olivier, Sebastien Erpicum, Pierre Archambeau, Benjamin Dewals, and Michel Pirotton., "Parapet wall effect on piano key weir efficiency", *Journal of Irrigation and Drainage Engineering*, Vol.139, No. 6: 506-511, (2012).
 4. Hien, T. Chi, H. Thanh Son, and M. Ho Ta Khanh., "Results of some piano keys weir hydraulic model tests in Vietnam", In Processing of the 22nd Congress of ICOLD, Barcelona, Spain, (2006).
 5. Laugier, F., J. Pralong, and B. Blancher., "Influence of structural thickness of sidewalls on PKW spillway discharge capacity", In Proc. Intl Workshop on Labyrinths and Piano Key Weirs PKW, pp. 159-165, (2011).
 6. Machiels, Olivier., "Experimental study of the hydraulic behaviour of Piano Key Weirs", PhD diss., Université de Liège, Belgium, (2012).
 7. Lempérière, F., "New Labyrinth weirs triple the spillways discharge—Data for an easy design of PK Weir", Available online on www.hydrocoop.Org, (2009).
 8. Leite Ribeiro, M., J-L. Boillat, Anton Schleiss, F. Laugier, and C. Albalat., "Rehabilitation of St-Marc Dam Experimental Optimization of a Piano Key Weir", In Proceedings of the 32nd Congress of IAHR, No. CONF, (2007).
 9. Leite Ribeiro, Marcelo, M. Bieri, J-L. Boillat, A. J. Schleiss, G. Singhal, and N. Sharma., "Discharge capacity of piano key weirs", *Journal of Hydraulic Engineering*, Vol.138, No. 2: 199-203, (2011).
 10. Kabiri-Samani, Abdorreza, and Amir Javaheri., "Discharge coefficients for free and submerged flow over Piano Key weirs", *Journal of Hydraulic Research*, Vol. 50, No. 1: 114-120, (2012).
 11. Ribeiro, Marcelo Leite, Michael Pfister, Anton J. Schleiss, and Jean-Louis Boillat., "Hydraulic design of A-type piano key weirs", *Journal of Hydraulic Research*, Vol.50, No. 4: 400-408, (2012).
 12. Cicero, G. M., J. R. Delisle, V. Lefebvre, and J. Vermeulen., "Experimental and numerical study of the hydraulic performance of a trapezoidal Piano Key weir", *Labyrinth and Piano Key Weirs II*: 265-272, (2013).
 13. Mehboudi, A., J. Attari, and A. Hosseini., "Flow regimes over trapezoidal piano key weirs", In *Labyrinth and Piano Key Weirs III: Proceedings of the 3rd International Workshop on Labyrinth and Piano Key Weirs (PKW)*, Qui Nhon, Vietnam, p. 65. CRC Press, (2017).
 14. Guo, Xinlei, Zhiping Liu, Tao Wang, Hui Fu, Jiazhen Li, Qingfu Xia, and Yongxin Guo., "Discharge capacity evaluation and hydraulic design of a piano key weir", *Water Supply*, Vol. 19, No. 3: 871-878, (2019).

15. Kumar, Munish, Parveen Sihag, N. K. Tiwari, and Subodh Ranjan., "Experimental study and modelling discharge coefficient of trapezoidal and rectangular piano key weirs", *Applied Water Science*, Vol. 10, No. 1: 1-9, (2020).
16. Azamathulla, Hazi Mohammad, Amir Hamzeh Haghiabi, and Abbas Parsaie., "Prediction of side weir discharge coefficient by support vector machine technique", *Water Science and Technology: Water Supply*, Vol.16, No. 4: 1002-1016, (2016).
17. Mehri, Yaser, Jaber Soltani, and Morteza Khashehchi., "Predicting the coefficient of discharge for piano key side weirs using GMDH and DGMDH techniques", *Flow Measurement and Instrumentation* 65: 1-6, (2019).
18. Kumar, Binit, Subhojit Kadia, and Zulfequar Ahmad., "Evaluation of discharge equations of the Piano Key Weirs", *Flow Measurement and Instrumentation*, 101577, (2019).
19. Safarzadeh, Akbar, and Behzad Noroozi., "3D hydrodynamics of trapezoidal piano key spillways", *International Journal of Civil Engineering*, Vol.15, No. 1: 89-101, (2017).
20. Henderson, F. M., "Open Channel Flow", Macmillan, New York, (1966).
21. Swamee, Prabhata K., "Generalized rectangular weir equations", *Journal of Hydraulic Engineering*, Vol.114.NO.8, 945-949, (1988).
22. Novák, Pavel, and Jaroslav Cabelka., "Models in hydraulic engineering; physical principles and design applications", Pitman Advanced Publishing Program, (1981).
23. Machiels, Olivier, Michel Pirotton, Archambeau Pierre, Benjamin Dewals, and Sébastien Erpicum., "Experimental parametric study and design of Piano Key Weirs", *Journal of Hydraulic Research*, Vol. 52, No. 3: 326-335, (2014).
24. Rajaratnam, N., and D. Muralidhar., "Pressure and velocity distribution for sharp-crested weirs", *Journal of Hydraulic Research*, Vol. 9, No. 2: 241-248, (1971).
25. Chanson, Hubert., "Hydraulics of open channel flow", Elsevier, (2004).
26. Wilcox, David C., "Turbulence modeling for CFD", Vol. 2. La Canada, CA: DCW industries, (1998).

توسعه مدل فرا ابتکاری انفیس - الگوریتم ژنتیک برای پیش بینی عمق آبستگي در مجاورت لوله های مستغرق*

مقاله علمی - پژوهشی

احسان یارمحمدی^(۱) احمد رجبی^(۲) محمدعلی ایزدبخش^(۳)

چکیده در نواحی ساحلی، عبور خطوط لوله مستغرق نفت و گاز بسیار رایج است و وقوع آبستگي در اطراف لوله پایداری آنها را تهدید می کند. در این مطالعه یک مدل فرا ابتکاری برای پیش بینی عمق آبستگي در اطراف لوله های افقی مستغرق توسعه داده می شود. مدل عددی با ترکیب مدل سیستم استنباط فازی عصبی تطبیقی (انفیس) و الگوریتم ژنتیک تولید می شود. علاوه بر این در مطالعه حاضر برای ارزیابی دقت مدل های عددی از شبیه سازی های مونت کارلو استفاده شد. در مقابل برای اعتبار سنجی نتایج مدل های مذکور از روش اعتبار سنجی متقابل با $k=6$ بهره گرفته شد. سپس ۶ مدل عددی مختلف توسعه داده می شود. سرانجام با تجزیه و تحلیل نتایج مدل های عددی، مدل برتر معرفی شد. مدل برتر عمق آبستگي را با دقت قابل قبولی شبیه سازی کرد. این مدل مقادیر آبستگي را با استفاده از کلیه پارامترهای ورودی شبیه سازی کرد. به عنوان مثال برای مدل برتر مقادیر ضریب همبستگی و شاخص پراکندگی به ترتیب مساوی با ۰/۹۷۴ و ۰/۰۹۰ محاسبه شد. علاوه بر این، فاصله بین لوله و بستر رسوبی قبل از آبستگي به قطر لوله (e/D) به عنوان مؤثرترین پارامتر ورودی شناسایی شد.

واژه های کلیدی شبیه سازی، مدل فرا ابتکاری، شبیه سازی مونت کارلو، روش اعتبار سنجی متقابل.

Developing of ANFIS-Genetic Algorithm Meta-Heuristic Model for Predicting the Scour Depth in Vicinity of Submarine Pipelines

E. Yarmohammadi A. Rajabi M. A. Izadbakhsh

Abstract In coastal areas, passing oil and gas submarine pipelines is quite common and scouring around them threatens the stability of the submarine pipes. In this study, a meta-heuristic model is developed in order to predict the scour pattern in vicinity of the submarine pipelines. The model is produced using combination of adaptive Neuro-fuzzy inference system (ANFIS) and genetic algorithm (GA). Additionally, in this article, Monte Carlo simulations (MCs) were utilized to evaluate the accuracy of numerical models. On the other hand, in order to validate the numerical results, the k-fold cross-validation ($k=6$) was used. Next, six different numerical models were developed. Finally, by analyzing the numerical results, the superior model was introduced. The superior model simulated the scour depth with reasonable accuracy. The model simulated the scour depth by employing all input parameters. For example, correlation coefficient and scatter index for superior model were respectively calculated 0.974 and 0.090. In addition, distance between pipe and bed before scouring to pipe diameter (e/D) was identified as the most effective input parameter.

Key Word Simulation, Meta-heuristic model, Monte Carlo simulation, K-Fold cross validation.

* تاریخ دریافت مقاله ۹۷/۱/۱۹ تاریخ پذیرش آن ۹۸/۱۲/۰۷ می باشد.

(۱) دانشجوی دکتری، گروه مهندسی آب، واحد کرمانشاه، دانشگاه آزاد اسلامی، کرمانشاه.

(۲) نویسنده مسئول، استادیار گروه مهندسی آب، واحد کرمانشاه، دانشگاه آزاد اسلامی، کرمانشاه. Email: ahmad.rajabi1974@gmail.com

(۳) استادیار گروه مهندسی آب، واحد کرمانشاه، دانشگاه آزاد اسلامی، کرمانشاه.

مقدمه

برای انتقال نفت، گاز و سایر مواد قابل انتقال از خطوط لوله استفاده می‌شود. این سازه‌ها در مناطق ساحلی و دریایی به‌ناچار از محل بستر ساحلی عبور می‌کنند. با توجه به اینکه احتمال وجود جریان‌های ساحلی و امواج در این نواحی وجود دارد بنابراین وقوع پدیده آبشستگی در اطراف خطوط لوله وجود دارد. با توجه به پیچیدگی فرایند آبشستگی در مجاورت سازه‌های مذکور، مطالعات فراوانی توسط محققان مختلفی بر روی رفتار آبشستگی در اطراف خطوط لوله مستغرق انجام شده است. به‌عنوان مثال بیکر و لیووستین (Bijker and Leeuwestein) اندرکنش بین لوله و مرفولوژی بستر رسوبی را مورد مطالعه قرار دادند. آنها تأثیر عواملی همچون قطر لوله، سرعت جریان ورودی و ارتفاع نسبی لوله را بر روی عمق آبشستگی در اطراف لوله‌های افقی مستغرق را بررسی کردند [1]. در ادامه فردسو و همکاران (Fredsoe et al.) با توسعه یک مدل سه‌بعدی مقدار آبشستگی در اطراف لوله‌های انتقال را پیش‌بینی نمودند. آنها مقادیر مدل تحلیلی خود را با نتایج آزمایشگاهی که به‌صورت دوبعدی اندازه‌گیری شده بود مقایسه نمودند و نشان دادند که مدل سه‌بعدی طول حفره آبشستگی را با دقت مناسبی پیش‌بینی می‌کند [2]. چپو (Chiew) با انجام یک تحقیق آزمایشگاهی مکانیزم آبشستگی در مجاورت لوله‌های مستغرق را بر روی بسترهای رسوبی متشکل از ذرات غیر چسبنده مورد ارزیابی قرار دادند. وی بیان نمود که گرادیان هیدرولیکی بحرانی رسوبات برابر گرادیان شناوری ذرات رسوب است [3]. اولسن و مه‌لان (Olsen and Melaaen) با استفاده از یک مدل عددی، الگوی جریان و آبشستگی اطراف لوله‌های مستغرق را به‌صورت سه‌بعدی شبیه‌سازی نمودند. آنها برای حل میدان جریان از معادلات ناویر استوکس استفاده و آشفتگی میدان محاسباتی را توسط مدل آشفتگی $k-\epsilon$ مدل‌سازی کردند. آنها نتایج مدل عددی خود را با مقادیر آزمایشگاهی

مورد مقایسه قرار دادند و بیان کردند که مدل مذکور مشخصات میدان جریان را با دقت قابل قبولی شبیه‌سازی می‌کند [4]. علاوه بر این لی و چنگ (Li and Cheng) یک مطالعه عددی بر روی عمق آبشستگی در مجاورت لوله‌های افقی مستغرق انجام دادند. مدل عددی مذکور اندرکنش بین لوله و بستر متحرک را در شرایط آب شفاف با دقت مناسبی پیش‌بینی نمود [5]. میرهاوگ و رو (Myrhaug and Rue) تأثیر امواج را بر روی عمق آبشستگی اطراف لوله‌های مستغرق افقی را به‌صورت تحلیلی مورد بررسی قرار دادند. آنها نتایج مدل تحلیلی خود را با مقادیر آزمایشگاهی سایر محققین مقایسه نمودند [6]. ته و همکاران (Teh et al.) یک روش تحلیلی به‌منظور طراحی لوله‌های مستغرق واقع بر بستر رسوبی ارائه نمودند. روش طراحی آنها در شرایطی که چگالی خاک بستر در شرایط بحرانی باشد قابل استفاده است [7]. دی و سینگ (Dey and Singh) یک مدل نیمه‌تحلیلی به‌منظور تخمین مقدار آبشستگی در اطراف لوله‌های افقی مستغرق واقع بر بستر متحرک در شرایط آب شفاف پیشنهاد دادند. تجزیه و تحلیل نتایج مدل تحلیل نشان‌دهنده تطابق قابل قبول آن با مقادیر آزمایشگاهی بود. آنها تأثیرات نشت از زیر لوله به سمت بالا را نیز مورد مطالعه قرار دادند که بیان نمودند وجود نشت باعث کاهش عمق حفره آبشستگی می‌شود [8]. ژانگ و همکاران (Zhang et al.) با انجام یک مطالعه آزمایشگاهی، آبشستگی موضعی در اطراف لوله‌های مستغرق بر اثر امواج و جریان مورد ارزیابی قرار دادند. آنها با تجزیه و تحلیل نتایج آزمایشگاهی روابطی را برای محاسبه عمق آبشستگی پیشنهاد دادند [9]. لی و همکاران (Lee et al.) یک مدل دینامیک سیالات محاسباتی دوبعدی را برای شبیه‌سازی عمق آبشستگی در مجاورت لوله‌های مستغرق را توسعه دادند. آنها برای شبیه‌سازی آشفتگی میدان جریان از مدل آشفتگی $k-\omega$ استفاده کردند [10]. همچنین میرعلیزاده اورنگ و همکاران اثر خطوط لوله با قطرهای مختلف و

(ANFIS) تاکنون برای شبیه‌سازی آبشستگی در اطراف سازه‌های مذکور استفاده نشده است؛ بنابراین هدف اصلی در مطالعه حاضر، شبیه‌سازی عمق آبشستگی در مجاورت لوله‌های مستغرق توسط مدل فرا ابتکاری ANFIS-GA است. برای این منظور در ابتدا پارامترهای تأثیرگذار بر روی پدیده مذکور شناسایی می‌شوند سپس شش مدل ANFIS-GA معرفی می‌گردد. در ادامه با تجزیه و تحلیل نتایج مدل‌های مذکور، مدل برتر معرفی می‌شود. همچنین با انجام تحلیل حساسیت، مؤثرترین پارامتر ورودی شناسایی خواهد شد.

مواد و روش‌ها

سیستم استنتاج فازی عصبی تطبیقی

سیستم‌های استنتاج فازی (Fuzzy Inference System)، با بهره بردن از قوانین ساده فازی به صورت اگر- آنگاه، می‌توانند بدون احتیاج به آنالیز دقیق اطلاعات ورودی، معلومات و سیستم تصمیم‌گیری انسان در مورد یک مسئله خاص را به صورت کیفی مدل‌سازی کنند. مشکل اساسی که در استفاده از سیستم‌های استنتاج فازی وجود دارد، نحوه تعیین قوانین فازی و همچنین توابع عضویت است. برای رفع این مشکل، استفاده از شبکه‌های عصبی فازی در ترکیب با سیستم استنتاج فازی، برای اولین بار توسط جانگ (۱۹۹۳) مطرح گردید و روش سیستم استنتاج فازی عصبی تطبیقی (Adaptive Neuro Fuzzy Inference Systems) معرفی شد [16]. بخش فازی، رابطه‌ای بین متغیرهای ورودی و خروجی برقرار نموده و پارامترهای مربوط به توابع عضویت بخش فازی، به وسیله شبکه عصبی تعیین می‌شود، لذا، خصوصیات هر دو مدل فازی و عصبی در ANFIS نهفته است. سیستم‌های استنتاج فازی دارای کاربردهای گسترده‌ای هستند؛ با توجه به نوع عملیات استنباطی بر روی قانون If-Then، به دودسته مدل‌های فازی ممدانی، مدل‌های فازی TSK (تاکاگی-سوگنو و مدل‌های فازی تسوکاموتو) تقسیم‌بندی می‌گردد. روش

تأثیرات آرایش در کنار هم آن‌ها بر روی فرایند آبشستگی را به صورت آزمایشگاهی بررسی کردند. آنها با نصب ورق زیرسری نفوذناپذیر زیر خطوط لوله، برای هر یک از آرایش‌های لوله‌های موازی، اثر این صفحه روی پدیده آبشستگی را مطالعه نمودند و بیان کردند که استفاده از ورق‌های زیرسری نفوذناپذیر در زیر خطوط لوله دریایی تا حدودی مانع شکل‌گیری تونل آبشستگی در زیر خطوط لوله شده و آنها را از خطرهای ناشی از آبشستگی حفظ می‌نماید [11]. هدایت بهرامی و همکاران تأثیر زاویه‌های مختلف برخورد جریان بر روی بیشینه عمق آبشستگی در اطراف لوله‌های مستغرق را به صورت آزمایشگاهی مورد مطالعه قرار دادند. آنها نشان دادند که زاویه برخورد جریان بر روی مکان قرارگیری بیشینه عمق آبشستگی و نحوه عملکرد گردابه‌ها مؤثر است [12]. اخیراً نجف‌زاده و همکاران با استفاده از روش دسته‌بندی گروهی داده‌ها عمق آبشستگی در اطراف لوله‌های مستغرق را تخمین زدند. آنها نتایج مدل مذکور را با ماشین بردار پشتیبان نیز مقایسه نمودند و بیان کردند که روش دسته‌بندی داده‌ها دارای دقت بیشتری است [13]. همچنین حق‌یابی توسط مدل‌های رگرسیونی، عمق آبشستگی در مجاورت لوله‌های افقی واقع بر بستر نواحی ساحلی را مدل‌سازی کرد. وی با استفاده از تست گاما مبادرت به شناسایی پارامترهای تأثیرگذار بر روی عمق حفره آبشستگی نمود [14].

نجف‌زاده و سرکاماریان با استفاده از برنامه‌نویسی بیان ژن، رگرسیون چند جمله‌ای تکاملی و مدل درخت عمق آبشستگی در اطراف لوله‌های مستغرق را در اثر امواج بهینه‌سازی کردند [15].

مرور مطالعات گذشتگان نشان می‌دهد که بررسی آبشستگی در مجاورت لوله‌های مستغرق از اهمیت قابل توجهی برخوردار است. همچنین ترکیب الگوریتم ژنتیک (Genetic Algorithm) (GA) و انفیس (Adaptive Neuro-fuzzy inference system)

در هر دو معادله بالا، If بخش مقدم فازی و Then بخش نتیجه است و تابعی از متغیر مقدم است. به طور کلی، سیستم ANFIS، پنج لایه دارد که در ادامه، عملکرد هر لایه به طور خلاصه بیان می شود.

لایه اول (لایه ورودی): در این لایه، درجه های عضویت مربوط به هر یک از مجموعه های فازی، به عنوان ورودی توابع عضویت شناخته می شود. تابع عضویت مورد استفاده در این مطالعه از نوع گوسی است که عملکرد خوبی در مطالعات مختلف مهندسی داشته است و به عنوان یکی از پرکاربردترین توابع عضویت، شناخته شده است. در این لایه، خروجی هر گره به صورت زیر تعیین می شود.

$$\begin{aligned} O_1^1 &= \mu_{A_i}(x) \\ O_1^1 &= \mu_{B_i}(y) \end{aligned} \quad (4)$$

در اینجا x و y ورودی های گره i ام هستند، A_i و B_i مجموعه فازی مرتبط با این گره است. لایه دوم (لایه قوانین): همه گره ها در این لایه، ثابت هستند. این لایه، قدرت هر قاعده را با استفاده از ضرب جبری، مطابق رابطه زیر ارائه می کند:

$$O_i^2 = w_i = \mu_{A_i}(x) \mu_{B_i}(y) \quad (5)$$

در لایه دوم، هر گره، از حاصل ضرب مقادیر ورودی در لایه قبلی، به دست می آید. مقدار به دست آمده، نشان دهنده قدرت اجرایی i امین قاعده، جایی که متغیر x ارزش زبان شناختی A_i را دارد، است. لایه سوم (لایه نرمال سازی): در این لایه قدرت قاعده (قانون) همانند رابطه زیر، نرمال سازی می شود:

$$O_i^3 = \bar{w}_i = \frac{w_i}{w_1 + w_2} \quad (6)$$

در رابطه فوق، w_i قدرت اجرایی i امین قاعده است. تعداد گره های این لایه مانند لایه قبلی است. لایه سوم قدرت اجرایی قاعده را برای مجموع قواعد قدرت اجرایی، محاسبه می کند.

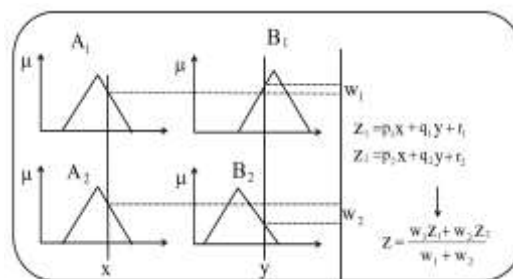
لایه چهارم (لایه انطباقی): هر گره در این لایه، یک تابع خطی است و ضرایب این تابع از طریق ترکیبی از تقریب حداقل مربعات و پس انتشار تعدیل می شود.

TSK با استفاده از توابع خطی یا ثابت ساده عمل می کند، در حالی که روش ممدانی از توابع عضویت فازی استفاده می کند. با توجه به دقت بالا و مدل نسبتاً کوچک TSK، در مطالعه حاضر از استنتاج فازی تاکاگی-سوگنو مورد استفاده قرار می گیرد.

مدل فازی سوگنو، برای توسعه ی یک سیستم اسلوب مند، در راستای ایجاد قواعد فازی با توجه به مجموعه داده های ورودی-خروجی عمل می کند [16]. قاعده کلی مدل فازی سوگنو در معادله (۱) ارائه شده است.

$$\text{Rule1: If } x \text{ is } A \text{ and } y \text{ is } B; \text{ Then } z = f(x, y) \quad (1)$$

ه در آن A و B عبارت زبان شناختی و $z=f(x,y)$ یک تابع در قسمت نتیجه قاعده است. اگر $f(x,y)$ چند جمله ای درجه یک باشد، از سیستم استنتاج فازی تحت عنوان مدل فازی سوگنوی درجه اول و اگر $f(x,y)$ ثابت باشد، به عنوان مدل فازی سوگنوی درجه صفر یاد می شود. شکل (۱) استدلال فازی در مدل سوگنوی درجه اول را نشان می دهد.



شکل «۱»: استدلال فازی در مدل سوگنوی درجه اول

به عنوان مثال، یک سیستم استنتاج فازی ساده با دو ورودی x و y و خروجی z در نظر گرفته می شود. فرض کنید که مبنای قواعد، شامل دو قانون فازی If-Then مطابق رابطه زیر است:

$$\text{Rule1: If } x \text{ is } A_1 \text{ and } y \text{ is } B_1, \text{ Then } z_1 = p_1x + q_1y + r_1 \quad (2)$$

$$\begin{aligned} \text{Rule 2: If } x \text{ is } A_2 \text{ and } y \text{ is } B_2, \\ \text{Then } z_2 = p_2x + q_2y + r_2 \end{aligned} \quad (3)$$

معیار پایان روند آموزشی است. علاوه بر این، سیستم آموزش دیده می‌بایست، جواب‌های صحیح در شرایط جدید خطا را دارا باشد، سائز و اندازه این سیستم‌ها، عامل مهمی هستند، چراکه با افزایش تعداد توابع عضویت، قوانین فازی If-Then در ساختار شبکه بسیار بزرگ می‌شوند، به طوری که ویژگی‌های تعمیمی ANFIS برای پیش‌بینی داده‌ها کاهش می‌یابد. به منظور مدل‌سازی سیستم ANFIS، نیاز است که روش ارائه شده جهت تولید سیستم استنتاج فازی تعریف شود. در این مطالعه، از روش خوشه‌بندی فازی استفاده می‌شود (Fuzzy C-Means Clustering (FCM)). همچنین تابع عضویت، شامل پارامترهای قابل تنظیم متفاوتی است. برای رسیدن به مدل‌سازی بهینه، این پارامترها، باید بهینه شوند؛ بنابراین به یک الگوریتم قوی‌تر، برای تعریف مقادیر نیاز است. الگوریتم‌های بهینه بسیاری وجود دارد که می‌توانند عملکرد سیستم‌های فازی را بهبود ببخشند. الگوریتم ژنتیک، یکی از این الگوریتم‌هاست که ابزار مناسبی برای بهینه‌سازی است. این الگوریتم قادر است، خطای بین خروجی مدل و مقدار واقعی داده‌های آموزشی را به حداقل مقدار برساند.

روش خوشه‌بندی فازی

خوشه‌بندی فازی، به کشف مدل‌های فازی از داده‌ها می‌پردازد. لازم به ذکر است که FCM یکی از کاربردی‌ترین روش‌های خوشه‌بندی فازی است که بر مبنای تابع هدف و استفاده از فاصله اقلیدسی، توسط دان [17] ارائه و سپس توسط بزدک [۱۸] تعمیم داده شد. در الگوریتم C میانگین نمونه‌ها به C خوشه تقسیم می‌شوند. تعداد C از قبل توسط کاربر مقداردهی شده است. هدف این الگوریتم، تفکیک داده‌های $\{x_1, x_2, \dots, x_n\} \subset \mathbb{R}^z$ به تعداد C خوشه، بر اساس معیار کمینه‌سازی تابع حداقل فاصله، به صورت زیر است:

$$J_m(U, V) = \sum_{k=1}^n \sum_{i=1}^m \mu_{ik}^m \|x_k - v_i\|^p \quad (10)$$

$$O_i^4 = \bar{w}_i z_i = \bar{w}_i (p_i x + q_i y + r_i) \quad (7)$$

لایه پنجم (لایه خروجی): نتایج این لایه، به صورت مجموعه‌ای از خروجی گره‌های لایه قبلی به دست آمده می‌آید:

$$O_i^5 = \sum_i \bar{w}_i z_i = \frac{\sum_i w_i z_i}{\sum_i w_i} \quad (8)$$

در رابطه فوق، $\bar{w}_i z_i$ ، خروجی گره i ام در لایه قبلی است، خروجی کلی، خطی است. اگرچه پارامترها، از لحاظ منطقی، غیرخطی‌اند.

فرایند آموزش ANFIS، برای تنظیم تمام پارامترهای قابل تنظیم (پارامترهای تابع عضویت) به دنبال به دست آوردن مقادیر خروجی است که بیشترین تطابق را با داده‌های آموزشی داشته باشد. پس از آموزش ANFIS، با معرفی داده‌های مختلف می‌توان خروجی را به شکل زیر، به دست آورد.

$$Z = \frac{w_1}{w_1 + w_2} z_1 + \frac{w_2}{w_1 + w_2} z_2 = \bar{w}_1 (p_1 x + q_1 y + r_1) + \bar{w}_2 (p_2 x + q_2 y + r_2) \quad (9)$$

در حقیقت Z، ترکیب خطی از پارامترهای نتیجه $(p_1, q_1, r_1, p_2, q_2, r_2)$ است.

همان‌طور که گفته شد، ANFIS ترکیبی از شبکه عصبی و یک سیستم استنتاج فازی است. الگوریتم یادگیری شبکه عصبی در روش ANFIS، برای تعیین پارامترهای سیستم استنتاج فازی استفاده می‌شود. در بخش سیستم فازی، ANFIS، همیشه داده‌ها را به صورت If-Then تفسیر می‌کند و هر تابع واقعی را با هر دقتی تقریب می‌زند. به عبارت دیگر، یافتن تابعی است که بتواند با ایجاد شرایط واقعی، عملکرد مطلوب‌تری ارائه دهد.

در انواع سیستم‌های فازی، دقت و صحت عملکرد سیستم ANFIS آموزش دیده، به پارامترهای ساختاری و پارامترهای مربوط به آموزش این سیستم‌ها بستگی دارد. پارامترهای مربوط به آموزش، شامل سیستم استنتاج فازی، روش بهینه‌سازی، نرخ افزایش و کاهش گام‌ها و

ژنتیکی همچون پیوند، جهش و انتخاب جمعیت‌های جدیدی تولید می‌شود. با هر تکرار از این سه اپراتور (عملگر) ژنتیکی، یک نسل به وجود می‌آید. جمعیت‌های اولیه به صورت رشته‌ای تعریف می‌شوند و هر رشته را بانام کروموزوم توصیف می‌کنند. در عملگر پیوند ژن‌های دو والدین با یکدیگر ترکیب می‌شوند و دو فرزند جدید ایجاد می‌شود. در عملگر جهش، یک تغییر ناگهانی در ژن صورت می‌گیرد.

در عملگر انتخاب، جمعیت‌ها را به کمک تابع برازندگی مورد ارزیابی قرار می‌دهند. جمعیت‌های دارای برازندگی کمتر حذف شده و جمعیت‌ها به سمت پاسخ بهینه سوق داده می‌شوند. روش‌های انتخاب جمعیت‌ها برای اعمال اپراتورهای ژنتیکی به سه دسته انتخاب به صورت قطعی، انتخاب بر اساس تورنمنت و انتخاب بر اساس مکانیسم چرخ گردان تقسیم می‌شود. در روش انتخاب بر اساس چرخ گردان، برای انتخاب هر عضو جمعیت از معیار برازندگی استفاده می‌شود. به طوری که در هر رشته‌ای مقدار تابع هدف در نظر گرفته می‌شود. با توجه به مقادیر تابع هدف در هر تکرار، برازندگی مشخصی برای هر رشته حاصل می‌شود. عدد برازندگی برابر است با نسبت مقدار تابع هدف آن جمعیت به مجموع توابع هدف جمعیت‌ها که این نسبت را احتمال بقاء هر جمعیت نیز می‌نامند؛ بنابراین الگوریتم ژنتیک بعد از چندین نسل به تدریج به سمت جواب بهینه همگرا می‌شود. شرط توقف الگوریتم نیز طی کردن تعداد معینی تکرار است که پیش از آغاز الگوریتم توسط کاربر تعیین می‌شود.

مدل آزمایشگاهی

در مطالعه حاضر، جهت مدل‌سازی عمق آبشستگی در اطراف لوله‌های مستغرق با استفاده از روش ANFIS-GA از مقادیر آزمایشگاهی اندازه‌گیری شده توسط مونکادا و اگویری (Moncada Aguirre) (۱۹۹۹) استفاده می‌شود [20]. مدل آزمایشگاهی آنها شامل یک کانال افقی مستطیلی است که لوله‌های مستغرق در مجاورت بستر رسوبی قرار گرفته‌اند. طول، عرض و

در معادله فوق، m پارامتر فازی سازی که مقداری بزرگ‌تر از یک دارد. همچنین $v_i \in R^z$ ، مرکز i امین خوشه است. $\mu_{ik} \in [0,1]$ ، درجه تعلق داده‌ها به خوشه است و p ، درجه توان اقلیدسی است. در این رابطه، n نقطه داده ورودی به گونه‌ای به c خوشه تقسیم می‌شود که شرط زیر رعایت شود [17]:

$$M_{fcn} = \left\{ U \in R^{c \times n} \mid \forall i, k, \mu_{ik} \leq 1, \sum_{i=1}^c \mu_{ik} = 1, 0 < \sum_{k=1}^n \mu_{ik} \right\} \quad (11)$$

به منظور بهینه‌سازی تابع $J_m(U, V)$ و پارامترهای U و V ، الگوریتم بهینه‌سازی در دو گام تخمین U و V انجام می‌گیرد. روش کار به این صورت است که مراکز خوشه‌ها (V) در مرحله r ام با توجه به مقدار U در مرحله $(r-1)$ ام به صورت زیر محاسبه می‌شود:

$$v_i = \frac{\sum_{k=1}^n (\mu_k)^m x_k}{\sum_{k=1}^n (\mu_{ik})^m} \quad (12)$$

سپس مقدار جدید U (با استفاده از مقدار محاسبه شده برای V در قسمت قبل) به کمک رابطه زیر به دست می‌آید.

$$\mu_{ik} = \sum_{j=1}^c \left(\frac{\|x_k - v_i\|}{\|x_k - v_j\|} \right)^{-2/(m-1)} \quad (13)$$

این الگوریتم تا زمانی که به شرایط همگرایی دست پیدا کند، به صورت بازگشتی ادامه می‌یابد.

الگوریتم ژنتیک

الگوریتم ژنتیک، یکی از شناخته شده‌ترین نوع از الگوریتم‌های تکاملی است که هالند آن را در سال ۱۹۷۵ ابداع کرد [19]. الگوریتم ژنتیک، جستجو را با جمعیتی از راه‌حل‌های اولیه تصادفی شروع می‌کند. هرگاه معیارهای نهایی اقلان نشود به کمک عملگرهای

$$d_s = f(U, y, \rho, \rho_s, \mu, S_0, B, d_{50}, D, e, g) \quad (14)$$

بر اساس تئوری باکینگهام و با انجام آنالیز ابعادی و معرفی گروه‌های بدون بعد، معادله (۱۴) به صورت زیر بازنویسی می‌گردد:

$$d_s/D = f(Fr, Re, \tau^*, y/D, D/d_{50}, e/D, S_0, y/B) \quad (15)$$

در معادله (۱۵) پارامترهای بدون بعد $Fr = U/\sqrt{g \cdot y}$ ، $Re = UD\mu/g$ و $\tau^* = u_*^2/g(\rho_s/\rho - 1)d_{50}$ به ترتیب شامل عدد فرود، عدد رینولدز و پارامتر بدون بعد شیلدز به علت انتقال رسوبات هستند. علاوه بر این، مونکادا و اگوویری (۱۹۹۹) بیان نمودند که پارامتر y/B تأثیر قابل توجهی بر روی عمق آبشستگی در اطراف لوله‌های مستغرق ندارد. همچنین شیب کانال (S_0) در کلیه آزمایش‌های آنها ثابت است. آنها نشان دادند که عدد رینولدز در مطالعه آنها در محدوده‌ای است که این پارامتر تأثیری بر روی عمق آبشستگی بدون بعد (d_s/D) ندارد:

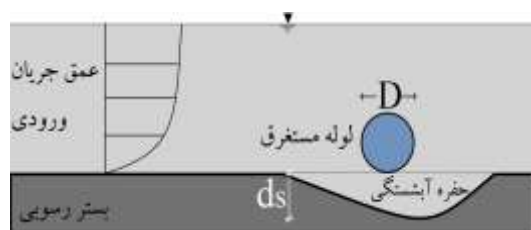
$$d_s/D = f(Fr, \tau^*, y/D, D/d_{50}, e/D) \quad (16)$$

بنابراین برای معرفی مدل‌های ANFIS-GA پارامترهای معادله (۱۶) استفاده می‌شود. ترکیب پارامترهای ورودی در مدل‌های مختلف ANFIS-GA در شکل (۳) قابل مشاهده است. در این مقاله، برای ارزیابی قابلیت مدل‌های ANFIS-GA از شبیه‌سازی‌های مونت کارلو استفاده می‌گردد. این شبیه‌سازی‌ها یک طبقه‌بندی گسترده از الگوریتم‌های محاسباتی هستند که از نمونه‌گیری‌های تصادفی جهت محاسبه نتایج عددی استفاده می‌کنند. مونت-کارلو برای شبیه‌سازی مسائل فیزیکی و معادلات ریاضیاتی که معمولاً حل آنها با استفاده از روش‌های رایج مقدور نیست به کار گرفته می‌شوند. همچنین، از روش اعتبار سنجی چندلایه برای سنجش توانایی مدل‌های ANFIS-GA استفاده می‌شود. در این روش، نمونه اصلی که شامل کلیه داده‌ها است، به شکل کاملاً تصادفی به k نمونه فرعی با اندازه مساوی تقسیم می‌شود. در میان نمونه‌های فرعی، یک

ارتفاع کانال مذکور به ترتیب برابر $۸/۳$ ، $۰/۵$ و $۰/۵$ متر است. آنها در مطالعه آزمایشگاهی مذکور از چهار لوله با قطرهای مختلف و رسوبات با دو قطر متفاوت استفاده نمودند. آنها ۹۰ آزمایش در شرایط هیدرولیکی و هندسی مختلف انجام دادند. در جدول (۱) محدوده مقادیر آزمایشگاهی مورد استفاده در این مطالعه مرتب شده است. علاوه بر این، در شکل (۲) نحوه آبشستگی در مجاورت لوله‌های مستغرق در نزدیکی بستر رسوبی نشان داده شده است.

جدول ۱ محدوده پارامترهای آزمایشگاهی مونکادا و اگوویری (۱۹۹۹) مورد استفاده در این مطالعه

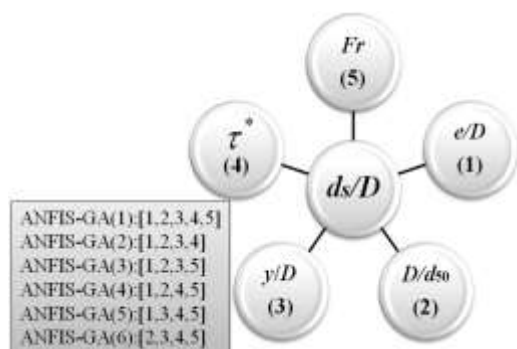
پارامتر	محدوده
e/D	$۰/۰-۱/۰۶۸$
D/d_{50}	$۳/۲۸۹-۶۶/۶۶۷$
y/D	$۱/۰۶۷-۵$
T_a	$۰/۰۳۸-۰/۶۶۵$
Fr	$۰/۲۳۴-۰/۸۳۶$
d_s/D	$۰/۰۰۸-۱/۶۰۶$



شکل ۲ طرح شماتیک آبشستگی در اطراف لوله‌های مستغرق افقی

آبشستگی در مجاورت لوله‌های مستغرق افقی

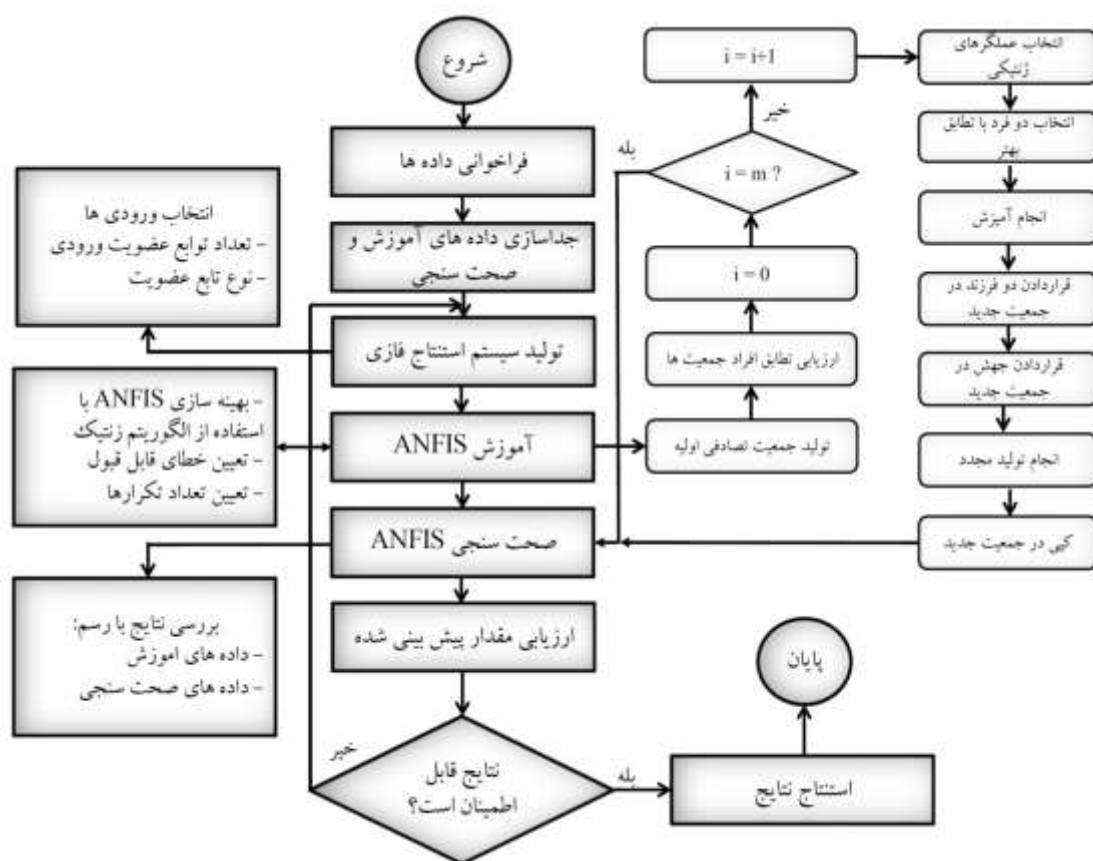
مونکادا و اگوویری (۱۹۹۹) آبشستگی در اطراف لوله‌های افقی مستغرق (d_s) را تابعی از سرعت متوسط جریان (U)، عمق جریان نرمال (y)، چگالی آب (ρ)، چگالی رسوب (ρ_s)، ویسکوزیته دینامیکی آب (μ)، شیب کانال (S_0)، عرض کانال (B)، قطر مصالح بستر (d_{50})، قطر لوله (D)، فاصله بین لوله و بستر رسوبی قبل از آبشستگی (e) و شتاب گرانش (g) در نظر گرفتند:



شکل ۳ مدل‌های مختلف ANFIS-GA و نحوه ترکیب پارامترهای

ورودی

نمونه به عنوان داده‌های صحت سنجی انتخاب شده و باقیمانده داده‌ها ($k-1$) به عنوان داده‌های تست مدل‌های عددی مورد استفاده قرار می‌گیرند. سپس روند اعتبارسنجی k بار تکرار شده و هرکدام از نمونه‌های فرعی k نیز یک‌بار به عنوان داده‌های اعتبارسنجی مورد استفاده می‌شوند. نتایج به دست آمده از k لایه مشخص متوسط‌گیری شده و به عنوان یک تخمین قابل قبول ارائه می‌شود. مهم‌ترین مزیت این روش، تکرار تصادفی نمونه‌های فرعی در روند تست و آموزش برای کلیه مشاهدات است. در مطالعه حاضر مقدار k برابر ۶ انتخاب می‌شود. علاوه بر این، فلوجارت روش ترکیبی ANFIS-GA در شکل (۴) به تصویر کشیده شده است.



شکل ۴ فلوجارت روش ترکیبی ANFIS-GA

است. همچنین پنج مدل ANFIS-GA(2) تا ANFIS-GA(6) مقادیر تابع هدف را با چهار پارامتر ورودی مدل سازی می نمایند.

در شکل (۵) نتایج شاخص های آماری برای مدل های مختلف ANFIS-GA به تصویر کشیده شده است. به عنوان مثال مقادیر ضریب همبستگی و شاخص پراکندگی برای ANFIS-GA(1) به ترتیب مساوی با ۰/۹۷۴ و ۰/۰۹۰ محاسبه گردیده است. همچنین برای مدل مذکور شاخص های RMSE و MAPE نیز به ترتیب برابر ۰/۰۷۹ و ۹/۵۷۱ به دست آمده است. همان گونه که بیان شد این مدل تابعی از کلیه ورودی ها مؤثر، تأثیر هر کدام از این پارامترها برای مدل های بعدی به صورت جداگانه حذف شده و دقت مدل عددی مورد ارزیابی قرار می گیرد. به عنوان مثال، مدل ANFIS-GA(2) تابعی از $(Fr, \tau^*, y/D, D/d_{50}, e/D)$ است. به عبارت دیگر برای این مدل تأثیر عدد فرود نادیده گرفته شده است. برای مدل مذکور مقدار SI مساوی ۰/۰۹۲ و مقدار R نیز برابر ۰/۹۷۳ تخمین زده شده است. علاوه بر این برای مدل ANFIS-GA(3) تأثیر پارامتر τ^* حذف شده است. برای این مدل مقادیر RMSE، R و SI به ترتیب مساوی با ۰/۰۹۷، ۰/۹۶۰ و ۰/۱۱۰ محاسبه گردیده است. مدل ANFIS-GA(4) مقادیر تابع هدف را بر حسب $Fr, \tau^*, D/d_{50}, e/D$ مدل سازی می کند. به بیان دیگر برای این مدل تأثیر y/D نادیده گرفته شده است. برای ANFIS-GA(4) مقادیر شاخص های ضریب همبستگی برابر ۰/۹۶۷ و درصد میانگین مطلق خطا مساوی ۴۲/۰۶۶ می باشند. برای این مدل SI و RMSE نیز به ترتیب برابر ۰/۱۰۰ و ۰/۰۸۸ محاسبه شده است. پارامترهای بدون بعد $Fr, \tau^*, y/D, e/D$ برای مدل سازی آبستگی اطراف لوله های مستغرق افقی با استفاده از مدل ANFIS-GA(5) استفاده شده اند. برای این مدل تأثیر D/d_{50} نادیده گرفته شده است. برای مدل مذکور مقادیر MAPE، RMSE و SI به ترتیب مساوی ۱۴/۵۰۹، ۰/۱۰۳ و ۰/۹۵۲ محاسبه گردیده است. همچنین برای مدل ANFIS-GA(6) تأثیر پارامتر

معیارهای بررسی دقت مدل های هوش مصنوعی

در این مقاله جهت ارزیابی دقت مدل های ترکیبی ANFIS-GA از شاخص های آماری ضریب همبستگی (R)، خطای جذر میانگین مربعات (RMSE)، درصد میانگین مطلق خطا (MAPE) و شاخص پراکندگی (SI) استفاده می شود:

$$R = \frac{\sum_{i=1}^n ((d_s/D)_{(Observed)_i} \cdot (\overline{d_s/D})_{(Observed)})}{\sqrt{\sum_{i=1}^n ((d_s/D)_{(Observed)_i} \cdot (\overline{d_s/D})_{(Observed)})^2}} \times \frac{\sum_{i=1}^n ((d_s/D)_{(Predicted)_i} \cdot (\overline{d_s/D})_{(Predicted)})}{\sqrt{\sum_{i=1}^n ((d_s/D)_{(Predicted)_i} \cdot (\overline{d_s/D})_{(Predicted)})^2}} \quad (17)$$

$$RMSE = \sqrt{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n ((d_s/D)_{(Predicted)_i} - (d_s/D)_{(Observed)_i})^2} \quad (18)$$

$$MAPE = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \left(\left| \frac{(d_s/D)_{(Predicted)_i} - (d_s/D)_{(Observed)_i}}{(d_s/D)_{(Observed)_i}} \right| \right) \times 100 \quad (19)$$

$$SI = \frac{RMSE}{(\overline{d_s/D})_{(Observed)}} \quad (20)$$

در اینجا $(d_s/D)_{(Observed)}$ آبستگی آزمایشگاهی، $(d_s/D)_{(Predicted)}$ آبستگی پیش بینی شده، $(\overline{d_s/D})_{(Observed)}$ میانگین آبستگی آزمایشگاهی و n تعداد اندازه گیری های آزمایشگاهی است. لازم به ذکر است که نزدیک بودن مقادیر RMSE، MAPE و SI به صفر یک نشان دهنده خطای کم و دقت بالای مدل عددی است. در مقابل، نزدیک بودن R به عدد یک حاکی از همبستگی بالای دقت مدل عددی مذکور است.

نتیجه گیری و بحث

در این مطالعه شش مدل ANFIS-GA معرفی شده که مدل شماره یک ترکیبی از کلیه پارامترهای ورودی

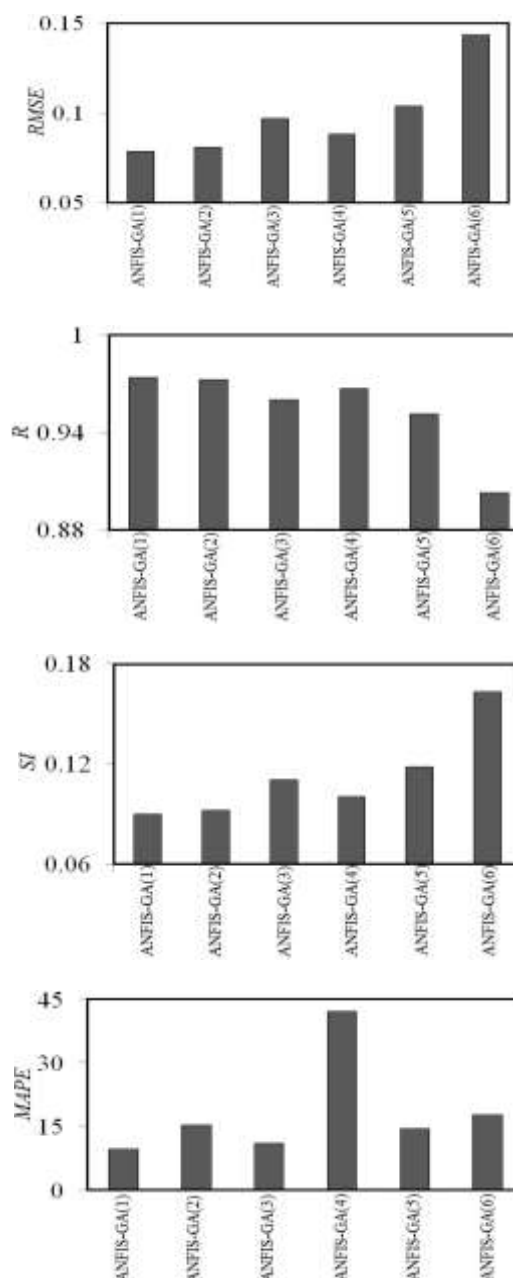
جدول ۲ نتایج شاخص‌های آماری برای مدل‌های ANFIS-GA مختلف

مدل	R	SI	RMSE	MAPE
ANFIS-GA 1	۰/۹۷۴	۰/۰۹۰	۰/۰۷۹	۹/۵۷۱
ANFIS-GA 2	۰/۹۷۳	۰/۰۹۲	۰/۰۸۱	۱۵/۲۶۰
ANFIS-GA 3	۰/۹۶۰	۰/۱۱۰	۰/۰۹۷	۱۱/۰۶۹
ANFIS-GA 4	۰/۹۶۷	۰/۱۰۰	۰/۰۸۸	۴۲/۰۶۶
ANFIS-GA 5	۰/۹۵۲	۰/۱۱۸	۰/۱۰۳	۱۴/۵۰۹
ANFIS-GA 6	۰/۹۰۳	۰/۱۶۳	۰/۱۴۳	۱۷/۶۴۷

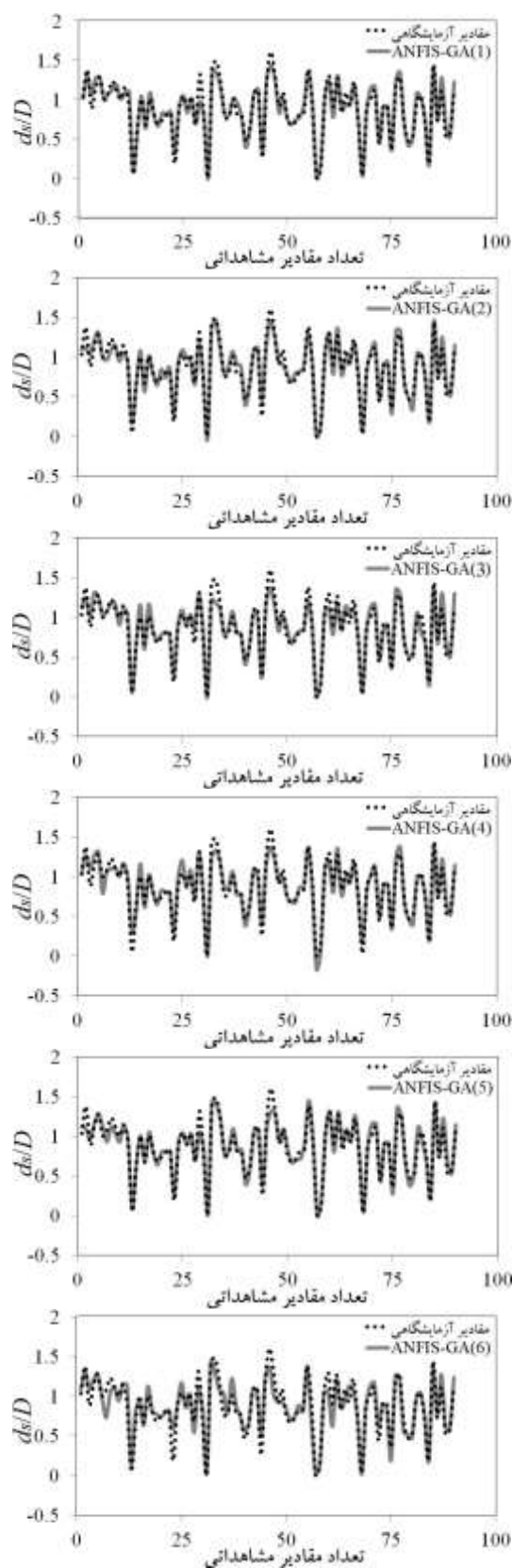
علاوه بر این در شکل (۶) نمودار توزیع خطای مدل‌های مختلف ANFIS-GA ترسیم شده است. به‌عنوان مثال تقریباً ۶۷ درصد مقادیر آبهستگی پیش‌بینی‌شده توسط مدل ANFIS-GA(1) خطایی کمتر از ۸ درصد دارند. همچنین حدوداً ۹۱ مقادیر مدل‌سازی شده توسط مدل مذکور دارای درصد خطایی کمتر از ۲۰ درصد هستند. این در حالی است که تقریباً ۷۰ درصد نتایج مدل ANFIS-GA(2) دارای درصد خطایی کمتر از ده درصد هستند. علاوه بر این مطابق نتایج توزیع خطا، حدوداً ۸۷ درصد مقادیر خطای مدل‌سازی شده توسط مدل ANFIS-GA(3) دارای درصد خطایی کمتر از ۱۶ درصد می‌باشند. بر اساس نتایج مدل‌سازی، حدوداً ۵۱ درصد نتایج آبهستگی‌های مدل‌سازی شده توسط مدل ANFIS-GA(4) خطایی کمتر از ۶ درصد دارند. برای این مدل تقریباً ۸۸ درصد نتایج، خطایی کمتر از ۲۰ درصد دارند. با توجه به توزیع خطای مدل ANFIS-GA(5)، حدوداً ۷۷ درصد مقادیر مدل‌سازی شده توسط مدل مذکور دارای خطایی کمتر از ۱۲ درصد هستند. این در حالی است که تقریباً ۷۷ درصد نتایج مدل ANFIS-GA(6) درصد خطایی کمتر از ۲۰ درصد دارند.

در شکل (۷) مقایسه مقادیر آبهستگی توسط مدل‌های ANFIS-GA با مقادیر آزمایشگاهی نشان داده شده است. در این شکل محور افقی نشان‌دهنده تعداد اندازه‌گیری‌های آزمایشگاهی و محور قائم معرف پارامتر بدون بعد آبهستگی است (d_s/D). با توجه به نتایج

بدون بعد e/D حذف شده است. برای این مدل، مقدار خطای جذر میانگین مربعات و شاخص پراکندگی به- ترتیب مساوی ۰/۱۴۳ و ۰/۱۶۳ تخمین زده شده‌اند. خلاصه نتایج برای مدل‌های ANFIS-GA مختلف در جدول (۲) خلاصه شده است.

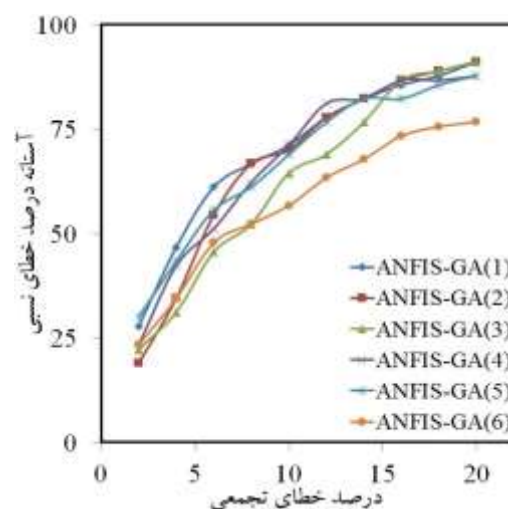


شکل ۵ نتایج شاخص‌های آماری برای مدل‌های مختلف ANFIS-GA



شکل ۷ مقایسه ۷ مقادیر آبخستگی توسط مدل‌های ANFIS-GA با مقادیر آزمایشگاهی

شبیه‌سازی مدل ANFIS-GA(1) در مقایسه با سایر مدل‌های ترکیبی مقادیر آبخستگی را با دقت بیشتری پیش‌بینی نمود. هرچند این مدل در حین پروسه شبیه‌سازی در بعضی از موقعیت‌ها دارای عملکردی کمتر از مقدار واقعی داشته است اما به‌طور کلی دارای دقت قابل قبولی است. این مدل به‌عنوان مدل برتر معرفی می‌شود. همچنین در میان کلیه مدل‌های ترکیبی، مدل ANFIS-GA(6) دارای کمترین دقت و بیشترین مقدار خطا است. همان‌گونه که بیان شد برای این مدل تأثیر پارامتر فاصله بین لوله و بستر رسوبی قبل از آبخستگی به قطر لوله (e/D) حذف شده است. به‌بیان‌دیگر با نادیده گرفتن پارامتر مذکور دقت مدل‌سازی به شکل قابل‌توجهی کاهش یافته است. این مدل در مقایسه با سایر مدل‌های عددی عملکرد ضعیف‌تری داشته است؛ بنابراین با حذف پارامتر e/D دقت مدل‌سازی کاهش می‌یابد. این پارامتر به‌عنوان مؤثرترین پارامتر در پیش‌بینی آبخستگی در مجاورت لوله‌های افقی مستغرق شناسایی می‌شود. لازم به ذکر است که با حذف پارامتر بدون بعد D/d_{50} دقت شبیه‌سازی مدل عددی به شکل محسوسی کاهش یافت (ANFIS-GA 5)؛ بنابراین این پارامتر نیز تأثیر قابل‌توجهی در شبیه‌سازی عمق آبخستگی در مجاورت لوله‌های مستغرق توسط مدل ترکیبی ANFIS-GA دارد.



شکل ۶ نمودار توزیع خطای مدل‌های مختلف ANFIS-GA

برتری محسوسی در مقایسه با سایر مطالعات گذشتگان دارد.

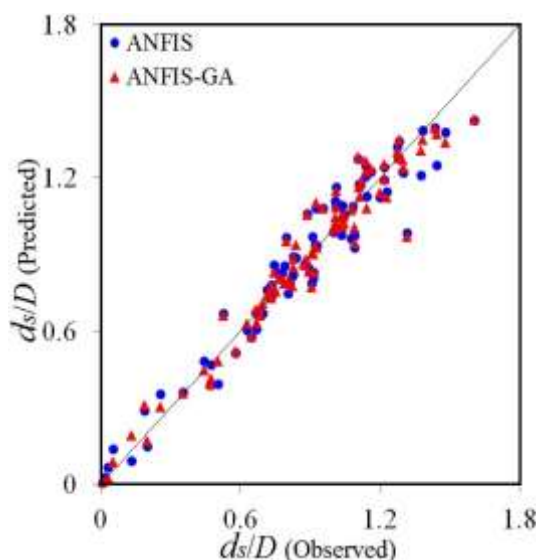
جدول ۳ نتایج شاخص‌های آماری مدل برتر ANFIS-GA، مونکادا و اگوویری (۱۹۹۹)، نجف‌زاده و همکاران (۲۰۱۲) و حق‌یابی (۲۰۱۶)

مدل	MAPE	RMSE	SI	R
ANFIS-GA	۹/۵۷۱	۰/۰۷۹	۰/۰۹۰	۰/۹۷۴
مونکادا و اگوویری (۱۹۹۹)	۱۰	-	-	۰/۷۰۰
نجف‌زاده و همکاران (۲۰۱۲)	۱۹/۷۰	۰/۰۷۳	-	۰/۹۶۷
حق‌یابی (۲۰۱۶)	-	۰/۱۳۷	-	۰/۹۷۵

نتیجه‌گیری کلی

به‌طور کلی لوله‌های گاز و نفت از روی بستر رسوبی نواحی ساحلی عبور می‌کنند. به دلیل وقوع جریان‌های قوی ساحلی و امواج، احتمال وقوع پدیده آبشستگی در اطراف خطوط لوله وجود دارد. با افزایش عمق آبشستگی در مجاورت لوله‌های مذکور احتمال ناپایداری لوله و شکست آن وجود دارد؛ بنابراین شناسایی و پیش‌بینی عمق آبشستگی در اطراف سازه‌های مذکور از اهمیت بسزایی برخوردار است. در مطالعه حاضر با ترکیب مدل انفیس (ANFIS) و الگوریتم ژنتیک (Genetic Algorithm) یک مدل فرا ابتکاری (ANFIS-GA) برای پیش‌بینی عمق آبشستگی در مجاورت لوله‌های مستغرق توسعه داده شد. سپس پارامترهای مؤثر بر روی عمق آبشستگی شناسایی گردید. همچنین برای بررسی دقت مدل‌های عددی و صحت سنجی آنها به ترتیب از شبیه‌سازی مونت کارلو و روش اعتبار سنجی متقابل با مقدار k مساوی با ۶ استفاده شد. با ارزیابی نتایج مدل‌های عددی مذکور مدل ترکیبی برتر معرفی شد. این مدل با دقت مناسبی مقادیر آبشستگی را پیش‌بینی نمود. مدل برتر مقادیر آبشستگی را بر حسب کلیه پارامترهای ورودی‌ها (Fr ,

در شکل (۸) نمودار پراکندگی برای مدل برتر ANFIS-GA و ANFIS ترسیم شده است. بر اساس نتایج مدل‌سازی، شاخص آماری R برای مدل‌های ANFIS-GA و ANFIS به ترتیب برابر با ۰/۹۷۴ و ۰/۹۶۸ محاسبه شدند. علاوه بر این مقادیر SI ، $MAPE$ و $RMSE$ برای مدل ANFIS به ترتیب مساوی با ۰/۰۹۹، ۱۲/۴۴۱ و ۰/۰۸۷ به دست آمدند؛ بنابراین با توجه به نتایج مدل‌های ANFIS-GA و ANFIS، الگوریتم ژنتیک به شکل قابل توجهی دقت مدل انفیس را افزایش داد. به بیان دیگر، توانایی بهینه‌سازی این الگوریتم در شبیه‌سازی عمق آبشستگی توسط مدل مذکور کاملاً مشهود است.



شکل ۸ نمودار پراکندگی برای مدل برتر ANFIS-GA و ANFIS

مقایسه با نتایج سایر محققین

در این بخش، نتایج مدل برتر ANFIS-GA با نتایج مطالعات انجام شده توسط مونکادا و اگوویری (۱۹۹۹)، نجف‌زاده و همکاران (۲۰۱۲) و حق‌یابی (۲۰۱۶) مقایسه می‌شود. در جدول (۳) نتایج شاخص‌های آماری محاسبه شده توسط این محققین و مدل برتر ANFIS-GA مرتب شده است. همان‌گونه که مشاهده می‌شود، مدل ANFIS-GA تقریباً در کلیه شاخص‌های آماری

سپس برای شناسایی پارامتر مؤثر، اثر هرکدام از این پارامترها برای مدل‌های بعدی به صورت جداگانه حذف شد و دقت آنها مورد ارزیابی قرار گرفت که پارامتر فاصله بین لوله و بستر رسوبی قبل از آبشستگی به قطر لوله (e/D) به عنوان پارامتر مؤثر شناسایی گردید.

پیش‌بینی کرد. به عنوان مثال، $(\tau^*, y/D, D/d_{50}, e/D)$ مقادیر شاخص‌های RMSE و MAPE نیز برابر مدل مذکور به ترتیب 0.079 و 9.571 به دست آمده است؛ و همچنین تقریباً ۹۱ مقادیر مدل‌سازی شده توسط مدل برتر دارای درصد خطایی کمتر از ۲۰ درصد بودند.

مراجع

1. Bijker E. W., Leeuwestein W., "Interaction between pipelines and the seabed under the influence of waves and currents", In Seabed mechanics, pp. 235-242. Springer Netherlands, (1984).
2. Fredsoe J., Hansen E. A., Mao Y. Sumer B.M., "Three-dimensional scour below pipelines", *Journal of offshore mechanics and arctic engineering*, Vol. 110, No. 4, pp.373-379, (1988).
3. Chiew Y. M., "Mechanics of local scour around submarine pipelines", *Journal of Hydraulic Engineering*, Vol. 116, No. 4, pp.515-529, (1990).
4. Olsen N. R., Melaaen M.C., "Three-dimensional calculation of scour around cylinders", *Journal of Hydraulic Engineering*, Vol. 119, No. 9, pp.1048-1054, (1993).
5. Li F., Cheng L., "Numerical model for local scour under offshore pipelines", *Journal of Hydraulic Engineering*, Vol. 125, No. 4, pp. 400-406, (1999).
6. Myrhaug D., Rue H., "Scour below pipelines and around vertical piles in random waves", *Coastal Engineering*, Vol. 48, pp. 227-242, (2003).
7. Teh T. C., Palmer A. C., Bolton M. D., Damgaard J. S., "Stability of submarine pipelines on liquefied seabeds", *Journal of waterway, port, coastal, and ocean engineering*, Vol. 132, No. 4, pp.244-251, (2006).
8. Dey S., Singh N. P., "Clear-water scour depth below underwater pipelines", *Journal of Hydro-Environment Research*, Vol. 1, No. 2, pp.157-162, (2007).
9. Zhang Q., Draper S., Cheng L., An H., "Time Scale of Local Scour around Pipelines in Current, Waves, and Combined Waves and Current", *Journal of Hydraulic Engineering*, Vol. 143, No. 4, pp.04016093, (2016).
10. Lee J. Y., Hardjanto F. A., Cossu R., Chai S., Leong Z. Q., Forrest A. L., "Current-induced scour beneath initially elevated subsea pipelines", *Applied Ocean Research*, Vol. 82, pp.309-324, (2019).
11. Mir Alizadeh Ovrang S. M. R., Lotfollahi Yaghin M. E., Hosseinzadeh Dalir, E., Hakimzadeh H., "Investigation of scour process problem around sea pipes by considering impermeable plate under the pipe", *Journal of Civil Engineering-Modarres*. Vol. 13, No. 4, pages 125-136, (2013)
12. Hedayat Bahrami P., Katourani S., Hosseinzadeh Dalir E., Farsadi Zadeh D., "Experimental study on the effects of collision angle of flow in scouring of submerged pipes", *Soil and water sciences*. Vol.

- 26, No. 2.4, pp. 123-133, (2016).
13. Najafzadeh M., Barani G. A., Azamathulla H. M., "Prediction of pipeline scour depth in clear-water and live-bed conditions using group method of data handling", *Neural Computing and Applications*, Vol. 24, No. 3-4, pp.629-635, (2014).
 14. Haghiabi A. H., "Prediction of river pipeline scour depth using multivariate adaptive regression splines", *Journal of Pipeline Systems Engineering and Practice*, Vol. 8, No. 1, pp. 04016015, (2016).
 15. Najafzadeh M., Sarkamaryan S., "Extraction of optimal equations for evaluation of pipeline scour depth due to currents", In *Proceedings of the Institution of Civil Engineers-Maritime Engineering*, Vol. 171, No. 1, pp. 1-10, (2018).
 16. Jang J. S., "ANFIS: adaptive-network-based fuzzy inference system", *IEEE transactions on systems, man, and cybernetics*, Vol. 23, No. 3, pp. 665-685, (1993).
 17. Dunn J. C. U., "A fuzzy relative of the ISODATA process and its use in detecting compact well-separated clusters", *J. Cybern.*, Vol. 3, pp. 32-57, (1973).
 18. Bezdek J. C., "Pattern Recognition with Fuzzy Object Function Algorithms", New York: Plenum, (1981).
 19. Holland J., "Adaptation in natural and artificial systems", University of Michigan Press, Ann Arbor, USA, (1975).
 20. Moncada-M A. T., Aguirre-Pe J., "Scour below pipeline in river crossings", *Journal of Hydraulic Engineering*, Vol. 125, No. 9, pp. 953-958, (1999).

بررسی رفتار قاب‌های مهاربندی همگرای ویژه فولادی تحت بار آتش پس از زلزله*

مقاله علمی - پژوهشی

محمد مقیمان^(۳)عباس کرم‌الدین^(۲)محمد رسول کفاش^(۱)

چکیده وقوع آتش‌سوزی در اثر زمین‌لرزه یک مسئله مهم برای ساختمان‌ها در مناطق با لرزه‌خیزی متوسط تا زیاد است. در این مقاله به منظور ارائه بینش از اثرات آتش‌سوزی پس از زلزله در سازه‌های فولادی با استفاده از شبیه‌سازی اجزای محدود، رفتار قاب‌های مهاربندی همگرای ویژه فولادی در معرض این بارگذاری مورد بررسی قرار می‌گیرد. شبیه‌سازی سازه تحت بار زلزله با استفاده از تحلیل تاریخچه زمانی غیرخطی انجام شده و با قرار دادن وضعیت سازه پس از زلزله به عنوان شرایط اولیه، تحلیل حرارتی-مکانیکی با اعمال منحنی دما-زمان بر روی اجزای در معرض آتش انجام شده است. نتایج تحلیل‌ها نشان داد که زمان مقاومت سازه در برابر حریق صرف‌نظر از مشخصه رکورد زلزله و سناریوهای آتش‌سوزی برای قاب‌های مهاربندی ویژه بسیار کوتاه بوده و اثرات ناشی زلزله قبلی بر روی آن ناچیز بوده است.

واژه‌های کلیدی آتش‌سوزی پس از زلزله، تحلیل‌های متوالی، مقاومت آتش، قاب‌های مهاربندی، رفتار کلی.

Investigation of the Behavior of Special Steel Concentrically Braced Frames Under Post Earthquake Fire Loading

M. Kaffash

A. Karamodin

M. Moghiman

Abstract The occurrence of fire following earthquake is an important issue for buildings in moderate to high seismic areas. In this paper, in order to provide an insight into the effects of post-earthquake fire in steel structures, using finite element simulation, the behavior of the special steel concentrically braced frames exposed to this loading is examined. Simulation of the structure under earthquake load was performed using nonlinear time histories analysis. By placing the post-earthquake structure as the initial condition, mechanical thermal analysis was carried out by applying the temperature-time curve on exposed elements. The results of the analysis showed that the resistance time of the fire structure, regardless of the characteristics of the earthquake record and the fire scenarios for the special steel concentrically braced frames, was very short and the effects of the previous earthquake on it were negligible.

Key Words Post-Earthquake Fire, Sequential Analysis, Fire Resistance, Braced Frames, Overall Behavior.

* تاریخ دریافت مقاله ۹۸/۲/۱۹ و تاریخ پذیرش آن ۹۸/۱۰/۱۸ می‌باشد.

(۱) دانشجوی دکتری سازه، دانشکده مهندسی، دانشگاه فردوسی مشهد.

(۲) نویسنده مسئول: دانشیار گروه عمران، دانشکده مهندسی، دانشگاه فردوسی مشهد.

(۳) استاد، گروه مکانیک، دانشکده مهندسی، دانشگاه فردوسی مشهد

مقدمه

پاسخ سازه‌های ساختمانی فولادی در اثر خطر ترکیبی آتش‌سوزی و زلزله، در سال‌های اخیر پس از وقایع تاریخی آتش‌سوزی پس از زلزله که عمدتاً در مناطق بزرگ شهری رخ داده است، مورد توجه ویژه‌ای قرار گرفته است. بررسی سوابق تاریخی نشان می‌دهد که آسیب‌های ناشی از آتش‌سوزی بعد از زلزله می‌تواند بسیار قابل توجه باشد که اغلب بیش از آسیب‌های ناشی از زلزله است [1]. با وجود این پتانسیل به‌عنوان یک منبع آسیب گسترده، سناریوی آتش‌سوزی پس از زلزله در روش‌های طراحی لرزه‌ای فعلی به‌عنوان یک مورد ترکیب بارگذاری در نظر گرفته نشده است [2]. فلسفه‌های طراحی لرزه‌ای اکثر آیین‌نامه‌های فعلی میزان مشخصی از خسارت اعضای سازه، اتصالات و سیستم حفاظت آتش را تحت زلزله‌های قوی مجاز می‌شمارد چنانکه برخی از اجزای سازه را در معرض آتش‌سوزی پس از زلزله آسیب‌پذیر می‌کند.

تا به امروز، تنها مطالعات محدود در مورد پاسخ سازه‌های فولادی، در هر دو در مقیاس کلی و خرد، تحت سناریوهای آتش‌سوزی پس از زلزله انجام شده است. دلاکورت و همکاران [3] مدل‌های عددی را برای بررسی عملکرد قاب‌های مقاوم خمشی فولادی تحت آتش پس از زلزله توسعه دادند. اثر زلزله بر روی ساختمان‌ها با اعمال تغییر شکل باقی‌مانده در قاب‌ها نشان داده شد. علاوه بر این، آسیب‌های مکانیکی با کاهش مدول الاستیسیته و مقاومت در برخی از قسمت‌های قاب معرفی شده است. اثر آتش با استفاده از آنالیز حرارتی-مکانیکی شبیه‌سازی شد. مشاهده شد که فلسفه طراحی لرزه‌ای می‌تواند به‌طور قابل‌توجهی بر عملکرد قاب‌های خمشی فولادی در اثر آتش‌سوزی پس از زلزله تأثیر بگذارد.

فاجیانو و همکاران [4] تحلیل استاتیکی غیرخطی و تحلیلی حرارتی مکانیکی را برای ارزیابی عملکرد

قاب‌های پورتال فولادی تحت بارهای جانبی و آتش پس از زلزله به ترتیب پیاده‌سازی کردند. نتایج نشان داد که مقاومت آتش و مکانیزم فروپاشی قاب‌های پورتال تحت آتش‌سوزی پس از زلزله اساساً زمانی که قاب‌ها از سطح عملکرد لرزه‌ای بهره‌برداری فراتر نرود، همانند مقاومت قاب‌ها تحت تنها بار آتش هستند. کاهش اندک در مقاومت آتش در قاب‌های پورتال هنگامی که عملکرد قاب‌ها در سطح ایمنی جانی و آستانه فروپاشی بود، مشاهده شد. بر اساس روش FEMA356، فاجیانو و همکاران [5] یک روش برای ارزیابی عملکرد ساختمان‌هایی که در معرض آتش پس از زلزله قرار دارند، توسعه داده است که پیشنهاددهنده سطوح عملکرد آتش برای شرایط مختلف آتش‌سوزی است. چنانکه دربرگیرنده سطح بهره‌برداری آتش، سطح استفاده بلادرنگ آتش، سطح ایمنی جانی آتش، سطح آستانه فروریزش آتش است. این مطالعه شناسایی وضعیت آسیب لرزه‌ای و تعیین ظرفیت حمل باقی‌مانده سازه‌های آسیب‌دیده لرزه‌ای که در معرض آتش‌سوزی قرار دارند را شامل می‌شود. در این مطالعه در یک تحلیل تلفیقی، تغییر شکل باقی‌مانده و تخریب ویژگی‌های مکانیکی اعمال شده است.

مطالعه بیشتر بر روی قاب‌های فولادی توسط زاهاریا و پنتیا [6] انجام شد. آن‌ها دو قاب فولادی مختلف را که برای دو دوره بازگشت ۲۴۷۵ سال و ۴۷۵ سال زلزله طراحی شده بودند، موردبررسی قرار دادند و زمان مقاومت در برابر آتش‌سوزی پس از زلزله را برای قاب خمشی فولادی بدون پوشش ضد حریق برای هر دو سناریوی آتش استاندارد و آتش‌سوزی معمولی ارزیابی نمودند. پاسخ لرزه‌ای هر سازه به‌وسیله یک تحلیل بار افزون مورد ارزیابی قرار گرفت. درحالی‌که قاب طراحی‌شده برای دوره بازگشت ۲۴۷۵ سال در تحلیل بار افزون الاستیک باقی مانده بود، قاب ضعیف طراحی‌شده برای دوره بازگشت ۴۷۵ ساله، تغییر

تاریخچه زمانی غیرخطی و تحلیلی غیرکوپل مکانیکی حرارتی به ترتیب برای شبیه‌سازی حرکات زلزله و آتش‌سوزی بعد از زلزله پیاده‌سازی می‌شوند. فرض شده است که قاب‌هایی که در نظر گرفته شده، فاقد حفاظت آتش هستند و آتش به همه اجزای ناحیه در معرض آتش تحت این فرض که تقاضای بزرگ در زلزله باعث ازکارافتادن حفاظت آتش شده است، اعمال می‌شود. این تجزیه و تحلیل ارائه یک نمایش واقعی از خصوصیات لرزه‌ای و آتش‌سوزی را انتظار می‌دهد. ساختمان‌های نمونه انتخابی در این پژوهش در مطالعات متعددی برای ارزیابی پاسخ لرزه‌ای و تخریب پیش‌رونده مورد استفاده قرار گرفته‌اند؛ بنابراین، ارزیابی واکنش آن‌ها در برابر آتش‌سوزی پس از یک زلزله، دانش ارزشمندی را فراهم می‌کند که می‌تواند رویکردهای طراحی مبتنی بر عملکرد سازه‌های فولادی در معرض خطر آتش‌سوزی پس از زلزله را بهبود بخشد.

شبیه‌سازی عددی

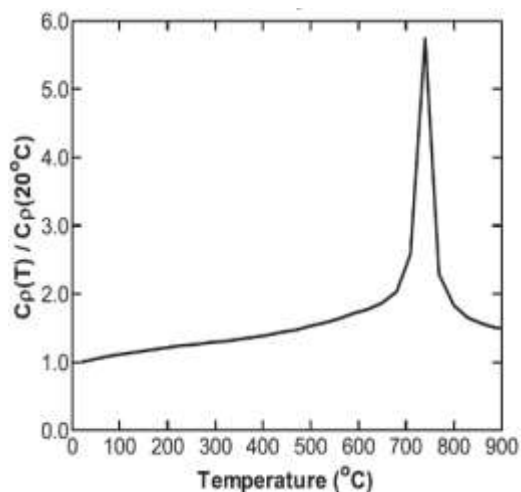
برای شبیه‌سازی سناریوهای آتش‌سوزی پس از زلزله در سازه نیاز به استفاده از تحلیل‌های چندمرحله‌ای و متوالی است. در این تحقیق این مراحل تحلیل به روش اجزای محدود در نرم‌افزار آباکوس [10] با مراحل تحلیل جداگانه زیر مطابق شکل (۱) انجام شده است [11]. اولین مرحله تجزیه و تحلیل، یک تحلیل غیرخطی استاتیکی است که سازه تحت بار ثقلی قرار می‌گیرد. گام دوم، یک تحلیل دینامیکی ضمنی غیرخطی است که در آن تاریخچه شتاب زلزله به سازه به منظور شبیه‌سازی رویداد زلزله اعمال شده است. مرحله سوم و آخرین مرحله نیز یک تحلیل دینامیکی ضمنی غیرخطی است که در آن اثرات گذرای افزایش دمای اعضای سازه‌ای در معرض حریق، بسته به سناریوهای احتمالی آتش‌سوزی، در نظر گرفته شده است.

مکان‌های نسبی طبقات قابل توجهی باقی گذاشت. سپس آن‌ها یک تحلیل آتش بر روی هر دو قاب انجام دادند که تأیید کرد که مقاومت نسبی سازه‌ها، با توجه به وضعیت تغییر شکل آن‌ها تحت زلزله به‌طور قابل توجهی پایین‌تر از سازه‌هایی است که هیچ تغییری قبل از قرار گرفتن در معرض آتش نداشته‌اند.

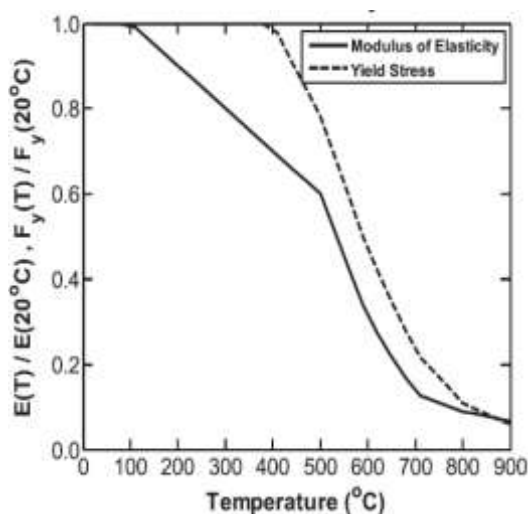
معماری و همکاران [7] اثرات رفتار موضعی مقاطع کاهش‌یافته تیرها در اتصالات را تحت اثر آتش‌سوزی پس از زمین‌لرزه بر پاسخ کلی یک قاب خمشی فولادی ۹ طبقه با استفاده از آنالیز المان محدود غیرخطی مورد مطالعه قرار دادند. اثرات $P-\Delta$ و همچنین اثرات آسیب‌ها پس از زلزله با توجه به مدل‌سازی خسارت مواد و هندسی در نظر گرفته شد. همچنین فرض شد که همه اعضا پوشش محافظتی آتش خود را پس از زلزله حفظ و تنها در محل اتصالات کاهش‌یافته از دست داده‌اند. همچنین برای آنالیز لرزه‌ای از تحلیل تاریخچه زمانی غیرخطی تحت رکوردهای میدان دور و میدان نزدیک در سطوح مختلف خطر لرزه‌ای استفاده شد. در مطالعه‌ای دیگر بهنام و رونق [8] سازه‌های قاب خمشی بلندمرتبه را مورد بررسی قرار دادند که حرکت بار آتش پس از زلزله به صورت عمودی و افقی را مورد بررسی قرار می‌دهد. تحقیقات آن‌ها پاسخ‌های سازه‌ای متفاوت را تحت الگوهای مختلف آتش، نشان دادند. همچنین جیلینک و همکاران [9] پاسخ سازه‌های قاب خمشی مقاوم لرزه‌ای طراحی شده با آیین‌نامه استاندارد اروپا را در معرض بار آتش پس از زلزله با استفاده از تحلیل‌های دینامیکی غیرخطی مورد ارزیابی قرار دادند. آن‌ها نتیجه گرفتند از آنجایی که تغییرات دائمی پس از زلزله کوچک است، اثرات هندسی که بر پاسخ مقاومت آتش پس از زلزله‌ها می‌گذارد ناچیز است و نه پیشرفت شکست‌ها و نه زمان فروپاشی اثر قابل ملاحظه‌ای ندارند.

در این مقاله، کارایی قاب‌های مهاربندی همگرای ویژه که تحت سناریوهای آتش‌سوزی بعد از زلزله قرار دارند مورد بررسی قرار می‌گیرد. تحلیل دینامیکی

گرفته می‌شود. این مشخصات به‌ویژه برای مقاومت جاری‌شدگی، حد تناسب و مقاومت نهایی بر اساس استاندارد اروپا (EURO Code (EC)) محاسبه می‌شود [13].

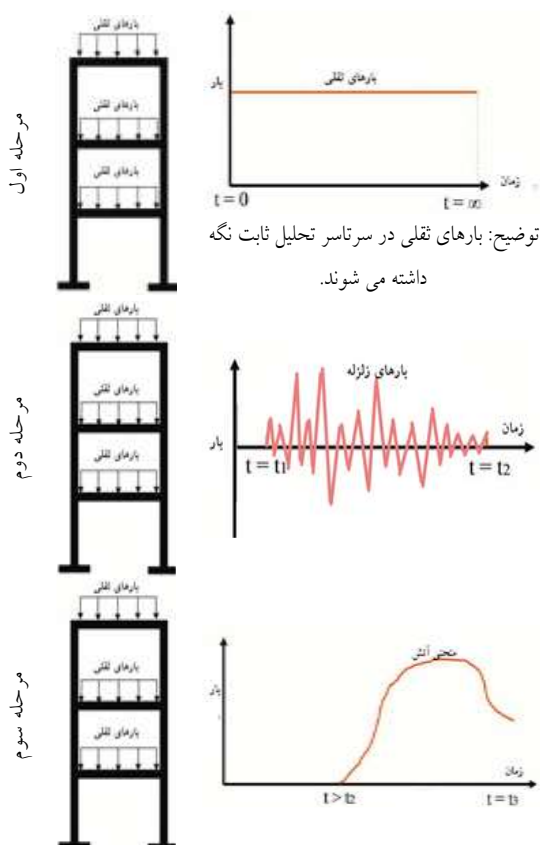


(الف)



(ب)

شکل «۲»: مشخصات مکانیکی فولاد سازه‌ای الف) تغییرات ضریب انبساط حرارتی با دما. ب) تغییرات مدول الاستیسیته و تنش جاری‌شدگی با دما [13]



شکل «۱»: فلوچارت مراحل تحلیل متوالی

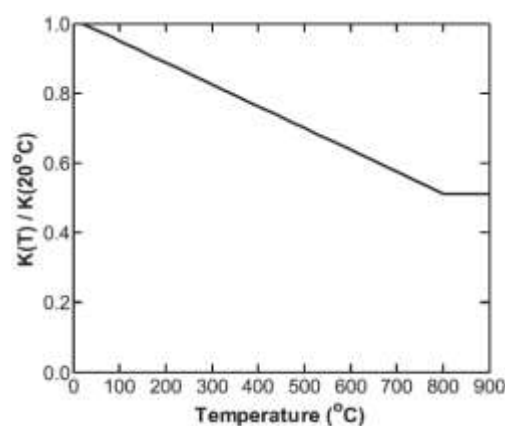
آیین‌نامه ASCE7-10 ترکیب بار ثقلی هم‌زمان با زلزله و آتش‌سوزی را به‌صورت جداگانه ارائه نموده است [12] چنانکه پیشنهاد می‌کند که ترکیب بار ثقلی به‌صورت رابطه (۱) برای شرایط زلزله در نظر گرفته شود. در این پژوهش بار ثقلی با استفاده از ترکیب بارگذاری برای حالت رخداد زلزله در نظر گرفته شده است.

$$w = DL + 0.25LL \quad (1)$$

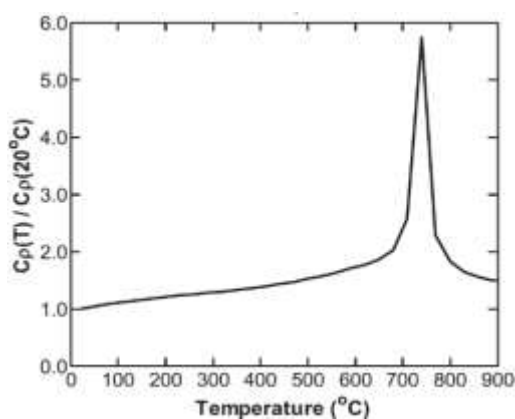
به‌منظور مدل‌سازی رفتار مواد از مدل الاستوپلاستیک کامل برای فولاد در دمای استاندارد استفاده شده است. همچنین تغییرات مشخصات مکانیکی فولاد سازه در اثر افزایش دما همچون تنزل سختی و مقاومت در شکل (۲) و تغییرات مشخصات حرارتی فولاد سازه‌ای در اثر افزایش دما مطابق شکل (۳) در نظر

FEMA P695 به منظور کاهش پراکندگی نتایج، این شتاب‌نگاشت‌ها ابتدا نسبت به سرعت حداکثر شتاب‌نگاشت (PGV) هم‌پایه شده‌اند و سپس مجموعه رکوردها برای مطابقت با شتاب طیفی متوسط زلزله‌های حداکثر (MCE) برای رده طراحی (Design category) مربوطه برای میرایی ۵٪ در دوره تناوب سازه مقیاس شده‌اند. تمام رکوردها، بر پایه تصحیح خطی و فیلتر نوع Butterworth برای فرکانس‌های بین ۰/۱ و ۲۵ هرتز پردازش شده و در مدت‌زمان مؤثرشان به صورت تاریخیچه جابجایی در پایه سازه نمونه اعمال شده است. در این پژوهش برای به دست آوردن زمان مؤثر رکورد از پرکاربردترین روش با استفاده از مفهوم توزیع تجمعی انرژی زلزله با استفاده از نرم‌افزار SeismoSignal استفاده شده است. اعمال بارگذاری زلزله به پای ستون‌ها می‌توانست به صورت شتاب و یا سرعت نیز وارد شود. علت اعمال این تحریک پس از اصلاحات لازمه بر روی رکورد به صورت جابجایی، خطاهای عددی در انتگرال‌گیری است که معمولاً به صورت تجمعی بوده و جابجایی‌ای را به مدل اعمال خواهد کرد به طور قابل‌ملاحظه‌ای با جابجایی موردنظر تفاوت دارد. از آنجاکه ستون‌های طبقه همکف قرار است به فونداسیون چسبیده شوند، یعنی تمام درجه آزادی محدود شوند، در گام تحلیل تاریخیچه زمانی، حرکت افقی باید مجاز باشد تا حرکت لرزه‌ای قابل‌اعمال باشد. بالین‌حال، در مرحله سوم تحلیل بار آتش، این درجه آزادی دوباره محدود می‌شود.

در این مطالعه فرض شده است که آتش پس از بین رفتن آثار دینامیکی زلزله بر روی سازه اعمال می‌شود. از آنجایی که قاب ارتعاش آزاد را پس از زلزله تجربه می‌کند، زمان هر شتاب‌نگاشت با ۲۰ ثانیه شتاب صفر افزایش می‌یابد به طوری که قاب می‌تواند تثبیت شود و تجزیه و تحلیل آتش می‌تواند بر روی یک سازه پایدار با تغییر شکل‌های باقی‌مانده به علت زلزله انجام شود. اشاره می‌شود که ارتعاشات باقی‌مانده در انتهای ۲۰ ثانیه اضافی،



(الف)



(ب)

شکل «۳»: مشخصات حرارتی فولاد سازه‌ای: الف) تغییرات رسانش حرارتی با دما. ب) تغییرات گرمای ویژه با دما [13]

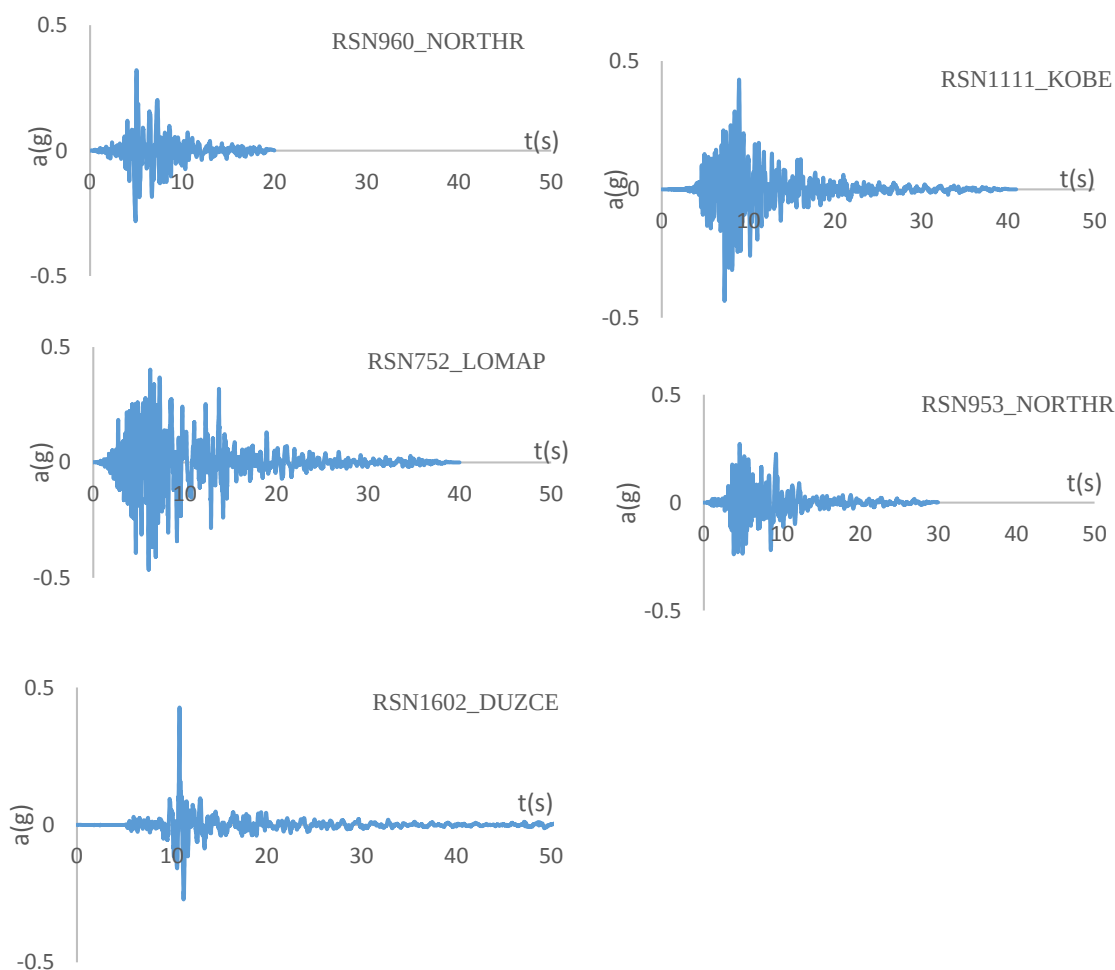
بار زلزله

به منظور انجام تحلیل‌های دینامیکی غیرخطی از رکوردهای پیشنهادی دستورالعمل FEMA P695 استفاده شد [14]. در این دستورالعمل مجموعه‌ای از ۲۲ زوج زلزله دور از گسل که بزرگی آن‌ها بین ۶/۵ تا ۷/۵ ریشتر و فاصله آن‌ها بیش از ۱۰ کیلومتری گسل است، ارائه شده است. چنانکه در شکل (۴) نشان داده شده ۵ رکورد از آن‌ها مطابق مشخصات جدول (۱) در این مطالعه در تحلیل‌ها بکار رفته است. هر یک از رکوردها دارای دو مؤلفه افقی و یک مؤلفه قائم هستند که در تحلیل سازه‌ها تنها از مؤلفه‌های افقی آن‌ها استفاده می‌شود. مطابق

دامنه‌ای کمتر از ۱۰٪ از حداکثر مقدار را به دست می‌آورند؛ از این رو مقتضی بود که آن‌ها نادیده گرفته شود. این ارتعاشات در ابتدای تحلیل آتش قابل مشاهده است، اما پس از چند ثانیه، از بین می‌رود و نتایج تجزیه و تحلیل آتش را به طور قابل توجهی تحت تأثیر قرار نمی‌دهد.

جدول «۱»: مشخصات شتاب‌نگاشت‌های انتخاب شده

شماره رکورد	نام زلزله	سال	بزرگی زلزله	نام رکورد	فاصله سایت-منبع (کیلومتر)	PGAm _{ax} (g)	ضریب هم‌پایه کردن	ضریب مقیاس
953	Northridge	1994	6.7	Beverly Hills - Mulhol	13.3	0.52	1.09	0.82
960	Northridge	1994	6.7	Canyon Country-WLC	11.9	0.48	0.65	0.82
1602	Duzce, Turkey	1999	7.1	Bolu	12.2	0.82	0.83	0.82
1111	Kobe, Japan	1995	6.9	El Centro Array #11	16.15	0.51	1.03	0.82
752	Loma Prieta	1989	6.9	Capitola	22.1	0.53	0.63	0.82



شکل «۴»: شتاب‌نگاشت‌های مقیاس شده بکار رفته در تحلیل‌های لرزه‌ای

بار آتش

برای شبیه‌سازی رویداد آتش‌سوزی واقعی در تجزیه و تحلیل عددی از منحنی‌های دما-زمان استفاده می‌شود. ادبیات فنی شامل طیف گسترده‌ای از منحنی‌های دما-زمان، مانند ISO 834-1، ASTM-E119 و منحنی آتش پارامتریک EC است. در این مطالعه منحنی آتش پارامتریک EC چنانکه در شکل (۳) نشان داده شده است مورد استفاده قرار گرفته زیرا توانایی نشان دادن هر سه فاز مختلف در یک رویداد آتش‌سوزی شامل یک رمپ گرم شونده، یک فاز خنک شونده و یک دمای محیط ثابت است. منحنی‌های استاندارد ISO 834-1 و ASTM-E119 تنها فاز گرم شونده را نشان می‌دهند که در آن فرض شده منبع سوخت پایان‌ناپذیر است. مشخص کردن فاز خنک شونده از منحنی آتش پارامتریک برای شبیه‌سازی یک رویداد آتش‌سوزی واقعی، زمانی که فاز خنک شونده می‌تواند باعث ایجاد کرنش‌های بزرگ شود، ضروری است. در فاز گرم شونده منحنی آتش پارامتریک، دما $\theta(^{\circ}\text{C})$ به صورت تابع زمان t^* همان‌طور که در معادله (۲) نشان داده شده است، محاسبه شده که در آن t^* توسط عامل $\Gamma \cdot t$ ارائه شده است؛ که Γ یک پارامتر بدون بعد برابر با $(0/b)^2 / (0.04/1160)^2$ است که در آن O یک ضریب بازشو، b جذب حرارتی سطوح اطراف محفظه و t زمان در واحد ساعت است.

$$\theta = 20 + 1325(1 - 0.324e^{-0.2t^*} - 0.204e^{-1.7t^*} - 0.472e^{-19t^*}) \quad (2)$$

در این مطالعه، Γ واحد در نظر گرفته می‌شود تا تقریباً فاز گرم شونده‌ای را که منحنی استاندارد ISO 834-1 نشان می‌دهد، ایجاد کند. چنانکه محققان دیگر در مطالعات قبلی انجام داده‌اند، فاز گرم شونده منحنی آتش‌سوزی ISO 834-1 می‌تواند تقریباً بدون هیچ محدودیتی به هر قاب یا اجزای مجزا اعمال شود. این فرمول انعطاف‌پذیری برای فرض کردن طیف گسترده‌ای از مقادیر مناسب برای چگالی بار آتش طراحی $(q_{t,d})$ ،

ضریب بازشو (O) و جذب گرما در سطوح اطراف محفظه (b) برای هر دو حالت ساختمان‌های پلان باز و بسته، فراهم می‌کند چنانکه یک منحنی دما-زمانی مشابه می‌تواند به همه قاب‌ها اعمال شود. به عنوان مثال، در مورد یک ساختمان اداری پلان باز O ، $q_{t,d}$ و b ممکن است به ترتیب 130 MJ/m^2 ، $0.071 \text{ m}^{1/2}$ و $0.5 \text{ s}^{0.5} \cdot \text{K}$ $\text{J/(m}^2 \cdot \text{s}^{0.5} \cdot \text{K)}$ باشد. فرض شود. در مورد ساختمان اداری پلان بسته شده، می‌توان این مقادیر را به ترتیب 50 MJ/m^2 ، $0.27 \text{ m}^{1/2}$ و $0.5 \text{ s}^{0.5} \cdot \text{K}$ $\text{J/(m}^2 \cdot \text{s}^{0.5} \cdot \text{K)}$ قرار داد. ترکیب موردنظر از مقادیر پارامترهای آتش برای ساختمان‌های پلان باز و بسته، حداکثر دمای 800 درجه سانتی‌گراد را در 22 دقیقه با توجه به معادله (۳) نشان می‌دهد، همان‌طور که در شکل ۵ نشان داده شده است. اگر فرض شود که t_{lim} برای رشد آتش متوسط برابر 20 دقیقه باشد؛ بنابراین، این منحنی آتش یک آتش تهویه کنترل است.

$$t^*_{\max} = t_{\max} = \max \left\{ 0.2 \times 10^{-3} \frac{q_{t,d}}{O}, t_{lim} \right\} \quad (3)$$

فاز خنک‌کننده با استفاده از معادله (۴) ایجاد شده است؛ که قبل از فاز دمای محیط به پایان می‌رسد. در نهایت فرض بر این بوده که دما در انتهای آتش در 120 دقیقه به دمای محیط ختم شود.

$$\theta = \theta_{\max} - 625(t^* - t^*_{\max}) \quad (4)$$

پس از تصمیم‌گیری در مورد روش محاسبه درجه حرارت تولیدشده توسط منبع آتش (T_{gas})، مسئله انتقال حرارت به معادلات دیفرانسیل با شرایط مرزی خاصی که اجازه محاسبه دما در سطح عناصر سازه‌ای (T_s) را می‌دهد و سپس انتقال گرما از طریق آلان، تقلیل می‌یابد. گرچه فرضیه $T_{gas} = T_s$ ممکن است منجر به نتایج نادرست در سازه‌های بتنی شود، به‌طور کلی برای سازه‌های فولادی پذیرفته شده است. این بیشتر مربوط به هدایت بالای فولاد است که اجازه انتقال سریع گرما از یک نقطه به نقطه دیگر را می‌دهد. درجه حرارت عناصر

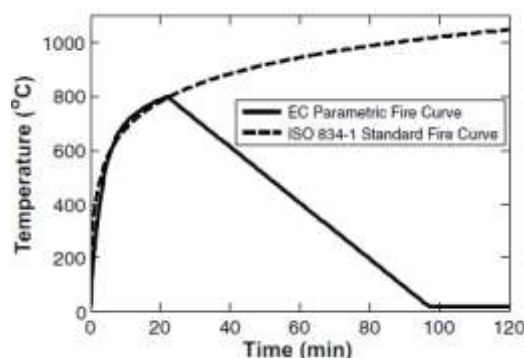
آزمایش‌ها انجام شده ریدر و همکاران [16] و مطالعه مشابهی توسط وانگ و همکار [17] نشان می‌دهد مقاومت آتش اعضای با آسیب‌های محافظتی نسبی، بسیار کمتر از اعضا کاملاً محافظت شده است. از سوی دیگر چنانکه رویکردهای طراحی لرزه‌ای، تغییر شکل‌های غیر الاستیک را در عناصر سازه‌ای به وجود می‌آورند که اغلب باعث آسیب رساندن به سیستم غیرفعال حفاظت آتش و افزایش آسیب‌پذیری سیستم می‌شود. بر این اساس فرض شده است که آتش‌سوزی پس از زلزله در تمام اعضای سازه نفوذ می‌کند. این بر اساس یک فرض محافظه‌کارانه است که همه مواد حفاظتی در طول زلزله آسیب‌دیده است.

همچنین در هر سناریو آتش‌سوزی طبقه، تیر پایینی در مجاورت دهانه تحت بار آتش در معرض مستقیم بارگذاری حرارتی قرار نگرفته است، زیرا هدایت حرارتی دال بتنی در کف که مانع نفوذ گرما به تیر متصل به آن است، ضعیف است. بنابراین تأثیر حضور دال‌های بتنی طبقه به‌طور غیرمستقیم در تحلیل انتقال حرارت گذرا موردتوجه قرار گرفته است. اثرات مکانیکی دال‌های بتنی در تجزیه و تحلیل حرارتی- مکانیکی بر اساس یافته‌های کوئل و گارلوک [18] نادیده گرفته شده، چنانکه استدلال می‌کند در تجزیه و تحلیل تنش دوبعدی در قاب‌ها می‌توان از دال صرف‌نظر کرد. با توجه به عمل کاملاً کامپوزیتی بین شاه‌تیرهای فولادی و دال‌های بتنی، گسترش حرارتی سریع در شاه‌تیرهای فولادی، باعث می‌شود نیروهای کششی زیادی در دال‌های بتنی که بتن را ترک می‌کنند، باشد؛ بنابراین تنش‌های کمی توسط دال بتنی تحمل می‌شود و اثرات سازه‌ای آن‌ها در اثر آتش‌سوزی ناچیز است.

صحت سنجی مدل‌های عددی

به‌منظور اعتبارسنجی مفروضات مدل‌سازی رفتار سازه در معرض بار زلزله، نتایج آزمون میز لرزان بر روی نمونه سیستم مهاربندی اکازاکی و همکاران [19]، موردتوجه

فولادی در معرض آتش با توجه به آنچه در استاندارد EN 1993-1-2 [13] شرح داده شده، بر اساس فرض توزیع یکنواخت دما در مقطع در نظر گرفته شده است.

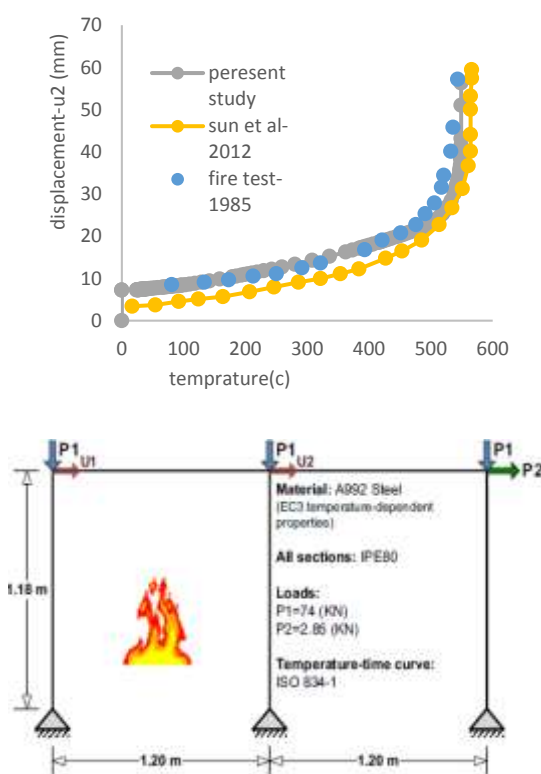


شکل «۵»: منحنی آتش پارامتریک EC

سناریوهای آتش‌سوزی پس از زلزله

در هیچ استاندارد یا آیین‌نامه‌ای پیش‌بینی سناریو رخداد آتش‌سوزی در طبقات ساختمان ارائه نشده و منحنی آتش معرفی شده در مراجع مختلف برای یک محفظه آتش محدود تعریف شده است. در مطالعه موردی، راکاسکیت و همکاران [15] نشان داده‌اند که آتش‌سوزی‌های پیمایشی و آتش‌سوزی یکنواخت ممکن است واکنش‌های سازه‌ای متفاوت را برای سازه یکسان ایجاد کند. آن‌ها نتیجه گرفتند که درحالی‌که آتش‌سوزی یکنواخت ممکن است به نیروهای داخلی بیشتر منجر شود، آتش‌سوزی‌های پیمایشی و غیریکنواخت ممکن است در زمان‌های مختلف و مکان‌های مختلف باعث جابجایی بیشتر شود. لذا از آنجاکه امکان پیش‌بینی آتش‌سوزی وجود ندارد، در این پژوهش سناریوهای مختلفی شامل آتش‌سوزی یکنواخت برای رسیدن به نیروهای داخلی بحرانی‌تر در طبقات پایینی و میانی و فوقانی سازه باهدف نمایان شدن اثر ارتفاع طبقه آتش‌سوزی بر مقاومت سازه در برابر آتش‌سوزی، در نظر گرفته شده است. مهم است که تأکید کنیم که در هر تحلیل تنها یک مورد سناریو آتش در صورت عدم وجود بقیه موارد آتش موردبررسی قرار گرفته است.

و سپس توسط سان و همکاران [23] مورد تجزیه و تحلیل عددی قرار گرفته، انتخاب شده است. اعضای ساختمانی دهانه چپ با استفاده از منحنی استاندارد ISO 834-1 تحت حرارت قرار گرفته اند. در مدل اعتبار سنجی خواص وابسته به دمای استاندارد اروپا EC3 [13] به کار گرفته شده است. نتایج جابجایی های جانبی در مقابل دما در یک گرہ قاب با نتایج تجربی و مطالعات عددی قبلی مقایسه شده است. چنانچه در شکل (۷) نشان داده شده توافق خوبی بین نتایج تجربی و عددی حاصل شده و روشی که در این مطالعه برای شبیه سازی رفتار حرارتی- مکانیکی قاب های فولادی مورد استفاده قرار گرفته را تأیید نموده است.

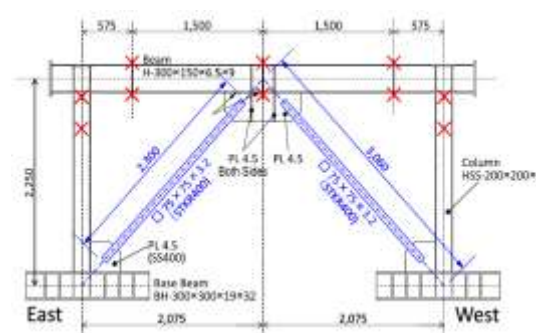
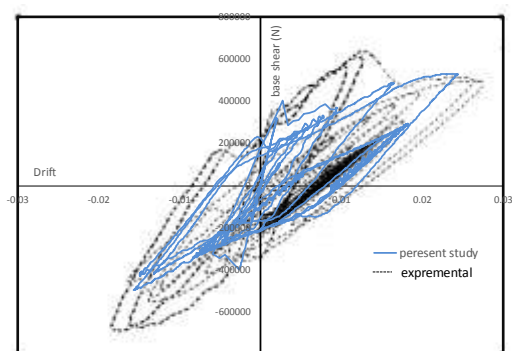


شکل «۷»: قاب فولادی کوچک مقیاس استفاده شده در صحت سنجی آنالیز مکانیکی- حرارتی و نتایج صحت سنجی

سازه های نمونه

در این پژوهش به منظور ارزیابی عملکرد قاب مهاربندی بلندمرتبه در معرض آتش سوزی یک مورد از

قرار گرفت. شکل (۶) مشخصات نمونه ساخته شده در آزمایشگاه و پاسخ قاب تحت رکورد زلزله در آزمایشگاه را نشان می دهد. مدل شبیه سازی شده شامل نواحی پانل با توجه به گزارش کراینکلر و همکاران [20] و نواحی با صلیبت مضاعف در مجاورت ورق های اتصال است [21]. سیستم میز لرزان با اتصال هر انتهای تیر به یک ستون تکیه که نیمی از جرم را پشتیبانی می کند، مدل شده است. در این شکل همچنین برش پایه در برابر تغییر مکان جانبی نسبی نمونه آزمایشگاهی و شبیه سازی تحلیلی نشان داده شده است. نتایج صحت سنجی نشان می دهد مدل سازی عددی با اجزای دوبعدی تیر با دقت قابل قبول به طور نزدیک مدل آزمایشگاهی را دنبال می کند؛ بنابراین مدل سازی با اجزای تیر با رفتار غیرخطی به اندازه کافی دقیق برای ارزیابی پاسخ غیرخطی سیستم تلقی شد.

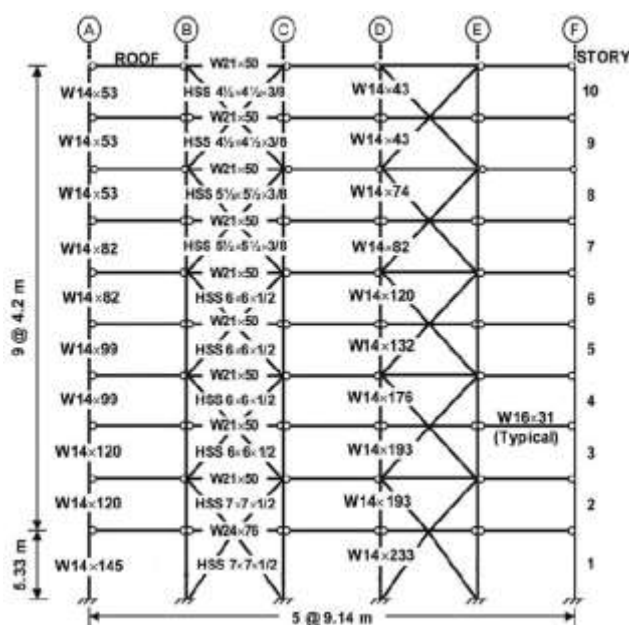


شکل «۶»: قاب مهاربندی فولادی و پاسخ قاب تحت رکورد زلزله برای نمونه آزمایشگاهی و شبیه سازی عددی

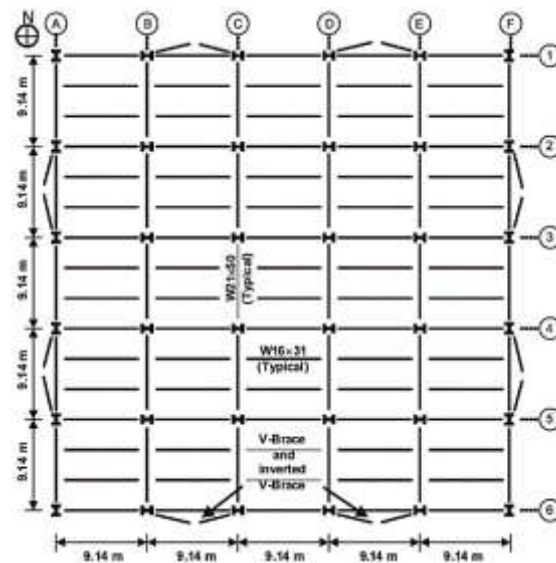
همچنین برای اعتبار سنجی تحلیل حرارتی- مکانیکی، یک قاب فولادی در مقیاس کوچک که قبلاً در دمای بالا توسط رابرت و همکار [22] آزمایش شده است

بار مرده شامل وزن خود دال ۲۲۰۰ نیوتن بر مترمربع و سربار مرده ۴۸۰ نیوتن بر مترمربع و بار زنده طراحی ۹۶۰ نیوتن بر مترمربع اعمال شده است. کاهش بارهای زنده بر اساس ASCE 7-05 است [25]. سیستم سازه‌ای ساختمان متشکل از قاب‌های مهاربندی و قاب‌های ثقلی است. تیرها و ستون‌ها در قاب‌های ثقلی از طریق اتصالات برشی متصل می‌شوند که شامل ورق اتصال برشی است که به ستون جوش شده و با استفاده از پیچ‌های با مقاومت بالا متصل شده است. مهاربندها از مقاطع فولادی مربعی توخالی (Hollow Steel Sections (HSS)) فشرده لرزه‌ای با فولاد نوع ASTM A500 انتخاب شده، درحالی‌که فولاد نوع ASTM A992 برای تمام تیرها و ستون‌ها استفاده شده است. طرح اصلی در ضوابط طرح لرزه‌ای [24] را صفحات اتصال مهاربند جهت ایجاد مفاصل در اتصالات مهاربند به تیر و ستون مشخص می‌کند. این نوع اتصال به احتمال زیاد سبب می‌شود که مهاربند از لبه‌های انتهایی و خارج از صفحه قاب مهاربندی دوران کند.

ساختمان‌های نمونه با قاب مهاربندی فولادی که با هدف مطالعه اثر تخریب پیش‌رونده در مؤسسه ملی استانداردها و فناوری آمریکا (National Institute of Standards and Technology (NIST) [24] طراحی شده بود به عنوان سازه نمونه در نظر گرفته شده‌اند. این نمونه یک ساختمان ۱۰ طبقه اداری و با ابعاد پلان ۴۵٫۷×۴۵٫۷ برحسب متر بوده و بارهای طراحی آن‌ها بر اساس ASCE 7-05 تعیین شده است [25]. ساختمان نمونه برای سطح خطر لرزه‌ای متوسط طراحی شده و منجر به طرح سیستم مهاربندی هم‌محور ویژه (special concentrically braced frame (SCBF)) [26] شده است. نمای قاب‌های شرقی-غربی ساختمان نمونه در شکل (۸) و پلان آن در شکل (۹) نشان داده شده است. استانداردهای مواد و طراحی مورد استفاده در طراحی اعضا و اتصالات آن‌ها، از مراجع [26-29] انتخاب شده است. بار مرده برای طبقات، شامل وزن خود دال‌ها ۲۲۰۰ نیوتن بر مترمربع و یک سربار مرده ۱۴۳۰ نیوتن بر مترمربع است. درحالی‌که بار زنده طراحی ۴۷۹۰ نیوتن بر مترمربع است. برای بام،



شکل (۸): نمای قاب مهاربندی ساختمان نمونه در جهت E-W [24]



شکل «۹»: پلان ساختمان نمونه [24]

ستون‌ها دارای صلبیت محوری بوده و در پایه و تراز طبقات مفصل شده‌اند، از این رو آن‌ها بر سختی جانبی قاب‌های مهاربندی اصلی تأثیر نمی‌گذارد.

بارهای ثقلی به دو بخش تقسیم می‌شوند. اولاً بارهای ثقلی مرتبط با قاب‌های مهاربندی که به صورت نیروهای عمودی در امتداد تیرها در سطح هر طبقه اعمال می‌شود. دوم، بارهای ثقلی مربوط به قاب‌های ثقلی داخلی در هر ناحیه وابسته، به صورت بارهای متمرکز که به ستون‌های متکی در سطوح طبقه مربوطه اعمال می‌شوند. با در نظر گرفتن مقادیر بار مرده و زنده مشخص شده در بالا و ترکیب مورد نظر برای بار آتش مقادیر بار ثقلی محاسبه و با فرض فاصله خارج از صفحه ۹/۱۴ متر بین قاب‌ها، بار توزیع شده روی تیرها و ستون‌های طبقات و بام اعمال شده است.

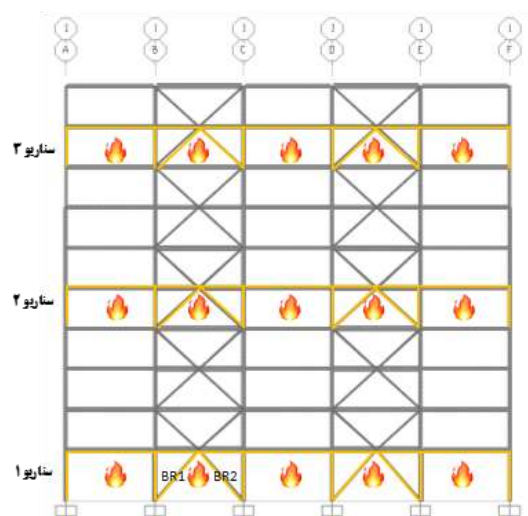
در اینجا سه سناریو آتش‌سوزی فرضی با هدف بررسی اثر رخداد سناریو حریق در طبقات مختلف بر مقاومت آتش سازه در نظر گرفته شده است: آتش‌سوزی در (الف) طبقه همکف، (ب) طبقه چهارم و (پ) طبقه هشتم همان‌طور که در شکل (۱۰) نشان داده شده است. در هر مورد سناریو آتش‌سوزی تیرهای بالا و ستون‌ها و مهاربندهای طبقه تحت حریق در معرض بارگذاری آتش

سازه نمونه به صورت یک قاب دوبعدی مدل‌سازی شده است. قاب با استفاده از اجزای تیر اولر برنولی ۲ گره‌ای مدل‌سازی شده‌اند به طوری که حداکثر طول اجزای محدود ۱ متر در طول اعضا و بهترین اندازه مش در حدود ۰/۳۵ متر در اطراف گره‌ها استفاده شده تا به شکل دقیق شکل‌گیری مفاصل پلاستیک نزدیک به اتصالات شبیه‌سازی شود. هر مهاربند با یک نقص اولیه در حدود ۰/۱ درصد از طول مهاربند قرار داده شد. برای ساده‌سازی مدل فرض شده است که اتصالات تیر به ستون به صورت اتصالات مفصلی در صفحه قاب و اتصالات مهاربندها به قاب به صورت اتصالات مفصلی در خارج از صفحه قاب و همچنین اتصالات تیر به ستون دهانه مهاربندی در گره‌های اتصال مهاربند به صورت صلب رفتار می‌کنند. شکست اتصالات در اینجا در نظر گرفته نشده است. مدل شبیه‌سازی شده شامل نواحی پانل و نواحی با صلبیت مضاعف در مجاورت اتصالات است.

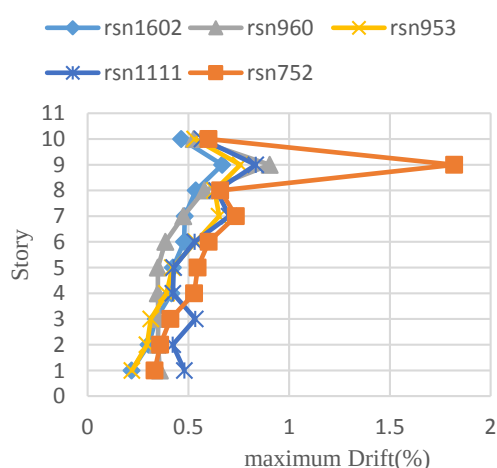
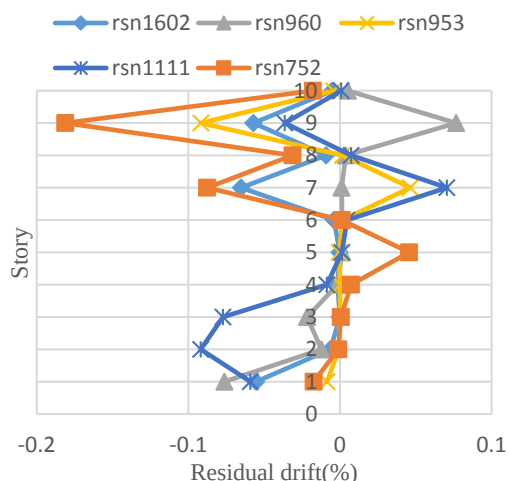
برای محاسبه اثرات $P-\Delta$ ، مدل‌سازی یک ستون متکی به نمایندگی از قاب‌های ثقلی در نظر گرفته شده است. ستون‌های متکی با استفاده از اجزای خرپایی مدل‌سازی می‌شوند و به قاب‌های مهاربندی اصلی در تراز طبقات با استفاده از قیدهای چند نقطه‌ای (multi-point constraints (MPCs) متصل می‌شوند. این

قرار می‌گیرند.

مدت‌زمانی از آغاز آتش تعریف شده است که جابجایی‌ها در سطح کلی (تغییر مکان جانبی نسبی یک نقطه خاص) یا به صورت محلی (تغییر شکل در وسط تیر)، از آستانه انتخاب شده فراتر می‌روند. آستانه‌ها توسط منحنی جابجایی‌ها در برابر زمان متمایل شده به سمت مجانب قائم با یک خطای ۱٪ تعریف شده‌اند. این آستانه‌ها به طور ضمنی بیانگر تعریف مقاومت آتش یک عضو است که در آن عضو قادر نیست در برابر بارهای ثقلی اولیه مقاومت کند [8]. همچنین به منظور مقایسه مقاومت در برابر حریق تنها بر اساس سناریو ۱، هنگامی که آتش به صورت یکنواخت به کل طبقه همکف اعمال می‌شود، در شکل (۱۲) نشان داده شده است.



شکل (۱۰): سناریوهای آتش



شکل (۱۱): پاسخ قاب مهاربندی مورد مطالعه تحت رکوردهای منتخب

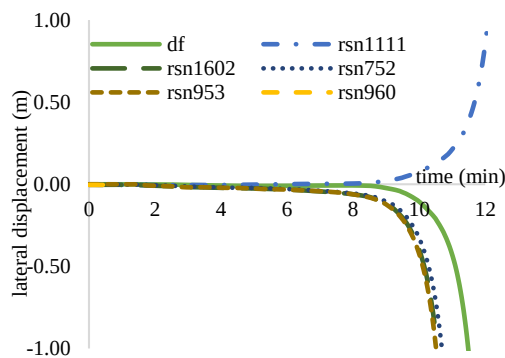
نتایج تحلیل‌ها

عملکرد لرزه‌ای سازه با حداکثر تغییر مکان جانبی نسبی گذرا طبقات و یا تغییر مکان جانبی نسبی ماندگار طبقات وابسته است. با توجه به ASCE 41-06 [30] سطح عملکرد سازه‌ای استفاده بلادرنگ، ایمنی جانی و آستانه فروریزش در قاب‌های مهاربندی با مقدار حداکثر تغییر مکان جانبی نسبی گذرا طبقات به ترتیب کمتر از ۰/۵٪، ۱/۵٪، ۲/۰٪ و مقدار تغییر مکان جانبی نسبی ماندگار طبقات به ترتیب ناچیز، کمتر از ۰/۵٪ و کمتر از ۲٪ متناظر است. پاسخ قاب مورد مطالعه تحت رکوردهای منتخب در شکل (۱۱) نشان داده شده است. چنانکه در بخش‌های قبلی اشاره شد، قاب مورد مطالعه تحت رکوردهای معرفی شده در سطح خطر زلزله‌های حداکثر (MCE) مورد ارزیابی قرار گرفته‌اند که حداکثر پاسخ‌ها متناظر با سطح عملکرد آستانه فروریزش را تجربه کرده‌اند.

شکل (۱۲) مقاومت در برابر حریق برای حالات بارگذاری حریق (Direct fire (df)) و حریق پس از زلزله (Post-earthquake fire (pef)) را بر اساس سناریو ۱، هنگامی که آتش به صورت یکنواخت به کل طبقه همکف اعمال می‌شود، نشان می‌دهد. مقاومت آتش به عنوان

است. درحالی که مقاومت در برابر حریق پس از زلزله قاب مهاربندی بر اساس سناریو ۲ به طور میانگین در حدود ۱۳/۴ دقیقه است.

مقاومت قاب مهاربندی نمونه در برابر حریق برای حالات بارگذاری حریق و حریق پس از زلزله بر اساس سناریو ۳ در شکل (۱۴) نشان داده شده است. همچون سناریوهای قبلی، مقاومت آتش سازه بر اساس یک حریق یکنواخت در یک طبقه در ترازهای بالایی قاب نیز در زمان محدودی ازدست رفته و منجر به تخریب طبقه تحت حریق در زمانی در حدود ۱۹/۷ دقیقه شده درحالی که اگر سازه قبل از بار حریق بار زلزله را تجربه کرده باشد به طور میانگین مقاومت آتش سازه، زمان کمتری در حدود ۱۸/۸ دقیقه را نشان می دهد.

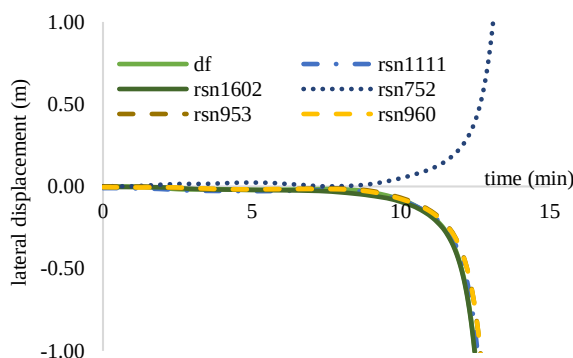


همان طور که در شکل (۱۲) دیده می شود، مقاومت در برابر حریق قاب مهاربندی بر اساس سناریو ۱ در حدود ۱۲/۲ دقیقه و همچنین مقاومت در برابر حریق پس از زلزله قاب مهاربندی بر اساس سناریو ۱ به طور میانگین در محدوده ۱۱/۶ دقیقه است؛ بنابراین مقاومت در برابر حریق قاب مهاربندی زمانی که آتش به طور یکنواخت به یک طبقه در ترازپایین ساختمان اعمال می شود، اندکی بیشتر از حالتی است که قاب از قبل تحت زلزله قرار گرفته است.

جابجایی جانبی طبقه چهارم در مقابل زمان بر اساس سناریو ۲ در شکل (۱۳) نشان داده شده است. همان طور که مشاهده می شود، مقاومت در برابر آتش تنها اندکی بیشتر از سناریو قبلی و در حدود ۱۳/۱ دقیقه

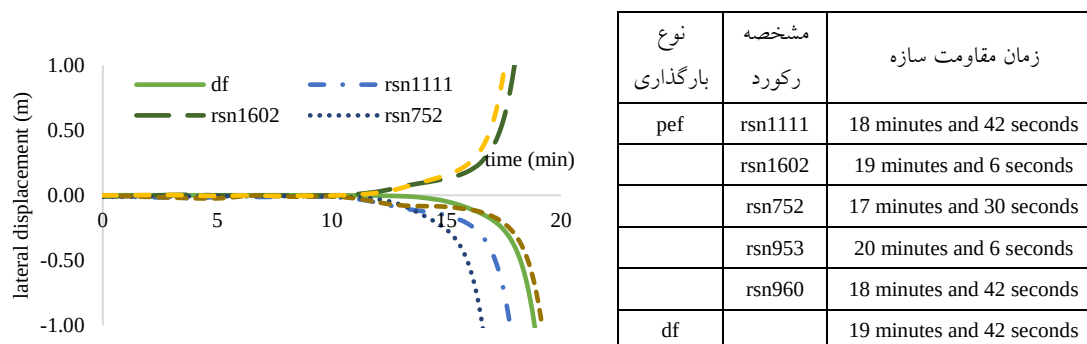
نوع بارگذاری	مشخصه رکورد	زمان مقاومت سازه
pef	rsn1111	13 minutes and 6 seconds
	rsn1602	11 minutes and 18 seconds
	rsn752	11 minutes and 24 seconds
	rsn953	11 minutes and 12 seconds
	rsn960	11 minutes and 12 seconds
df	---	12 minutes and 12 seconds

شکل «۱۲»: مقاومت در برابر حریق پس از زلزله قاب مهاربندی بر اساس سناریو ۱



نوع بارگذاری	مشخصه رکورد	زمان مقاومت سازه
pef	rsn1111	13 minutes and 12 seconds
	rsn1602	13 minutes and 6 seconds
	rsn752	13 minutes and 54 seconds
	rsn953	13 minutes and 18 seconds
	rsn960	13 minutes and 18 seconds
df		13 minutes and 6 seconds

شکل «۱۳»: مقاومت در برابر حریق قاب مهاربندی بر اساس سناریو ۲



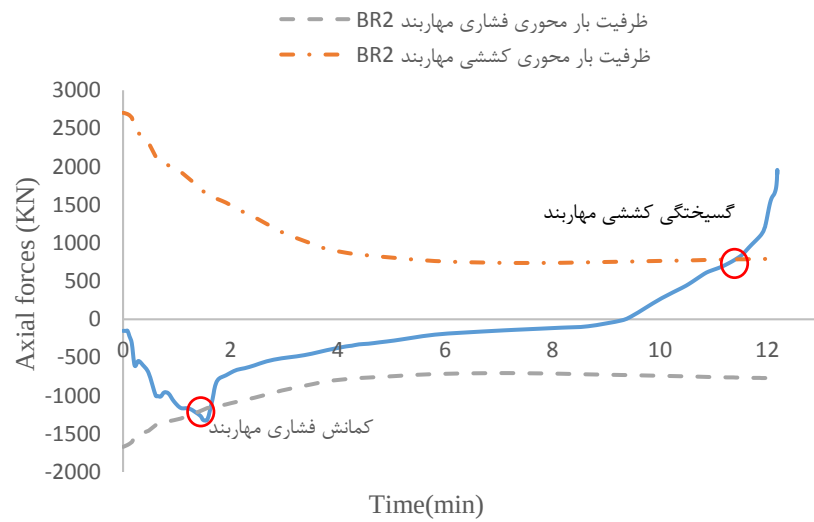
شکل «۱۴»: مقاومت در برابر حریق قاب مهاربندی بر اساس سناریو ۳

ضمن اینکه به دلایلی که در ادامه به آن اشاره شده به علت رفتار فشاری محض برخی مهاربندها، ظرفیت کششی برای آن‌ها در نمودار نشان داده نشده است. همان‌طور که مشاهده می‌شود در حالت رخداد آتش‌سوزی بدون بار زلزله قبلی با افزایش دما انبساط محوری مهاربندها موجب افزایش نیروی محوری فشاری شده که با رسیدن به بار کمانشی‌شان، مقاومت خود را از دست داده و نیروی محوری فشاری‌شان کاهش می‌یابد. در ادامه با افزایش دما و تغییر شکل‌های نامتقارن سازه و اثر تشدیدکننده $P-\Delta$ ، تغییر مکان جانبی نسبی طبقه شروع به افزایش می‌نماید که باعث ایجاد نیروی کششی در برخی مهاربندهایی که از قبل کمانش یافته بودند می‌شود. با افزایش نیروی محوری کششی در مهاربندهای تحت کشش و رسیدن به ظرفیت نهایی کششی، مهاربند دچار گسیختگی شده و پس از آن با از دست رفتن مقاومت ستون‌های طبقه تحت حریق، فروریزش کلی طبقه رخ می‌دهد.

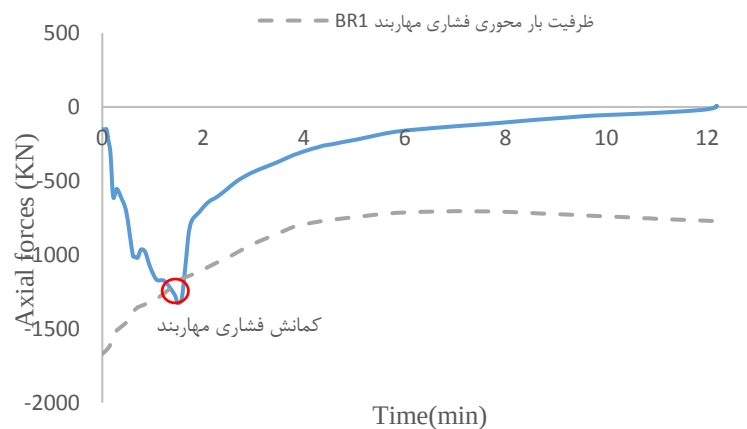
همچنین با بررسی نیروی‌های داخلی مهاربندها در حالت رخداد آتش‌سوزی پس از زلزله، می‌توان دریافت که در اثر زلزله، نیروی داخلی مهاربندها از ظرفیت کششی و فشاری‌شان فراتر رفته و مهاربندها دچار تغییر شکل‌های پلاستیک شده‌اند که این امر ظرفیت باقی‌مانده آن‌ها را در مواجهه با بار آتش کاهش داده و موجب کاهش زمان مقاومتشان در برابر آتش شده است.

با مقایسه زمان مقاومت سازه در برابر حریق در حالت بارگذاری حریق و حالت بارگذاری حریق پس از زلزله می‌توان مشاهده نمود زمان مقاومت سازه در برابر حریق صرف‌نظر از مشخصه رکورد، برای سناریوهای آتش‌سوزی داده‌شده، به‌طور قابل‌توجهی تحت تأثیر اثرات بار زلزله قبل آتش‌سوزی روی سازه قرار نگرفته است. همچنین مشاهده می‌شود اثر نامطلوب رخداد زلزله قبل از حریق به‌صورت کاهش اندک زمان مقاومت آتش، در سناریوهای ۱ و ۳ نمود داشته است که با واریسی تغییر شکل‌های پسماند سازه تحت رکوردهای لرزه‌ای مختلف می‌توان مشاهده کرد که تغییر شکل‌های پلاستیک در اجزای مهاربندی در طبقات پایینی و بالایی متمرکز شده‌اند؛ بنابراین می‌توان نتیجه گرفت که از دست رفتن مقاومت طبقه تحت بار آتش در طبقاتی که از قبل مهاربندهایشان دچار تغییر شکل‌های پلاستیک پسماند شده، اندکی تسریع یافته است.

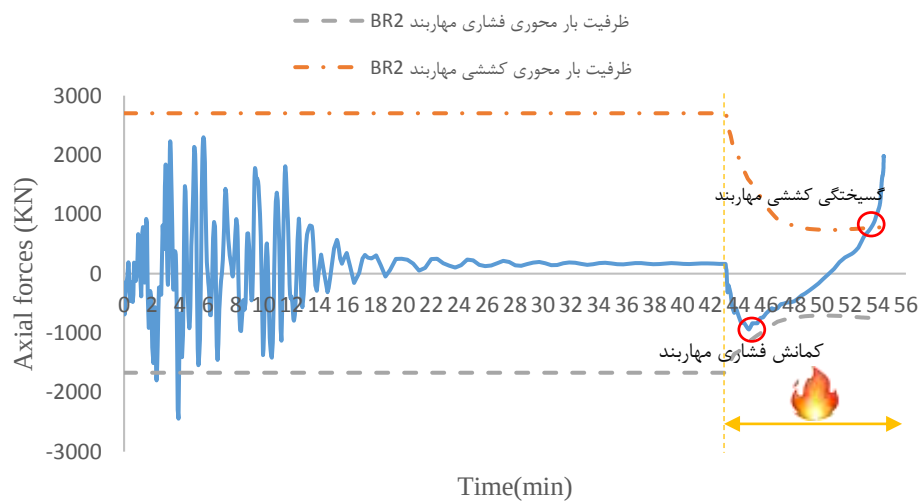
همچنین تاریخچه نیروی‌های محوری داخلی توسعه‌یافته در برخی مهاربندهای حرارت یافته برای سناریو ۱ آتش‌سوزی در دو حالت بار آتش تنها در شکل‌های (۱۵) تا (۱۶) و نیز تحت بار آتش پس از زلزله تحت رکورد زلزله rsn752 در شکل‌های (۱۷) تا (۱۸) نشان داده شده است. برای بررسی رفتار مهاربند، بار کمانش مهاربندها و همچنین ظرفیت کششی مهاربندها مطابق ضوابط AISC [25] محاسبه و در نمودارها مشخص شده است.



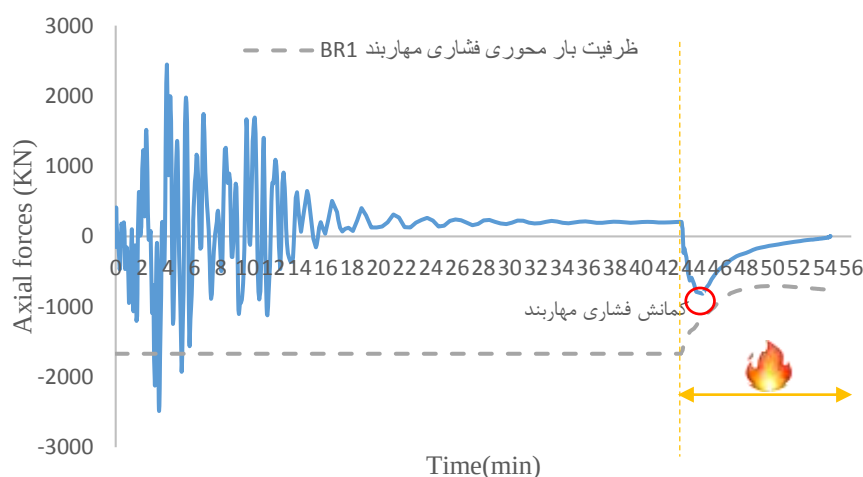
شکل «۱۵»: تاریخچه نیروی محوری داخلی مهاربند BR2 در حین رخداد سناریو ۱ آتش سوزی



شکل «۱۶»: تاریخچه نیروی محوری داخلی مهاربند BR1 در حین رخداد سناریو ۱ آتش سوزی



شکل «۱۷»: تاریخچه نیروی محوری داخلی مهاربند BR2 تحت رکورد rsn752 و سپس سناریو ۱ آتش سوزی



شکل «۱۸»: تاریخچه نیروی محوری داخلی مهاربند BR1 تحت رکورد rsn752 و سپس سناریو ۱ آتش‌سوزی

که از قبل مهاربندهایشان دچار تغییر شکل‌های پلاستیک پسماند شده، اندکی تسریع یافته است.

۳- با بررسی تاریخچه نیروهای داخلی مهاربندهای تحت بار آتش مشخص شد که تغییر شکل‌های نامتقارن سازه و اثر تشدیدکننده $P-\Delta$ باعث تغییر مکان جانبی طبقه تحت حریق و ایجاد نیروی کششی در برخی مهاربندهایی که از قبل تحت حرارت کمانش یافته بودند می‌شود و با رسیدن به ظرفیت نهایی کششی مهاربندهای طبقه تحت حریق، مهاربندهای تحت کشش گسیخته شده و طبقه نرم شکل گرفته و متعاقباً فروریزش کلی طبقه رخ می‌دهد.

۴- همچنین با بررسی زمان مقاومت سازه تحت آتش‌سوزی پس از زلزله و مقاومت سازه تحت آتش‌سوزی تنها در سناریوهای مختلف حریق می‌توان مشاهده نمود که این زمان در ترازهای پایین به مراتب کمتر بوده به این دلیل که با افزایش بار ثقلی در ترازهای پایین‌تر، اثر $P-\Delta$ که عامل مؤثر در تخریب سازه بوده افزایش یافته است. در نتیجه رخداد سناریو حریق پس از زلزله در طبقات پایینی می‌تواند پتانسیل خطر تخریب زودهنگام سازه را به دنبال داشته باشد.

۵- از آنجایی که احتمال کم رخداد آتش‌سوزی در طبقه‌های مختلف به‌طور هم‌زمان وجود دارد، لازم است نتایج آتش‌سوزی تأخیری بررسی شود تا نتایج واقعی‌تر به دست آید.

همچنین با بررسی مقایسه‌ای میان مقاومت اعضای مهاربندی تحت حرارت در شکل‌های (۱۵) تا (۱۸) و همچنین مقاومت کلی سازه در برابر حریق در شکل‌های (۱۲) تا (۱۴) می‌توان دریافت که زمان مقاومت آتش سازه متناسب با زمان گسیختگی کششی مهاربندهای حرارت یافته در انتهای فاز گرم شونده آتش است.

نتیجه‌گیری

در این مقاله یک نمونه قاب مهاربندی بلندمرتبه در معرض آتش‌سوزی پس از زلزله تحت ۵ رکورد زلزله مختلف و همچنین ۳ سناریو حریق مختلف قرار گرفت. همچنین به منظور مقایسه، ۳ سناریو آتش‌سوزی به صورت مستقیم و بدون اعمال زلزله قبلی به سازه اعمال شد.

۱- با مقایسه نتایج مقاومت آتش‌سوزی پس از زلزله سازه تحت رکوردهای مختلف می‌توان مشاهده کرد که در اکثر موارد اعمال رکوردهای مختلف، اختلاف قابل توجهی در مقاومت آتش‌سوزی پس از زلزله ایجاد نکرده است و زمان مقاومت سازه در برابر حریق صرف‌نظر از مشخصه رکورد، برای سناریوهای آتش‌سوزی داده شده نزدیک به زمان مقاومت حریق سازه تحت بارگذاری حریق تنها است.

۲- همچنین با بررسی ارتباط زمان مقاومت سازه با تغییر شکل‌ها پسماند ناشی از زلزله مشاهده شد که از دست رفتن مقاومت طبقه تحت بار آتش در طبقاتی

مراجع

1. Scawthorn, C., J.M. Eidinger, and A. Schiff, "Fire following earthquake". ASCE Publications: American Society of Civil Engineers, Technical Council on Lifeline Earthquake Engineering Monograph No. 26, Reston, VA, (2005).
2. Faggiano, B., M. Esposto, and F. Mazzolani. "Risk assessment of steel structures under fire". in *Proc. 14th World Conference on Earthquake Engineering, Beijing, PR of China, paper*, (2008).
3. Della Corte, G., B. Faggiano, and F. MAZZOLANI. "On the structural effects of fire following an earthquake". in *Improvement of Building's Structural Quality by new Technologies-COST C12 Final Conference Proceedings, Taylor and Francis, London*, (2005).
4. Faggiano, B., M. Esposto, and F. Mazzolani. "Fire analysis on steel portal frames damaged after earthquake according to performance based design". in *Proceedings Workshop Urban Habitat Construction under Catastrophic Events. Czech Republic*, (2007).
5. Faggiano, B., D. De Gregorio, and F. Mazzolani. "Assessment of the robustness of structures subjected to fire following earthquake through a performance-based approach". in *Proc. Int. Conference Urban habitat constructions under catastrophic events (COST C26 Action)*, Naples, Italy. (2010).
6. Zaharia, R. and D. Pinte, "Fire after earthquake analysis of steel moment resisting frames". *J International Journal of Steel Structures*, Vol. 9, No. 4, pp. 275-284, (2009).
7. Memari, M., H. Mahmoud, and B. Ellingwood, "Post-earthquake fire performance of moment resisting frames with reduced beam section connections". *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. 103, pp. 215-229, (2014).
8. Behnam, B. and H.R. Ronagh, "Behavior of moment-resisting tall steel structures exposed to a vertically traveling post-earthquake fire". *The Structural Design of Tall and Special Buildings*, Vol. 23, No. 14, pp. 1083-1096, (2014).
9. Jelinek, T., V. Zania, and L. Giuliani, "Post-earthquake fire resistance of steel buildings". *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. 138, pp. 774-782, (2017).
10. "ABAQUS 6.14 Documentation". Dassault Systèmes Simulia Corp, (2014).
11. Behnam, B. and H.R. Ronagh, "Post-Earthquake Fire performance-based behavior of unprotected moment resisting 2D steel frames". *KSCE Journal of Civil Engineering*, Vol. 19 No. 1, pp. 274-284, (2014).
12. ASCE 7-10: Minimum design loads for buildings and other structures, American Society of Civil Engineers, Virginia, US, (2010).
13. EN 1993-1-2, Eurocode3: Design of Steel Structures, Part1-2: GeneralRules- Structural Fire Design, European Committee for Normalization, (2005).

14. FEMA P695: Quantification of building seismic performance factors, Federal Emergency Management Agency, Washington, US, (2009).
15. Rackauskaite, E., P. Kotsovinos, A. Jeffers, and G. Rein, "Structural analysis of multi-storey steel frames exposed to travelling fires and traditional design fires". *Engineering Structures*, Vol. 150, pp. 271-287, (2017).
16. Ryder, N., S. Wolin, and J. Milke, "An investigation of the reduction in fire resistance of steel columns caused by loss of spray-applied fire protection". *Journal of fire protection engineering*, Vol. 12, No. 1, pp. 31-44, (2002).
17. Wang, W.-Y. and G.-Q. Li, "Fire-resistance study of restrained steel columns with partial damage to fire protection". *Fire Safety Journal*, Vol. 44, No. 8, pp. 1088-1094, (2009).
18. Quiel Spencer, E. and E.M. Garlock Maria. "Modeling High-Rise Steel Framed Buildings under Fire". in *ASCE Structures Congress*, (2008).
19. Okazaki, T., D.G. Lignos, T. Hikino, and K. Kajiwara, "Dynamic Response of a Chevron Concentrically Braced Frame", *Journal of Structural Engineering*, Vol. 139, No. 4, pp. 515-525, (2013).
20. Gupta, A. and H. Krawinkler, "Seismic demands for performance evaluation of steel moment resisting frame structures", Dept. of Civil and Environmental Engineering Stanford Univ, (1999).
21. Harris, J.L. and M.S. Speicher, "NIST.TN.1863-3", (2015).
22. Rubert, A. and P. Schaumann, "Tragverhalten stählerner Rahmensysteme bei Brandbeanspruchung ". *Stahlbau*, Vol. 54, pp. 280-287, September, (1985).
23. Sun, R., Z. Huang, and I.W. Burgess, "Progressive collapse analysis of steel structures under fire conditions", *Engineering Structures*, Vol. 34, pp. 400-413, (2012).
24. Ghosh, S.K., "Assessing ability of seismic structural systems to withstand progressive collapse: design of steel braced frame buildings", The National Institute of Standards and Technology, (2006).
25. ASCE 7-05: Minimum design loads for buildings and other structures, American Society of Civil Engineers, Virginia, US, (2005).
26. ANSI/AISC 341-05: Seismic provisions for structural steel buildings, American Institute of Steel Construction, Chicago, US, (2005).
27. ANSI/AISC 360-05: Specifications for structural steel buildings, American Institute of Steel Construction, Chicago, US, (2005).
28. AISC Steel construction manual, 13th ed, American Institute of Steel Construction, Chicago, US, (2006).
29. International Building Code (IBC), International Code Council, (2006).
30. ASCE/SEI 41-06: Seismic rehabilitation of existing buildings, ASCE Reston, VA, (2007).

رفتار خزشی در مخلوط‌های آسفالتی سنگ‌دانه‌ای حاوی مصالح سنگی مصنوعی و ذرات پلاستیک ضایعاتی*

مقاله علمی - پژوهشی

داریوش معظمی^(۱) سید علی صحاف^(۲) ابوالفضل محمدزاده مقدم^(۳)

چکیده امروزه از یکسو بهبود خواص مخلوط‌های آسفالتی یک ضرورت است و از سوی دیگر انباشت سرباره آهن‌گدازی و بطری‌های پلاستیکی مشکلات زیست‌محیطی جدی ایجاد نموده است. در این مطالعه اثر این دو ماده ضایعاتی روی بهبود عملکرد خزشی مخلوط آسفالت سنگ‌دانه‌ای (Stone Mastic Asphalt-SMA) مورد بررسی قرار گرفت؛ به‌منظور بررسی اثر نمونه‌هایی با ۵، ۳ و ۷ درصد پلاستیک ضایعاتی (Polyethylene terephthalate -PET) در دو شکل ذرات و الیاف آماده گردید. نتایج آزمایش خزش نشان داد که کرنش ماندگار نهایی برای نمونه‌های اصلاح‌شده با ۵ درصد الیاف PET کمترین مقدار و برای نمونه‌های اصلاح‌شده با ۷ و ۳ درصد الیاف PET در ردیف‌های بعدی قرار دارند؛ به‌علاوه اضافه کردن PET به شکل الیاف مؤثرتر است. با افزایش تنش و دما، اختلاف عملکرد خزشی بین نمونه‌های اصلاح‌شده و اصلاح‌نشده بارزتر بود. نمونه‌های حاوی سرباره اسلگ با ۵ درصد الیاف PET (S-5P-F) به‌اندازه ۷۰ درصد خرابی کمتری را تجربه نمودند.

واژه‌های کلیدی عملکرد خزش، مخلوط‌های آسفالتی اصلاح‌شده، بطری‌های پلاستیکی PET، سرباره، مواد ضایعاتی

Creep Behavior of SMA Mixtures with Slag and Polyethylene Terephthalate

D. Moazami

A. Sahaf

A. Mohamadzadeh Moghaddam

Abstract Nowadays on the one hand improving the performance of asphalt mixtures is a necessity and on the other hand disposal of steel slag and plastic containers causes serious environmental problems. Therefore, in this study the effect of two waste materials on enhancing creep performance of Stone Mastic Asphalt (SMA) mixture was investigated; In order to thoroughly investigate the impact of Polyethylene terephthalate (PET) modification, specimens with three percentages of PET (3,5 and 7) in two forms (PET particles and PET fibers) were prepared. It was found that cumulative permanent strain was the lowest for specimens modified with 5 percent PET followed by 7 and 3 percent, respectively; Furthermore, adding PET in the form of fiber is more effective. With increase in stress and temperature, differences between creep performance of modified and unmodified samples were more prone. Based on average damage ratios, slag samples with 5 percent PET fiber (S-5P-F) were 70 percent less damaging.

Key Words Creep performance, Modified asphalt mixture, Polyethylene terephthalate (PET), Slag, Waste materials.

* تاریخ دریافت مقاله ۹۸/۶/۳۱ و تاریخ پذیرش آن ۹۸/۱۱/۱۵ می‌باشد.

(۱) دانش آموخته دوره دکتری گروه مهندسی عمران، دانشکده مهندسی دانشگاه فردوسی مشهد.

(۲) نویسنده مسئول، استادیار گروه مهندسی عمران، دانشکده مهندسی دانشگاه فردوسی مشهد.

(۳) استادیار گروه مهندسی عمران، دانشکده مهندسی دانشگاه فردوسی مشهد.

مقدمه

در سال‌های اخیر کاربرد افزودنی‌های پلیمری در صنعت روسازی بسیار رایج شده است؛ به‌طورمعمول با اضافه کردن پلیمر به مخلوط آسفالتی، چسبندگی و انسجام نمونه افزایش یافته [1-3] و عملکرد مخلوط‌های اصلاح‌شده بهبود می‌یابد و مخلوط‌هایی مقاوم در برابر شیارشدگی ساخته می‌شود [4-8]. هزینه زیاد افزودنی‌های پلیمری به‌عنوان ایراد اصلی آنها در نظر گرفته می‌شود و مصرف گسترده آنها را برای ساخت روسازی راه‌ها محدود می‌کند. با توجه به افزایش روزافزون قیمت مصالح، انرژی و کمبود منابع طبیعی، استفاده مجدد از مصالح ضایعاتی در تولید مخلوط‌های آسفالتی اجتناب‌ناپذیر است [9]. شیشه‌های ضایعاتی، سرباره کوره‌های آهن‌گدازی، لاستیک‌های فرسوده و پلاستیک‌ها (پلیمرها) مثال‌هایی از مواد ضایعاتی هستند که در سال‌های اخیر در تولید مخلوط آسفالتی به کار رفته‌اند [10]. استفاده مجدد از مواد ضایعاتی مشکل انباشت آنها را در طبیعت حل کرده، از اثرهای مخرب آنها روی محیط‌زیست می‌کاهد و فواید اقتصادی به دنبال دارد [11-13]. کاربرد مصالح ضایعاتی به‌عنوان مصالح ثانویه در پروژه‌های راه‌سازی به‌عنوان یک راهکار برای پایداری محیط‌زیست مطرح است [14-17].

در این تحقیق اثر دو ماده ضایعاتی شامل سرباره کوره آهن‌گدازی و بطری‌های پلاستیکی PET در دو شکل ذرات و الیاف بررسی گردید. سرباره کوره آهن-گدازی یک محصول جانبی در فرآیند تولید آهن و فولاد است که به شکل‌های کوره ذوب آهن (BF)، کوره اکسیژن (BOF) و کوره قوس الکتریک (EAF) ایجاد می‌شود [18-20]. بیش از نیمی از فولاد ایران به روش کوره قوس الکتریک ایجاد می‌گردد [18]. رشد پیوسته در صنعت تولید فولاد ایران منجر به ایجاد مقادیر زیادی از سرباره‌ها شده است؛ خروجی سالانه سرباره در ایران بیش از ۳ میلیون تن است که بیشتر آن انباشته می‌گردد. از یک طرف تحقیقات متعددی نشان داده‌اند که این سرباره خصوصیات مخلوط‌های آسفالتی را بهبود می‌دهد [14-17] و از طرف دیگر با توجه به محدودیت موجود در

مصالح سنگی طبیعی، استفاده مجدد از این نوع ماده بازیافتی توجیه‌پذیر می‌شود. بطری‌های پلاستیکی به خاطر زمان طولانی تجزیه، برای طبیعت و تعادل اکوسیستم بسیار مخرب هستند [21,22]. PET به گروه پلی‌استرها اختصاص داشته و بیشتر به شکل بطری‌های نوشیدنی یافت می‌شود. محققین نشان داده‌اند که با کاربرد PET به‌صورت ذرات، مشخصات مخلوط‌های آسفالتی بهبود می‌یابد [11] و [23-27].

تاکنون اثر پلیمرهای مختلف که به شکل الیاف به مخلوط‌های آسفالتی اضافه گردیده، بررسی شده است [4,12,28,29]، درحالی‌که اثر استفاده از الیاف PET مورد بررسی قرار نگرفته است [30]. در این مطالعه برای اولین بار اثر دو ماده ضایعاتی و همچنین شکل اضافه کردن PET به همراه درصد بهینه آن روی عملکرد خزش مخلوط‌های آسفالتی سنگ‌دانه‌ای (SMA) حاوی مصالح ضایعاتی PET به‌عنوان افزودنی و سرباره کوره قوس الکتریک (EAF) به‌عنوان بخشی از مصالح سنگی درشت‌دانه بررسی شده است. فرایند تولید ذرات PET در شکل (۱-الف) و الیاف PET در شکل (۱-ب) نشان داده شده است.

مصالح و نتایج طرح اختلاط

به‌منظور اطمینان از تطابق خصوصیات فیزیکی مصالح سنگی و قیر (۷۰-۶۰) مورد استفاده با ملزومات مراجع محلی و استانداردها، آزمایش‌های جدول (۱) انجام و نتایج به‌دست‌آمده کنترل گردید. حد وسط دانه‌بندی مورد استفاده در این تحقیق برای مخلوط‌های سنگ‌دانه‌ای بر اساس استاندارد اتحادیه ملی آسفالت (NAPA) انتخاب که در جدول (۲) و شکل (۲) نشان داده شده است [31]. برای آماده‌سازی نمونه‌های مارشال مصالح سنگی کاملاً شسته و خشک‌شده و تا دمای ۱۸۰ درجه سانتی‌گراد به مدت دو ساعت حرارت داده می‌شوند. وزن مصالح سنگی برای هر نمونه مارشال حدود ۱۲۰۰ گرم است؛ سرباره کوره قوس الکتریک (به مقدار ۷۵ درصد بخش درشت‌دانه) از کارخانه فولاد مبارکه اصفهان تهیه گردید. این مصالح مصنوعی بعد از دو سال انباشت به کار گرفته

[13,18] و همچنین مصالح کاملاً شسته شدند تا عملیات هیدراته شدن آهک آزاد و منگنز تسریع شود زیرا هیدراته شدن ممکن است مشکلات انبساط را برای سرباره ایجاد کند. مقدار هر جزء برای نمونه های آهکی و اصلاح شده حاوی اسلگ در جدول (۲) نشان داده شده است.



۳. شستشوی داغ Hot washer



۲. جداسازی برچسب



۱. خردکننده



۶. محصول نهایی و مصالح



۵. خشک کننده سانتریفیوژی و سیلوی ذخیره (الف)



۴. شناورسازی خام برای تولید الیاف PET



۳. نخ ریزی



۲. ذوب کننده



۱. خشک کن



۶. محصول نهایی الیاف PET



۵. پیچ خوردگی (ب)

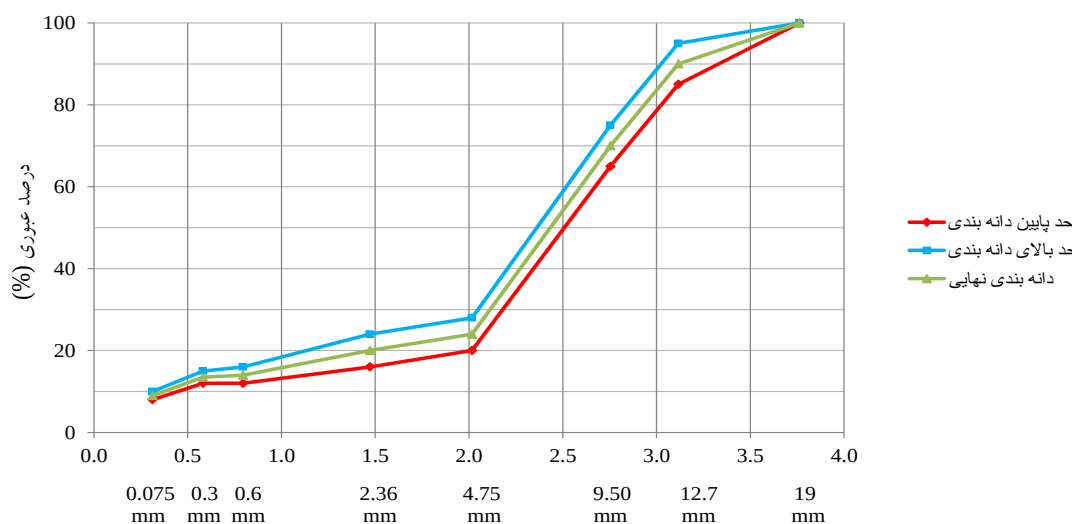


۴. عملیات کشش و خنک سازی

شکل «۱ (الف)»: فرآیند تولید ذرات و (ب) الیاف PET

جدول «۱»: نتایج آزمایش‌های مصالح سنگی و قیر

ملزومات	نتایج آزمایش‌های مصالح سنگی		آزمایش
	اسلگ	مصالح آهکی	
< ۲۵	۱۲	۲۲	درصد سایش لوس انجلس ASTM C131
< ۱۵	۹	۱۲	درصد دانه‌های پهن و دراز ASTM D4791
< ۸	۹	۱	آزمایش ماندگاری و سلامت ASTM C88
> ۷۵	۹۷	۸۶	در صد دانه‌های شکسته ASTM 5821
> ۵۰	۶۶	۵۸	آزمایش هم‌ارز ماسه ASTM D2419
	۳/۲۵	۲/۵۹۷	وزن مخصوص مصالح درشت‌دانه ASTM C127
	-	۲/۵۶۷	وزن مخصوص مصالح ریزدانه ASTM C128
	-	۲/۷۱۸	وزن مخصوص فیلر ASTM D854
ملزومات	نتایج آزمایش‌های قیر		آزمایش
	۱/۰۱۶		آزمایش وزن مخصوص ASTM D70
۶۰-۷۰	۶۳		آزمایش درجه نفوذ ASTM D5
۴۹-۵۶	۴۹		آزمایش نقطه نرمی ASTM D36
> ۱۰۰	> ۱۰۰		آزمایش شکل‌پذیری ASTM D113
> ۲۳۲	۳۰۴		آزمایش نقطه اشتعال و سوختن ASTM D92
< ۱	۰/۴۱		آزمایش لعاب نازک قیر ASTM D1754
	۴۰		درجه نفوذ بعد از لعاب نازک قیر
	۳۶۱		ویسکوزیته کینماتیک در دمای ۱۳۵ درجه ASTM 2170
	۱۴۲		ویسکوزیته کینماتیک در دمای ۱۶۵ درجه ASTM 2170



اندازه دانه ها به توان 0.45

شکل «۲»: نمودار دانه‌بندی مصالح سنگی مصرفی

جدول «۲»: مقدار برای هر نمونه مارشال

سایز الک (mm)	درصد رد شده (میانگین)	وزن‌های استفاده‌شده برای نمونه‌های آهکی	وزن‌های استفاده‌شده برای نمونه‌های اصلاح شده	
			وزن اسلگ (۷۵ درصد)	وزن نمونه‌های آهکی (۲۵ درصد)
۱۹ (۳/۴ اینچ)	۱۰۰	۰	۰	۰
۱۲/۷ (۱/۲ اینچ)	۹۰	۱۲۰	۹۰	۳۰
۹/۵ (۳/۸ اینچ)	۷۰	۲۴۰	۱۸۰	۶۰
۴/۷۵ (شماره ۴)	۲۴	۵۵۲	۴۱۴	۱۳۸
۲/۳۶ (شماره ۸)	۲۰	۴۸	۳۶	۱۲
۰/۶ (شماره ۳۰)	۱۴	۷۲		۷۲
۰/۳ (شماره ۵۰)	۱۳/۵	۶		۶
۰/۰۷۵ (شماره ۲۰۰)	۹	۵۴		۵۴
فیلر	-	۱۰۸		۱۰۸

مخلوط کردن برای ۵ دقیقه دیگر ادامه یافت. ذرات PET با حداکثر اندازه ۲/۳۶ میلی‌متر و در شکل دیگر PET به صورت الیاف با اندازه 5 ± 1 به مخلوط سنگ‌دانه‌ای اضافه گردید [۲۵]. در نمونه‌های حاوی سرباره، PET با درصد‌های ۳، ۵، ۶، ۷ و ۹ (برحسب وزن قیر) به دو شکل ذرات و الیاف اضافه شدند تا بررسی گردد کدام یک از افزایش‌های دو یا سه درصدی مقدار PET مناسب‌تر است (۳، ۶ و ۹ یا ۳، ۵ و ۷).

روش مارشال برای تراکم نمونه‌ها (۱۸۰ نمونه مارشال) استفاده شد؛ عمل تراکم در دمای حدود ۱۵۰ درجه سانتی‌گراد با ۵۰ ضربه در هر دو طرف نمونه انجام گردید. سپس وزن مخصوص واقعی نمونه‌ها تعیین و محاسبات حجمی انجام شد [34]. بر اساس نتایج به-دست‌آمده اضافه نمودن PET اثر قابل‌توجهی روی خصوصیات مخلوط‌های آسفالتی سنگ‌دانه‌ای شامل افزایش مقاومت مارشال، نسبت مارشال (MQ)، روانی و کاهش دانسیته دارد همچنین مشخص شد که به‌منظور بهتر نشان دادن روند تغییرات خصوصیات مخلوط با افزودن PET، افزایش ۲ درصدی افزودنی مناسب‌تر بود و نهایتاً ۳، ۵ و ۷ درصد افزودنی برای مراحل بعدی استفاده شد. لازم به یادآوری است که در نمونه‌های

قبل از مخلوط کردن قیر با مصالح سنگی، قیر تا دمای ۱۵۵ درجه سانتی‌گراد به مدت یک ساعت حرارت داده شد، نمونه‌های مارشال با ۵، ۵/۵، ۶، ۶/۵ و ۷ درصد قیر (بر حسب وزن مخلوط) آماده گردیدند. بر اساس اطلاعات فراهم‌شده توسط کارخانه بازیافت PET، خصوصیات این افزودنی‌ها در جدول‌های (۳) و (۴) آمده است. معمولاً فرآیند تر یا خشک برای اضافه کردن افزودنی به مخلوط‌های آسفالتی استفاده می‌شود. در روش تر، افزودنی با قیر مخلوط می‌شود درحالی‌که در فرآیند خشک، افزودنی ابتدا با مصالح سنگی مخلوط می‌شود و سپس قیر اضافه می‌گردد. در این تحقیق بر اساس مطالعات پیشین، افزودنی PET در مرحله پایانی (بعد از مخلوط نمودن قیر با مصالح سنگی) اضافه گردید [23,33]. حداکثر دما در طی ساخت مخلوط‌های سنگ‌دانه‌ای آسفالتی کمتر از ۱۸۰ درجه سانتی‌گراد است اما از آنجایی که PET نقطه ذوب بالایی دارد (حدود ۲۵۰ درجه سانتی‌گراد) حل نمودن آن داخل قیر غیرممکن است [23]. در این تحقیق در طول فرآیند مخلوط کردن، مصالح سنگی، قیر و فیلر در دمای 165 ± 5 درجه سانتی‌گراد به مدت ۵ دقیقه با یکدیگر مخلوط گشته، سپس PET به تدریج به مخلوط اضافه شد و فرآیند

به‌دست‌آمده، مقادیر مقاومت مارشال، روانی، درصد هوای داخل مصالح سنگی و درصد حفراتی که با قیر پر می‌شوند، تعیین گردیدند. به‌منظور بررسی قابل قبول بودن نمونه‌ها، مقادیر فوق با معیارهای مارشال مقایسه شدند. خلاصه مشخصات نمونه‌های مارشال با درصد قیر بهینه برای نمونه‌های مختلف در جدول (۵) آمده است. همان‌طور که در جدول (۵) مشخص شده است، جایگزینی بخش درشت‌دانه با اسلگ در مقایسه با نمونه‌های آهکی سبب افزایش در مقدار قیر بهینه می‌شود، همچنین استفاده از افزودنی PET در هر دو شکل ذرات و الیاف سبب کاهش در مقدار قیر بهینه می‌گردد. شکل اضافه کردن (ذرات یا الیاف) اگرچه مشخصات نمونه‌های مارشال را تغییر می‌دهد ولی اثری روی مقدار قیر بهینه ندارد.

مختلف از حرف L برای نمونه‌های آهکی و از حرف S به‌منظور نام‌گذاری نمونه‌هایی که ۷۵ درصد درشت‌دانه مصالح آهکی آن با سرباره جایگزین شده‌اند، استفاده شده است. همچنین نمونه‌های حاوی ذرات PET با حرف P نشان داده شده‌اند و برای معرفی درصد افزوده شده ذرات PET قبل از حرف P مقدار درصد ذرات PET آورده شده است (7-P, 5-P, 3-P). برای نشان دادن درصد افزوده شده الیاف PET بعد از مقدار آن و حرف P، حرف F آمده است نمونه‌های حاوی ۳، ۵ و ۷ درصد الیاف PET به ترتیب (3-P-F، 5-P-F و 7-P-F) نام‌گذاری گردید. برای تعیین مقدار قیر بهینه بر اساس روش مارشال، مقدار قیر متناظر با ۴ درصد هوای مخلوط انتخاب گردید؛ مقدار قیر بهینه برای هر نمونه در جدول (۵) نشان داده شده است. با رجوع به نمودارهای مارشال با توجه به قیر بهینه

جدول «۳»: مشخصات ذرات PET

مقدار	خاصیت	شکل
۱/۳۵	وزن مخصوص ASTM D792-(gr/cm ³)	
۲/۳۶	بزرگ‌ترین اندازه PET	
۰/۱	جذب آب ASTM D570 - (%)	
۷۹/۳	مقاومت کششی ASTM D638 - (Mpa)	
۲۵۰	دمای تقریبی ذوب (°C)	

جدول «۴»: مشخصات الیاف PET

مقدار	خاصیت	شکل
۸	دنی پر اسمی - ASTM D 1557	
۵±۱	طول (mm)	
۴/۵-۵/۵	استحکام (g/d)	
۸۰	افزایش طول تا پاره شدن (%)	
۲۵۰	دمای تقریبی ذوب (°C)	

جدول «۵»: مشخصات مخلوط و کنترل ملزومات

نام نمونه‌ها	قیر بهینه در ۴ درصد هوای مخلوط	خصوصیات نمونه‌ها		
		پایداری مارشال (KN)	روانی (mm)	هوای داخل مصالح سنگی (%)
L	۵/۶	۸	۳/۱۲	۱۶/۲۶
S	۶/۲	۸/۷۳	۳/۱۴	۱۵/۴۶
S-3P	۵/۶	۹/۱۹	۲/۸۷	۱۵/۵۲
S-5P	۵/۳	۹/۹۵	۲/۷۲	۱۶/۱۰
S-7P	۵/۴	۹/۲۶	۲/۷۶	۱۶/۲۰
S-3P-F	۵/۶	۹/۳۰	۲/۷۹	۱۶/۳۹
S-5P-F	۵/۳	۱۰/۲۷	۲/۶۴	۱۵/۶۰
S-7P-F	۵/۴	۱۰/۲۰	۲/۷۰	۱۵/۳۴
ملزومات		حداقل ۵/۳۴	۴-۲ (mm)	حداقل ۱۵
				۶۵-۷۸

نتایج کارایی خزش

در میان روش‌های معمول ارزیابی پتانسیل تغییر شکل ماندگار، تست خزش دینامیک یکی از بهترین روش‌ها است [35,36]. منحنی‌های خزش در تست خزش دینامیک، تغییر شکل‌های کوچک را به‌عنوان یک تابع از تکرار بار توصیف می‌کند. در این مطالعه بر اساس توصیه NCHRP465، شکل رایج بارگذاری با چرخه بارگذاری یک ثانیه، شامل ۰/۱ ثانیه بار haversine و ۰/۹ ثانیه زمان استراحت به کار برده شد. همچنین به‌وسیله NCHRP465 توصیه شده است که طراحی سطح تنش باید در محدوده بین ۶۹ تا ۲۰۷ کیلوپاسکال (psi) -۱۰-۳۰ برای تست‌های غیرمحصورشده و ۴۸۳ تا ۹۶۶ کیلوپاسکال برای تست‌های محصورشده به کار برده شود [37]؛ بنابراین تنش محوری ۱۰۰ کیلوپاسکال و ۲۰۰ کیلوپاسکال برای تست خزش اجرا شد و نمونه‌ها قبل از تست برای حداقل ۳ ساعت در دمای هدف قرار داده شدند. دمای انجام تست بر اساس مطالعات قبلی (۴۰ و ۵۰ درجه سانتی‌گراد) انتخاب گردید [13,16,26,35]. در این تحقیق به‌منظور این‌که عملکرد خزش نمونه‌های اصلاح‌شده و غیراصلاح‌شده برای آزمایش خزش در دو سطح تنش (۱۰۰ و ۲۰۰ کیلوپاسکال) و دو دمای تست (۴۰ و ۵۰ درجه سانتی‌گراد) رتبه‌بندی شود، ۹۶ نمونه

مارشال با مقدار قیر بهینه ساخته شد (سه بار تکرار)؛ ضمناً نمونه‌ها به مدت ۵ دقیقه تحت پیش بارگذاری با بار استاتیک به مقدار ۱۰ درصد تنش بار دینامیک قرار گرفتند، گذراندن مرحله پیش بارگذاری این اطمینان را می‌دهد که سطح نمونه‌ها و صفحات بارگذاری کاملاً در تماس با هم قرار گرفته‌اند.

مقادیر کرنش تجمعی به‌وسیله نرم‌افزار UTS در دستگاه UTM 14 در هر ۱۶ چرخه بارگذاری تعیین شد و پروفایل کرنش تجمعی ماندگار در محیط متلب مدل گردید. به‌منظور اینکه اثر اصلاح در نمونه‌ها نشان داده شود مقادیر کرنش تجمعی برای هر ۹۶ نمونه تا ۱۰۰۰۰ چرخه بارگذاری به‌عنوان معیار گسیختگی به‌دقت آورده شد [37,38]. وجود سه بخش شامل مراحل اول، دوم و سوم در پروفایل کرنش مخلوط آسفالتی کاملاً اثبات شده است. به‌طورکلی در آزمایش خزش دینامیکی، مقادیر کرنش به‌سرعت با شروع تراکم در مرحله اول زیاد می‌شود و کرنش ایجاد شده به درجه تراکم و تنش قائم اعمال‌شده بستگی دارد، همان‌طور که نمونه به یک وضعیت ثابت می‌رسد و قفل و بست افزایش می‌یابد کرنش برای تعدادی از چرخه‌های بارگذاری در طول مرحله دوم تقریباً ثابت می‌شود در مرحله سوم مخلوط به سمت گسیختگی می‌رود و یک تغییر افزایشی را نشان

عملکرد را با کمترین کرنش تجمعی ماندگار بعد از ۱۰۰۰۰ چرخه بارگذاری نشان دادند. منحنی خزش نمونه‌های اصلاح شده صرفاً فاز اولیه مدل سه مرحله‌ای زو را تجربه کردند لذا با توابع پاور مدل شدند و نقطه انتقالی وجود نداشت. درحالی‌که نمونه‌های آماده شده با سنگدانه آهکی به‌جز در پایین‌ترین ترکیب تنش و دما (تنش ۱۰۰ کیلوپاسکال و دمای ۴۰ درجه سانتی‌گراد) که در فاز اولیه باقی ماند بقیه در تمامی حالت‌ها به مرحله سوم رسیدند. مدل زو برای نمونه‌های مختلف در ترکیب‌های مختلف دما و تنش در جدول‌های (۶) تا (۹) آورده شده است.

می‌دهد. برای بررسی رفتار خزش مخلوط آسفالتی از مدل زو که یک مدل بسیار شناخته‌شده است، استفاده می‌گردد؛ در این مدل مرحله اول توسط توابع پاور، مرحله دوم توسط توابع خطی و مرحله سوم توسط توابع نمایی مدل می‌شود [35] و [38-40].

همان‌طور که قبلاً عنوان شد به‌منظور این که بین نمونه‌های مختلف در دماها و تنش‌های متفاوت مقایسه انجام شود، پروفایل کرنش تجمعی ماندگار تا ۱۰۰۰۰ چرخه بارگذاری برای هر نمونه با استفاده از مدل زو در محیط نرم‌افزار متلب مدل شد. در همه دماها و تنش‌ها نمونه آهکی بیشترین کرنش را داشت، درحالی‌که نمونه‌های حاوی سرباره با ۵ درصد الیاف PET بهترین

جدول «۶»: مدل ۳ مرحله‌ای و نقاط انتقال (تنش ۱۰۰ کیلوپاسکال و دمای ۴۰ درجه سانتی‌گراد)

نمونه	مرحله اول			مرحله دوم		مرحله
	مدل			نقطه	مدل	
L	$\epsilon_p = 1227.80N^{0.25}$			a	a	a
S	$\epsilon_p = 885.13N^{0.26}$			a	a	a
S-3P	$\epsilon_p = 337.60N^{0.34}$			a	a	a
S-5P	$\epsilon_p = 176.34N^{0.37}$			a	a	a
S-7P	$\epsilon_p = 344.40N^{0.31}$			a	a	a
S-3P-F	$\epsilon_p = 351.25N^{0.31}$			a	a	a
S-5P-F	$\epsilon_p = 248.12N^{0.28}$			a	a	a
S-7P-F	$\epsilon_p = 321.73N^{0.29}$			a	a	a

جدول ۷ مدل سه مرحله‌ای و نقاط مرزی (تنش ۱۰۰ کیلوپاسکال و دمای ۵۰ درجه سانتی‌گراد)

نمونه	مرحله اول		مرحله دوم		مرحله سوم
	مدل	نقطه ابتدا	نقطه انتها	مدل	
L	$\epsilon_p = 564.96N^{0.41}$	۵۶۱۷	۷۰۴۱	$\epsilon_p = 20562. + 2.39(N-5617)$	$\epsilon_p = 23963.2 + 1297.7(e^{0.0006(N-7041)} - 1)$
S	$\epsilon_p = 1186.48N^{0.27}$	a	a	a	a
S-3P	$\epsilon_p = 960.60N^{0.27}$	a	a	a	a
S-5P	$\epsilon_p = 679.75N^{0.26}$	a	a	a	a
S-7P	$\epsilon_p = 580.9618N^{0.30}$	a	a	a	a
S-3P-F	$\epsilon_p = 852.09N^{0.25}$	a	a	a	a
S-5P-F	$\epsilon_p = 528.49N^{0.23}$	a	a	a	a
S-7P-F	$\epsilon_p = 684.65N^{0.25}$	a	a	a	a

جدول «۸»: مدل سه مرحله‌ای و نقاط انتقال (تنش ۲۰۰ کیلوپاسکال و دمای ۴۰ درجه سانتی‌گراد)

نمونه	مرحله اول			مرحله دوم		مرحله سوم
	مدل	نقطه ابتدا	نقطه انتها	مدل	مدل	مدل
L	$\epsilon_p = 377.92N^{0.45}$	۶۱۹۳	۷۲۶۵	$\epsilon_p = 19146.6 + 2.19(N - 6193)$	$\epsilon_p = 21494.4 + 1189.62(e^{0.0007(N-7265)} - 1)$	
S	$\epsilon_p = 1174.28N^{0.28}$	a	a	a	a	a
S-3P	$\epsilon_p = 1134.87N^{0.25}$	a	a	a	a	a
S-5P	$\epsilon_p = 721.46N^{0.25}$	a	a	a	a	a
S-7P	$\epsilon_p = 919.94N^{0.25}$	a	a	a	a	a
S-3P-F	$\epsilon_p = 949.10N^{0.23}$	a	a	a	a	a
S-5P-F	$\epsilon_p = 400.16N^{0.27}$	a	a	a	a	a
S-7P-F	$\epsilon_p = 553.27N^{0.26}$	a	a	a	a	a

جدول «۹»: مدل سه مرحله‌ای و نقاط انتقال (تنش ۲۰۰ کیلوپاسکال و دمای ۵۰ درجه سانتی‌گراد)

نمونه	مرحله اول			مرحله دوم		مرحله سوم
	مدل	نقطه ابتدا	نقطه انتها	مدل	مدل	مدل
L	$\epsilon_p = 1756.30N^{0.34}$	۳۲۳۳	۴۳۳۷	$\epsilon_p = 28109.8 + 4.78(N - 3233)$	$\epsilon_p = 33396.5 + 4239.11(e^{0.0004(N-4337)} - 1)$	
S	$\epsilon_p = 2138.63N^{0.26}$	a	a	a	a	a
S-3P	$\epsilon_p = 1152.12N^{0.29}$	a	a	a	a	a
S-5P	$\epsilon_p = 1900.93N^{0.19}$	a	a	a	a	a
S-7P	$\epsilon_p = 568.41N^{0.35}$	a	a	a	a	a
S-3P-F	$\epsilon_p = 409.35N^{0.35}$	a	a	a	a	a
S-5P-F	$\epsilon_p = 486.17N^{0.27}$	a	a	a	a	a
S-7P-F	$\epsilon_p = 436.83N^{0.31}$	a	a	a	a	a

مؤلفه ثابت به‌طور قابل‌توجهی برای نمونه‌های اصلاح‌شده در مقایسه با نمونه‌های آهکی کاهش می‌یابد. از آنجایی‌که عدد جریان به‌عنوان شروع گسیختگی منظور می‌شود، در نمونه‌های آسفالتی آماده‌شده با سنگ‌دانه آهکی، سومین مرحله در سطح تنش ۱۰۰ کیلوپاسکال و دمای ۴۰ درجه سانتی‌گراد اتفاق نمی‌افتد. برای نمونه‌های آهکی با افزایش تنش از ۱۰۰ به ۲۰۰ کیلوپاسکال، ۳۸ درصد کاهش در عمر عملکردی بر پایه مقادیر عدد جریان به وجود می‌آید. همچنین افزایش دما از ۴۰ به ۵۰ درجه سانتی‌گراد باعث ۴۰ درصد کاهش در عدد جریان می‌شود؛ بنابراین با اعمال تنش از ۱۰۰ به ۲۰۰ کیلوپاسکال و افزایش دما از ۴۰ به ۵۰ درجه سانتی‌گراد تقریباً باعث کاهش یکسان در عمر عملکردی نمونه آهک

در تمام ترکیب‌های تنش-دما برای نمونه‌های اصلاح‌شده با PET کرنش تجمعی ماندگار حاصل بعد از ۱۰۰۰۰ هزار چرخه بارگذاری کمتر از نمونه سرباره‌ای کنترل بود، به بیان دیگر اضافه کردن PET به مخلوط آسفالتی به‌طور قابل‌توجهی حساسیت به خزش را کاهش می‌دهد. کرنش تجمعی برای نمونه‌های اصلاح‌شده با ۵ درصد الیاف و بعد از آن ۷ و ۳ درصد به ترتیب کمترین بود. بر پایه نتایج به‌دست‌آمده تقویت قابل‌توجهی در رفتار مخلوط‌های اصلاح‌شده با ۵ درصد الیاف PET اتفاق افتاد. همچنین برای نمونه‌های آهکی در جدول‌های (۷) تا (۹)، افزایش در شیب مرحله دوم مدل با افزایش دما و تنش واضح است. بر اساس توابع برازش شده زو در همه ترکیب‌های دما و تنش، توان توابع پاور همچنین

می‌شود.

۷۱۴۰ و ۱۰۶۹۸ میکرو استرین و برای سطوح پایین‌تر و بالاتر دما ۶۷۹۳ و ۱۰۸۶۶ میکرو استرین بود. برای چرخه‌های مختلف بارگذاری بین ۱۲ و ۹۸۱۹ میکرو استرین تغییر می‌کرد؛ بنابراین تفاوت بین مقادیر کرنش به ترتیب تا ۴۰، ۴۴ و ۲۰۰ درصد بین سطوح پایین و بالای دما، تنش و تعداد چرخه‌های بارگذاری تغییر کردند.

مقادیر η^2 برابر ۰/۰۰۹۹ یک اثر کوچک، ۰/۰۵۸۸ یک اثر متوسط و ۰/۱۳۷۹ یک اثر بزرگ را نشان می‌دهند؛ بنابراین افزودنی‌ها، تعداد چرخه‌های بارگذاری، تنش و دما اثر بزرگی روی کرنش به‌دست‌آمده نشان دادند. مشخصات نمونه‌ها و به دنبال آن دما و تنش به ترتیب بالاترین اثر را نشان دادند. مقادیر η^2 نشان داد که تقریباً ۵۰ درصد از تغییر در کرنش به‌وسیله مشخصات نمونه‌ها، ۱۰ درصد به‌وسیله تعداد چرخه‌های بارگذاری، ۸ درصد به‌وسیله دما و ۷ درصد به‌وسیله سطح تنش است؛ اما علت مشارکت کمتر تعداد چرخه‌های بارگذاری به‌واسطه این بود که در آزمایش همه نمونه‌ها تا ۱۰۰۰۰ چرخه بارگذاری تست شدند. علاوه براین، اثر کم تنش و دما ممکن است به دلیل تغییر کم گروه‌های دما و تنش و تفاوت جزئی بین آنها باشد. در مجموع مقدار ضریب همبستگی دقت مدل را نشان می‌دهد و ۷۳ درصد تغییرات داده‌ها توسط پارامترهای مستقل در مدل توصیف شده است.

آنالیز فاکتوریال برای کرنش ماندگار قائم

به‌منظور مطالعه اثر تعداد چرخه‌های بارگذاری، اثر افزودنی، تنش و دما روی مقادیر کرنش ماندگار، آنالیز ANOVA برای کرنش فشاری قائم ماندگار تا ۱۰۰۰۰ چرخه بارگذاری انجام شد. آنالیز ANOVA چهار طرفه بالانس شده به‌منظور بررسی فرضیه آزمون صفر برای اثرات اصلی و متقابل، انجام شد. فرضیه صفر در آنالیز ANOVA فرض می‌کند که تفاوت معنی‌داری در بین سیکل‌های مختلف بارگذاری، نمونه‌های مختلف و گروه‌های تنش و دما، وجود ندارد و هیچ اثر متقابلی نیز بین این چهار عامل نیست. فرض‌های فاکتوریل کامل بررسی شد و از آنجاکه اثر متقابل دوطرفه و سه‌طرفه وجود نداشت؛ اثرات اصلی و نتایج مربوط شامل پارامترهای Sig، F، η^2 و η_p^2 در جدول (۱۰) آورده شده است. بر اساس نتایج آنالیز آماری در جدول (۱۰)، فرضیه صفر تأیید نشد و تفاوت معنی‌داری بین تعداد چرخه‌های بارگذاری، نمونه‌های مختلف و سطح‌های دما و تنش پیدا شد. ($\text{Sig} < 0/05$). به‌عنوان مثال کرنش متوسط برای همه تنش‌ها، دماها و چرخه‌های بارگذاری ۱۲۷۷۱ و ۳۷۷۱ میکرو استرین به ترتیب برای سرباره و سرباره با پنج درصد الیاف بود (۱۰۹ درصد تفاوت). همچنین کرنش متوسط در سطوح پایین‌تر و بالاتر تنش

جدول «۱۰»: آنالیز فاکتوریل اثرات تعداد چرخه بارگذاری، افزودنی‌ها، تنش و دما روی تغییر شکل ماندگار

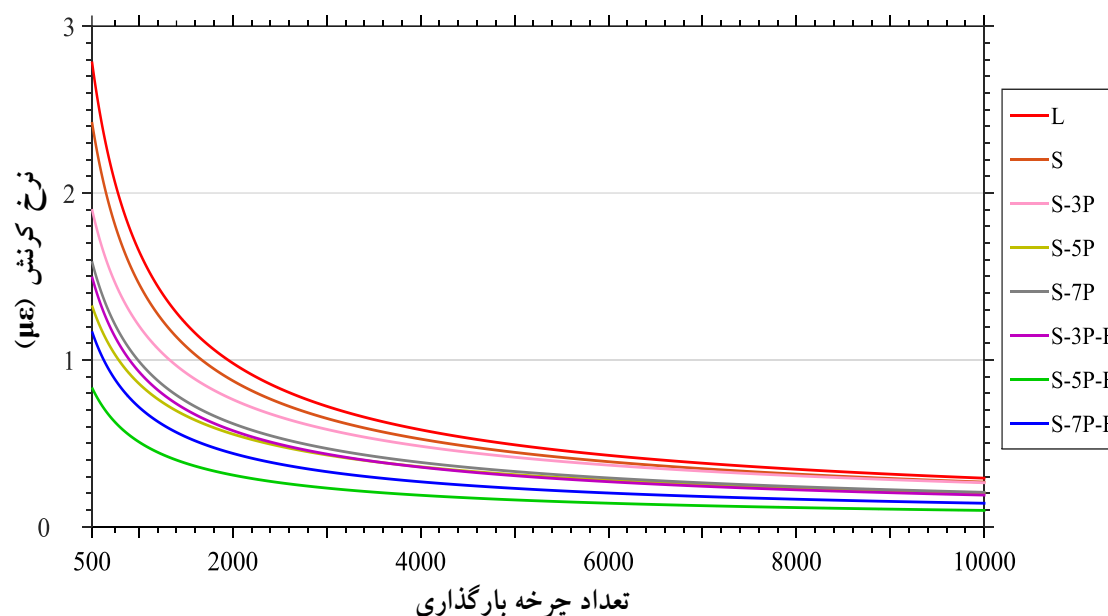
منبع	Type III sum of squares	df	Mean Square	F	Sig.	η_p^2	η^2
مدل اصلاح شده	۷/۲۷۲E۱۱	۶۵۴		۸۰/۳۰۸	۰/۰۰	۰/۷۳۱	۰/۷۳۱
Intercept	۱/۱۶۱E۱۲	۱		۸۳۸۴۸/۸۴۸	۰/۰۰	۰/۸۱۳	-
نمونه	۴/۸۸۳E۱۱	۷		۵۰۳۸/۲۴۹	۰/۰۰	۰/۶۴۶	۰/۴۹۱
N	۱/۰۳۱E۱۱	۶۴۵		۱۱/۵۴۱	۰/۰۰	۰/۲۷۸	۰/۱۰۴
استرس	۶/۷۸۶E۱۰	۱		۴۹۰۰/۷۰۷	۰/۰۰	۰/۲۰۳	۰/۰۶۸
دما	۸/۰۷۲E۱۰	۱		۵۸۲۹/۹۲۹	۰/۰۰	۰/۲۳۲	۰/۰۸۱
خطا	۲/۶۷۱E۱۱	۱۹۲۸۹					-
کل	۲/۵۷۸E۱۲	۱۹۹۴۴					
کل اصلاح شده	۹/۹۴۳E۱۱	۱۹۹۴۳					
R Squared = 0.731 (Adjusted R Squared = 0.722)							

را نشان می‌دهند و به دنبال آن کرنش برای تعداد مشخصی سیکل‌های بارگذاری در مرحله دوم ثابت می‌شود. در نهایت در مرحله سوم مخلوط آسفالتی به سمت گسیختگی و جاری شدن می‌رود و نرخ کرنش افزایشی را نشان می‌دهد زیرا پاسخ ارتجاعی مصالح به دلیل تکرار زیاد بار دینامیک کاهش می‌یابد. در قسمت سوم، نرخ کرنش با سرعت بسیار زیاد تا انتهای چرخه عمر افزایش می‌یابد و مخلوط آسفالتی به سمت گسیختگی جاری می‌شود. همان‌طور که در شکل (۳) تا (۶) دیده می‌شود، نرخ کرنش برای نمونه آهکی بالاترین و برای نمونه اصلاح‌شده با ۵ درصد الیاف PET پایین‌ترین است. علاوه بر آن، نرخ کرنش برای سطوح بالاتر بارگذاری و دما بیشتر است. همه نمونه‌های اصلاح‌شده و نمونه آهکی در پایین‌ترین ترکیب تنش و دما با توابع پاور مدل شد درحالی‌که نمونه‌های آهکی برای ترکیبات دیگر دما و تنش تحت تأثیر عملکرد سه مرحله‌ای قرار گرفتند.

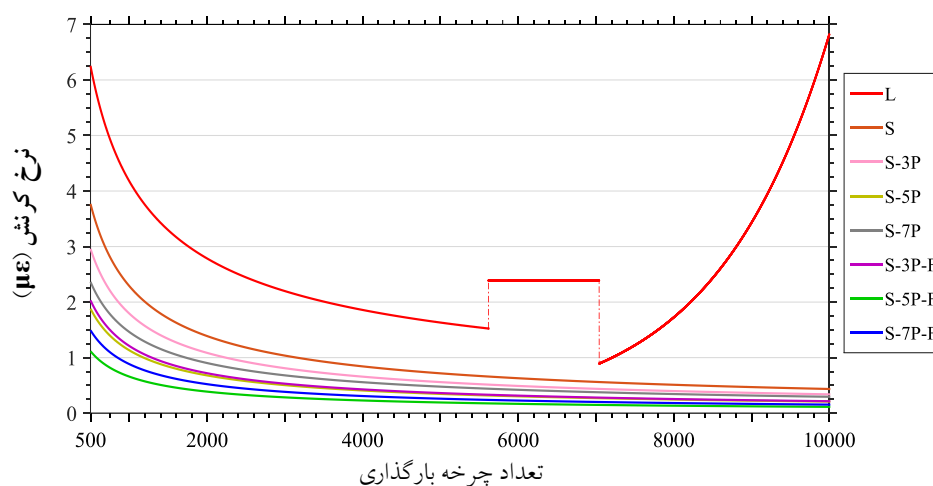
بر پایه تفاوت مهم موجود بین سطوح فاکتورها در تست Tukey Honestly، اختلاف معنی‌دار آنها در post hoc بیشتر ارزیابی شد. نتایج post hoc نشان داد اسلگ با ۵ درصد ذرات PET و اسلگ با سه درصد الیاف PET عملکرد تقریباً مشابه داشته، درحالی‌که دو سطح دما و تنش به مقدار قابل توجهی متفاوت بودند.

نرخ کرنش

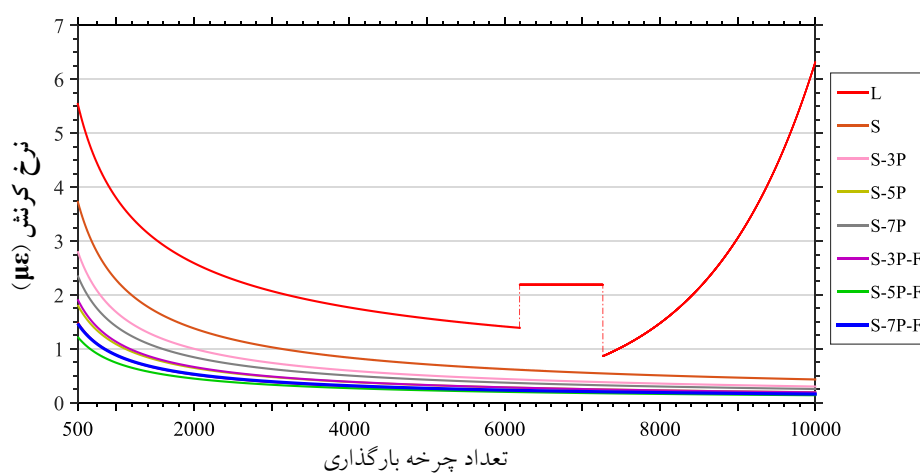
الگوهای متفاوت در نرخ کرنش ماندگار که ممکن است در منحنی‌های خزش دیده شود، به استقامت مصالح در مراحل مختلف بستگی دارد. در مرحله اول و تا تعداد مشخصی از چرخه‌های بارگذاری مقادیر کرنش ماندگار به‌طور سریع انباشته می‌شود، درحالی‌که کرنش در هر سیکل (نرخ کرنش) تمایل به کاهش و رسیدن به یک حداقل مقدار را دارد (تقریباً تکمیل فرآیند تراکم و شروع مرحله دوم)، همان‌طور که مواد متراکم‌تر می‌شوند و قفل و بست افزایش می‌یابد، مواد آسفالتی کمترین نرخ کرنش



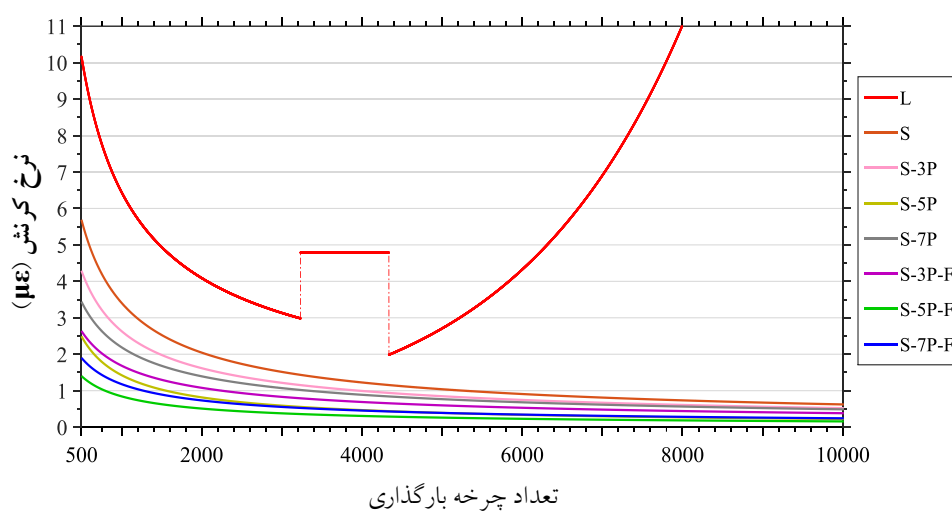
شکل (۳): نرخ کرنش برای نمونه‌های تست‌شده مختلف (تنش ۱۰۰ کیلوپاسکال و دما ۴۰ درجه سانتی‌گراد)



شکل «۴»: نرخ کرنش برای نمونه‌های تست‌شده مختلف (تنش ۱۰۰ کیلوپاسکال و دما ۵۰ درجه سانتی‌گراد)



شکل «۵»: نرخ کرنش برای نمونه‌های تست‌شده مختلف (تنش ۲۰۰ کیلوپاسکال و دما ۴۰ درجه سانتی‌گراد)



شکل «۶»: نرخ کرنش برای نمونه‌های تست‌شده مختلف (تنش ۲۰۰ کیلوپاسکال و دما ۵۰ درجه سانتی‌گراد)

نمونه آهکی بزرگ‌تر از یک و برای نمونه اصلاح‌شده از یک کوچک‌تر هست.

بر اساس آنالیز خرابی نمونه آهکی ۲/۱، ۱/۲ و ۲/۵ برابر در ترکیب‌های مختلف دما و تنش از نمونه‌های سرباره‌ای مخرب‌تر هستند. همان‌طور که در شکل (۷) و جدول (۱۱) دیده می‌شود اضافه کردن PET در شکل الیاف مؤثرتر بوده و خرابی نسبی خطی کمتری را نشان می‌دهد.

بر پایه نتایج به‌دست‌آمده، نمونه‌های اصلاح‌شده با ۵ درصد الیاف PET باعث ۶۶، ۷۰، ۶۷ و ۷۶ درصد کرنش کمتر در تست خزش در ترکیب‌های مختلف دما و تنش شد. به‌طور متوسط اصلاح نمونه‌های سرباره‌ای با اضافه شدن ۵ درصد PET در شکل الیاف باعث ۷۰ درصد کاهش در کرنش ماندگار ایجاد شده می‌شود. همان‌طور که دیده می‌شود، اثر اصلاح در ترکیب‌های دما و تنش بالاتر و بحرانی‌تر بیشتر هست. به‌عنوان مثال، برای نمونه‌های آهکی، سطح تنش ۲۰۰ کیلو پاسکال و دمای ۵۰ درجه سانتی‌گراد ۵/۱ برابر (۶۰۹۷۷ در برابر ۱۲۰۷۲) مخرب‌تر از تنش ۱۰۰ کیلو پاسکال و دمای ۴۰ درجه سانتی‌گراد بود؛ اما در نمونه‌های اصلاح‌شده با ۵ درصد الیاف PET در بالاترین سطح تنش و دمای اعمال‌شده ۱/۷ برابر (۵۷۶۸ در برابر ۳۴۲۴) مخرب‌تر از پایین‌ترین سطح تنش و دما بود. همان‌طور که شکل (۷) و جدول (۱۱) نشان می‌دهند، مخلوط آسفالتی اصلاح‌شده با PET حساسیت دمایی مخلوط را کاهش می‌دهد، از این‌رو مخلوط با مقاومت شیارشدگی بالاتر تولید می‌کند. به بیان دیگر، وابستگی کرنش ماندگار به دما در نمونه‌های اصلاح‌شده به‌طور قابل‌توجهی کمتر از نمونه‌های غیر اصلاح‌شده است.

بر پایه نتایج به‌دست‌آمده نرخ کرنش برای نمونه آهکی و بعدازآن نمونه سرباره‌ای بیشترین هست. به‌طور متوسط نرخ کرنش در هر سیکل $\frac{\mu\epsilon}{N}$ ۱/۰۲ برای نمونه سرباره‌ای و $\frac{\mu\epsilon}{N}$ ۰/۳ برای نمونه سرباره‌ای با ۵ درصد الیاف بود (۱۱۰ درصد تفاوت). از آنجایی که عدد جریان به‌عنوان تعداد سیکل بارگذاری که تغییر شکل برشی (تحت حجم یکسان) شروع می‌شود تعریف می‌گردد، از این‌رو عدد جریان پایین‌ترین نقطه در منحنی نرخ کرنش در مقابل تعداد چرخه‌های بارگذاری است. مقدار تغییر شکل ماندگار در نمونه‌های سرباره‌ای، همچنین نرخ تجمعی آن فراتر از مخلوط‌های آسفالتی اصلاح‌شده بود. این رفتار به علت تشکیل مخلوط آسفالتی سفت‌تری است که مقاومت خزشی مخلوط‌های آسفالتی اصلاح‌شده با PET را بهبود می‌دهد؛ بعد از داغ کردن PET خصوصیاتش به تدریج شروع به تغییر کرده و در پایان به موادی کم‌ویس با خصوصیات کریستالی تبدیل می‌شود. دلیل اصلی نتایج به‌دست‌آمده می‌تواند این باشد که PET به‌عنوان یک ماده شبیه به کریستال در مخلوط باقی می‌ماند و مخلوط آسفالتی نسبتاً سفت‌تری را نتیجه می‌دهد [1,23,25,41].

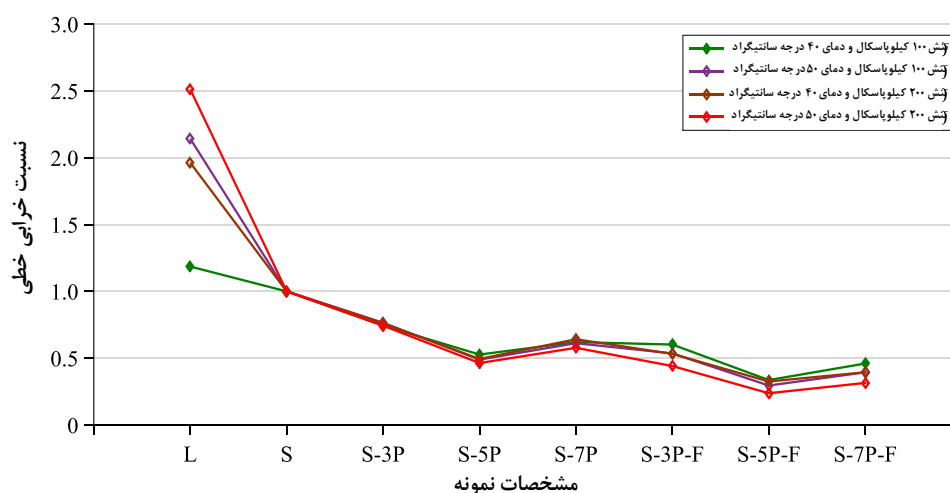
خرابی نسبی خطی

در خرابی نسبی خطی (رابطه یک)، کرنش‌ها بعد از ۱۰۰۰۰ چرخه بارگذاری بین نمونه‌های مختلف در هر سطح تنش و دما مقایسه می‌شود. کرنش ماندگار بعد از ۱۰۰۰۰ تکرار بارگذاری بر پایه مطالعات قبلی، انتخاب شد [35,38,42]. به‌منظور این که نسبت خرابی برای هر نمونه به‌دست‌آمده آورده شود، مقدارهای کرنش هر نمونه بعد از ده هزار چرخه بارگذاری به کرنش متناظر در نمونه سرباره مبنا در همان سطح تنش و دما تقسیم می‌شود؛ بنابراین، همان‌طور که در شکل (۷) و جدول (۱۱) دیده می‌شود، نسبت کرنش ماندگار برای نمونه کنترل سرباره‌ای یک در نظر گرفته می‌شود، درحالی که این نسبت برای

جدول «۱۱»: نسبت خرابی خطی برای نمونه‌های مختلف

شرایط تست خزش	نمونه	کرنش بعد از ۱۰۰۰۰ سیکل بارگذاری	نسبت خرابی خطی
۱۰۰ KPa، ۴۰°C	L	۱۲۰۷۳	۱/۱۹
	S	۱۰۱۸۳	۱/۱۰۰
	S-3P	۷۵۷۴	۰/۷۴
	S-5P	۵۳۶۷	۰/۵۳
	S-7P	۶۳۱۷	۰/۶۲
	S-3P-F	۶۱۳۰	۰/۶۰
	S-5P-F	۳۴۲۴	۰/۳۴
	S-7P-F	۴۶۸۴	۰/۴۶
۱۰۰ KPa، ۵۰°C	L	۳۳۶۲۵	۲/۱۴
	S	۱۵۶۹۳	۱/۱۰۰
	S-3P	۱۲۰۰۶	۰/۷۷
	S-5P	۷۶۷۶	۰/۴۹
	S-7P	۹۶۰۸	۰/۶۱
	S-3P-F	۸۴۰۸	۰/۵۴
	S-5P-F	۴۶۳۴	۰/۳۰
	S-7P-F	۶۱۸۷	۰/۳۹
۲۰۰ KPa، ۴۰°C	L	۲۹۹۲۸	۱/۹۶
	S	۱۵۲۴۶	۱/۱۰۰
	S-3P	۱۱۵۹۱	۰/۷۶
	S-5P	۷۵۳۷	۰/۴۹
	S-7P	۹۷۸۰	۰/۶۴
	S-3P-F	۸۱۱۳	۰/۵۳
	S-5P-F	۴۹۶۲	۰/۳۳
	S-7P-F	۶۰۶۱	۰/۳۹
۲۰۰ KPa، ۵۰°C	L	۶۰۹۷۷	۲/۵۱
	S	۲۴۲۷۳	۱/۱۰۰
	S-3P	۱۸۰۳۹	۰/۷۴
	S-5P	۱۱۲۵۳	۰/۴۶
	S-7P	۱۴۰۱۷	۰/۵۸
	S-3P-F	۱۰۷۰۹	۰/۴۴
	S-5P-F	۵۷۶۸	۰/۲۴
	S-7P-F	۷۶۴۳	۰/۳۱

کرنش بعد از ۱۰۰۰۰ سیکل بارگذاری در نمونه کنترل / کرنش بعد از ۱۰۰۰۰ سیکل بارگذاری در نمونه اصلاح شده = خرابی نسبی خطی (۱)



شکل «۷»: نسبت خرابی خطی برای نمونه‌های مختلف

نتیجه

و دما برای نمونه‌های اصلاح‌شده با ۵، ۷ و ۳ درصد PET به ترتیب کمترین بود، همچنین بر پایه آنالیز آماری کاربرد مواد ضایعاتی اثر مهمی روی کرنش به وجود آمده دارد نمونه‌های اصلاح شده با ۵ درصد الیاف PET، ۷۰ درصد کرنش ماندگار کمتر در مقایسه با نمونه سرباره‌ای داشتند همچنین مشخص شد که نرخ کرنش برای نمونه آهکی بالاترین و برای نمونه سرباره‌ای با ۵ درصد الیاف کمترین هست، نرخ کرنش به‌طور متوسط برای نمونه‌های سرباره‌ای $\frac{\mu\epsilon}{N}$ ۱/۰۲ و برای نمونه سرباره‌ای با ۵ درصد الیاف $\frac{\mu\epsilon}{N}$ ۰/۳ بود (۱۱۰ درصد تفاوت)؛ به‌علاوه نرخ کرنش برای سطوح بالاتر تنش و دما بیشتر بود. نمونه‌های اصلاح شده با ۵ درصد الیاف PET عملکرد بسیار بهتری نشان دادند و مشخص شد که نمونه‌های آهکی طبیعی به‌طور متوسط ۲ برابر نسبت به نمونه سرباره‌ای مخرب‌تر هستند.

اثر دو ماده بازیافتی ضایعاتی شامل سرباره و بطری‌های پلاستیکی (۳ درصد مختلف در دو شکل متفاوت) از طریق آزمایش عملکرد خزش در چهار ترکیب مختلف دما و تنش بررسی شد. در مقایسه با نمونه‌های آهکی، جایگزینی بخش درشت‌دانه با سرباره باعث افزایش در مقدار قیر بهینه و استفاده از افزودنی PET در دو شکل ذرات و الیاف سبب کاهش مقدار قیر مصرفی شد. به‌منظور نشان دادن اثر این تغییرات، مقادیر کرنش تجمعی تا ۱۰۰۰۰ چرخه بارگذاری (به‌عنوان معیار شکست خزش) به دست آورده شد و پروفایل کرنش در محیط نرم‌افزار متلب مدل گردید. به‌طور کلی منحنی خزشی آهک و نمونه کنترل سرباره‌ای سریع‌تر از نمونه‌های اصلاح‌شده با PET توسعه پیدا کرد و این مفهوم را می‌رساند که نمونه‌های اصلاح‌شده مقاومت بهتری در مقابل خزش دارند؛ این کرنش ماندگار در همه ترکیب‌های تنش

مراجع

1. Awwad M T, Shbeeb L. "The use of polyethylene in hot asphalt mixtures". *American Journal of Applied Sciences*, Vol.4, No.6, pp 390-396, (2007).
2. Chen H, Xu q, Chen S, Zhangz Z. "Evaluation and design of fiber-reinforced asphalt mixtures". *Materials & Design*, Vol.30, No.7, pp 2595-2603, (2009).
3. Chen. Z., Wu, S-P. Zhu, Z-H. Liu J-S. "Experimental evaluation on high temperature rheological

- properties of various fiber modified asphalt binders". *Journal of Central South University of Technology*, Vol.15, No.1, pp 135-139, (2008).
4. Abtahis, S M., Sheikhzadeh, M., Hejazi, S M. "Fiber-reinforced asphalt-concrete-a review". *Construction and Building Materials*, Vol.24, No.6, pp 871-877, (2010).
 5. Kalantarzn, Z. N, Karim, M. R., Mahrez, A. A., "review of using waste and virgin polymer in pavement". *Construction and Building Materials*, Vol.33, pp 55-62, (2012).
 6. Tapkin, S., "Optimal polypropylene fiber amount determination by using gyratory compaction", static creep and Marshall stability and flow analyses. *Construction and Building Materials*, Vol.44, pp 399-410, (2013).
 7. Tapkin, S., UŞAR Ü, TUNCAN A, TUNCAN M. "Repeated creep behavior of polypropylene fiber-reinforced bituminous mixtures", *Journal of Transportation Engineering*, Vol.135, No.4, pp 240-249, (2009).
 8. Tayfurs, S., OZEN H, AKSOY A. "Investigation of rutting performance of asphalt mixtures containing polymer modifiers", *Construction and Building Materials*, Vol.21, No.2, pp 328-337, (2007).
 9. Ahmed, L. A., "Improvement of Marshall properties of the asphalt concrete mixtures using the polyethylene as additive", *Engineering and Technology Journal*, Vol.25, No.3, pp 383-394, (2007).
 10. Huangy, Y., Bird, R N., Heidrich, O., "A review of the use of recycled solid waste materials in asphalt pavements", *Resources, Conservation and Recycling*, Vol.52, No.1, pp 58-73, (2007).
 11. Ahmadinia, E., Zargarm, M, Karim, M. R., ABDELAZIZ M, SHAFIGH P., "Using waste plastic bottles as additive for stone mastic asphalt", *Materials & Design*, Vol.32, No.10, pp 4844-4849, (2011).
 12. Arabanim, M., Mirabdolazimi, S., SASANI A., "The effect of waste tire thread mesh on the dynamic behaviour of asphalt mixtures", *Construction and Building Materials*, Vol.24, No.6, pp 1060-1068, (2010).
 13. Behnood, A., Ameri, M., "Experimental investigation of stone matrix asphalt mixtures containing steel slag", *Scientia Iranica*, Vol.19, No.5, pp 1214-1219, (2012).
 14. Ahmedzade, P., Sengoz, B., "Evaluation of steel slag coarse aggregate in hot mix asphalt concrete", *Journal of hazardous materials*, Vol.165, No.1-3, pp 300-305, (2009).
 15. Ameri, I M, Behnood, A., "Laboratory studies to investigate the properties of CIR mixes containing steel slag as a substitute for virgin aggregates", *Construction and Building Materials*, Vol.26, No.1, pp 475-480, (2012).
 16. Arabani, M., Azarhoosha, A., "The effect of recycled concrete aggregate and steel slag on the dynamic properties of asphalt mixtures", *Construction and Building Materials*, Vol.35, pp 1-7, (2012).
 17. WU S, XUE Y, YE Q, CHEN Y., "Utilization of steel slag as aggregates for stone mastic asphalt (SMA) mixtures", *Building and Environment*, Vol.42, No.7, pp 2580-2585, (2007).
 18. Kavussi, A, Qazizadeh, M, J., "Fatigue characterization of asphalt mixes containing electric arc

- furnace (EAF) steel slag subjected to long term aging", *Construction and Building Materials*, Vol.72, pp 158-166, (2014).
19. Pasettom, M., Baldo, N., "Mix design and performance analysis of asphalt concretes with electric arc furnace slag", *Construction and Building Materials*, Vol.25, No.8, pp 3458-3468, (2011).
20. XIE J, WU S, LIN J, CAI J, CHEN Z, WEI W., "Recycling of basic oxygen furnace slag in asphalt mixture: Material characterization & moisture damage investigation", *Construction and Building Materials*, Vol.36, pp 467-474, (2012).
21. Fontesl, P., Triches, G., Pais, J. C., Pereira, P. A., "Evaluating permanent deformation in asphalt rubber mixtures", *Construction and Building Materials*, Vol.24, No.7, pp 1193-1200, (2010).
22. Ismail, Z. Z., AL-Hashmi, E. A., "Use of waste plastic in concrete mixture as aggregate replacement", *Waste management*, Vol.28, No.11, pp 2041-2047, (2008).
23. Ahmadinia, E, Zargar, M, KARIM M R, ABDELAZIZ M, AHMADINIA. E., "Performance evaluation of utilization of waste Polyethylene Terephthalate (PET) in stone mastic asphalt", *Construction and Building Materials*, Vol.36, pp 984-989, (2012).
24. Moghaddam, T, B., Soltani, M, Karim, M. R., Baaj, H., "Optimization of asphalt and modifier contents for polyethylene terephthalate modified asphalt mixtures using response surface methodology", *Elsevier*, Vol.74, pp 159-169, (2015).
25. Moghaddam, T. B., Karim, R, Syammaun, T., "Dynamic properties of stone mastic asphalt mixtures containing waste plastic bottles", *Construction and Building Materials*, Vol.34, pp 236-242, (2012).
26. Moghaddam, T. B., Soltani, M., Karim, M. R., "Experimental characterization of rutting performance of polyethylene terephthalate modified asphalt mixtures under static and dynamic loads", *Construction and Building Materials*, Vol.65, pp 487-494, (2014).
27. Taherkhani, H, Arshadi, M R. "Investigating the mechanical properties of asphalt concrete containing waste polyethylene terephthalate", *Taylor & Francis*, pp 1-18, (2017).
28. Lavasani, Namin, M. L., Fartash, H., "Experimental investigation on mineral and organic fibers effect on resilient modulus and dynamic creep of stone matrix asphalt and continuous graded mixtures in three temperature levels", *Construction and Building Materials*, Vol.95, pp 232-242, (2015).
29. Putman, B. J., Amirkhanian, S, N., "Utilization of waste fibers in stone matrix asphalt mixtures", *Resources, conservation and recycling*, Vol.42, No.3, pp 265-274, (2004).
30. Dehghan, Z., Modarres, A., "Evaluating the fatigue properties of hot mix asphalt reinforced by recycled PET fibers using 4-point bending test", *Construction and Building Materials*, Vol.139, pp 384-393, (2017).
31. NAPA., "Designing and Constructing SMA Mixtures-State-of-the-Practice", National Asphalt Pavement Association (NAPA), (1999).
32. Cooley, L., Ahlrich, R., James, R S., PROWELL B D, BROWN E R, "Implementation of Superpave mix design for airfield pavements", *2007 FAA International Airport Technology Transfer Conference*,

- Atlantic City, New Jersey, USA, (2007).
33. Choudhary, Y. R., KUMAR A, MURKUTE K. "Properties of Waste Polyethylene Terephthalate (PET) Modified Asphalt Mixes: Dependence on PET Size", PET Content, and Mixing Process. *Periodica Polytechnica Civil Engineering*, Vol.62, No.3, pp 685-693, (2018).
 34. ASTM D2726, "Standard Test Method for Bulk Specific Gravity and Density of Non-Absorptive Compacted Bituminous Mixtures", Vol.4, No.3, Annual Book of ASTM Standards, American Society for Testing and Material (ASTM), Philadelphia, USA., (2004).
 35. Khodaii, A, Mehrara, A., "Evaluation of permanent deformation of unmodified and SBS modified asphalt mixtures using dynamic creep test", *Construction and Building Materials*, Vol.23, No.7, pp 2586-2592, (2009).
 36. Rezvan, B, Hassan, Z., "Evaluation of rutting performance of stone matrix asphalt mixtures containing warm mix additives", *Journal of Central South University*, Vol.24, No.2, pp 360-373, (2017).
 37. NCHRP465, "simple performance test for superpave mix design", NATIONAL RESEARCH COUNCIL.
 38. Jiang, J., Ni, F., Gaol, Lou, S., "Developing an optional multiple repeated load test to evaluate permanent deformation of asphalt mixtures based on axle load spectrum", *Construction and Building Materials*, Vol.122, pp 254-263, (2016).
 39. Goh, S. W., You, Z., "A simple stepwise method to determine and evaluate the initiation of tertiary flow for asphalt mixtures under dynamic creep test", *Construction and Building Materials*, Vol.23, No.11, pp 3398-3405, (2009).
 40. Zhou, F., SCULLION T, SUN L. "Verification and modeling of three-stage permanent deformation behavior of asphalt mixes", *Journal of Transportation Engineering*, Vol.130, No.4, pp 486-494, (2004).
 41. HiNiSLİOĞLU S, AĞAR E., "Use of waste high density polyethylene as bitumen modifier in asphalt concrete mix. *Materials letters*", Vol.58, No.3-4, pp 267-271, (2004).
 42. Moghaddam, T B., SOLTANI M, KARIM M. R. "Evaluation of permanent deformation characteristics of unmodified and Polyethylene Terephthalate modified asphalt mixtures using dynamic creep test. " *Materials & Design* Vol.53, pp 317-324, (2014)

بهینه‌سازی ایزو ژئومتریک شکل سازه‌های دوبعدی با استفاده از تحلیل حساسیت کاملاً تحلیلی*

مقاله علمی - پژوهشی

بهرز حسینی^(۲)سجاد نیکویی^(۱)

چکیده در اکثر روش‌های بهینه‌سازی سازه‌ای در تحلیل سازه و محاسبه حساسیت از روش اجزای محدود مرسوم استفاده شده است. به دلیل تغییر هندسه در هر مرحله از بهینه‌سازی، برای دستیابی به مدل محاسباتی نیاز به تولید شبکه اجزای محدود جدیدی است که سبب افزایش هزینه محاسباتی و اتلاف وقت می‌شود. برای مرتفع نمودن مشکلات این‌چنینی، روش تحلیل ایزو ژئومتریک بر مبنای توابع پایه نربز که ترکیبی از روش طراحی به کمک کامپیوتر (CAD) و اجزای محدود است، در اینجا استفاده می‌شود. در بهینه‌سازی شکل سازه‌ها از روش مجانب‌های پویا (MMA) که روشی گرادیان محور است، استفاده شده است. در بهره‌گیری از این روش نیاز به تحلیل حساسیت طرح نسبت به متغیرهای طراحی است. به همین منظور، با توجه به ویژگی‌های توابع نربز روش تحلیل حساسیت کاملاً تحلیلی فرمول‌بندی و اجرا شده است. برای نشان دادن عملکرد روش پیشنهادی، مثال‌های عددی گوناگونی حل شده است.

واژه‌های کلیدی روش ایزو ژئومتریک، بهینه‌سازی شکل، نربز، حساسیت کاملاً تحلیلی.

Isogeometric Shape Optimization of 2D Structures Using Fully Analytical Sensitivity Analysis

S. Nikoei

B. Hassani

Abstract In most of the structural optimization approaches analysis and sensitivities are carried out by using the conventional finite element method. Due to the variations of the problem geometry within the shape optimization iterations, updating the computational model by several remeshings is required that is quite time consuming and computationally costly. As a remedy for this problem, the NURBS-based isogeometric analysis method is here adopted that combines the Computer Aided Design (CAD) and finite element techniques. In this study, in the shape optimization of the structures the Method of Moving Asymptotes (MMA), which is a gradient-based method, is employed and to calculate the required sensitivities a fully analytical approach is presented. To demonstrate the performance of the suggested approach, various numerical examples are solved.

Key Words Isogeometric Approach, Shape Optimization, NURBS, Fully Analytical Sensitivity.

* تاریخ دریافت مقاله ۹۷/۹/۲۶ تاریخ پذیرش آن ۹۹/۲/۱۱ می‌باشد.

(۱) دانشجوی دوره دکتری مهندسی هوافضا، گروه مکانیک، دانشکده مهندسی، دانشگاه فردوسی مشهد.

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

Email: b_hassani@um.ac.ir

مقدمه

بشر همواره در تلاش بوده تا به منظور افزایش کارایی و به‌ضرورت نیاز طراحی اجسام مختلف را بهبود بخشد. این تلاش‌ها موجب پیشرفت جامعه بشری است و می‌توان از آن به‌عنوان مبدأ بهینه‌سازی یاد نمود. امروزه به دلیل محدود بودن منابع و انرژی در دسترس، استفاده مؤثرتر از آنها از اهمیت ویژه‌ای برخوردار است. به همین منظور، بهینه‌سازی به‌سادگی به‌عنوان ابزاری ارزشمند برای یافتن بهترین تعریف شده است. به عبارت دیگر هدف از طراحی مهندسی یافتن بهترین حل برای یک مسئله خاص است. این بدان معنی است که می‌توان بهینه‌سازی را قلب مهندسی دانست [1].

در همین راستا پیشرفت‌های چشم‌گیری در سه دهه اخیر در زمینه بهینه‌سازی شکل سازه‌ها به وجود آمده است. بهینه‌سازی شکل به فرایندی گفته می‌شود که در طی آن شکل بهینه یک سازه با استفاده از پروسه‌ای تکراری بر مبنای تحلیل پاسخ سازه‌ای و محاسبه حساسیت که در شاخه بهینه‌سازی گرادیان محور مطرح است، به دست می‌آید. در بیشتر روش‌های بهینه‌سازی سازه‌ای از روش‌های عددی گوناگونی استفاده شده است که از مشهورترین آنها می‌توان به روش تفاضل محدود (FDM)، روش اجزای محدود (FEM) و دسته‌ای از روش‌ها تحت عنوان روش‌های بدون شبکه اشاره نمود. اگرچه این روش‌ها به دنبال یکدیگر و با هدف توانمند ساختن و رفع عیوب روش‌های پیش از خود به وجود آمده‌اند، اما باز هم نمی‌توان آنها را بدون نقص در نظر گرفت. از جمله این نواقص می‌توان به نقطه‌ضعف آنها در تولید دقیق شکل مسائل دارای هندسه پیچیده، ضعف در مدل‌سازی دقیق مسائل با تغییرات شدید در خواص مصالح و همچنین نیاز به تولید مکرر شبکه المانها در برخی مسائل نظیر مسائلی که در چارچوب لاگرانژی حل می‌شوند و یا مسائل بهینه‌سازی شکل سازه، اشاره کرد. در سال‌های اخیر، با تلفیق پیشرفت‌های تکنولوژی طراحی به کمک کامپیوتر و روش اجزای محدود روش

تحلیلی جدیدی تحت عنوان روش ایزو ژئومتریکی پا به عرصه تحلیل مسائل مهندسی گذاشت [2]. این بدان معناست که در روش ایزو ژئومتریکی از توابع پایه یکسان جهت مدل‌سازی هندسه و تحلیل سازه استفاده می‌شود که این به‌نوبه خود باعث افزایش دقت و کارایی این روش نسبت به سایر روش‌های پیش از خود می‌شود. از آنجاکه این روش نوپا جایگزینی مناسب برای روش اجزای محدود کلاسیک است، لذا فرمول‌بندی آن در مسائل مکانیک محاسباتی ضروری است. به همین منظور، روش تحلیل ایزو ژئومتریکی به‌سرعت در زمینه‌های مختلف توسعه داده شد که از میان آنها می‌توان به کاربرد آن در دینامیک سیالات [3-6]، مکانیک سازه‌ها [7-10] و الکترومغناطیس [11,12] اشاره کرد. همچنین در این زمینه کتبی به چاپ رسیده است که از میان آنها می‌توان به مرجع [13] اشاره نمود. در همین راستا، با بهره‌گیری از این روش در پیاده‌سازی الگوریتم‌های مختلف کامپیوتری می‌توان از آن به‌عنوان ابزاری قدرتمند در بهینه‌سازی سازه‌ها استفاده نمود.

بدون شک روش‌های تحلیل و طراحی مهندسی به یکدیگر وابسته‌اند. مراحل بهینه‌سازی شکل کاملاً وابسته به هندسه می‌باشند و با تغییر آن در مراحل مختلف در واقع مدل تحلیل را نیز تغییر می‌دهند. با به‌کارگیری روش ایزو ژئومتریکی مدل هندسی و تحلیلی ادغام می‌گردد و بنابراین مرحله تولید مدل تحلیلی که در روش اجزای محدود، تولید شبکه اجزای محدود است، از مراحل کار حذف می‌گردد. این مرحله در صنعت بسیار زمان‌بر و پرهزینه است؛ بنابراین روش ایزو ژئومتریکی نه تنها در زمینه تحلیل سازه بلکه در فرآیند طراحی سازه نیز تحولی عظیم به حساب می‌آید.

از اولین کارهای صورت گرفته در زمینه بهینه‌سازی شکل سازه‌ها می‌توان به پژوهش‌های زینکویچ در سال‌های ۱۹۷۳ [14] و ۱۹۷۵ [15] اشاره کرد. پس از آن تحقیقات فراوانی در این شاخه از علم بهینه‌سازی صورت گرفت که از میان آنها می‌توان به تحقیقات هافکا در

که روشی مبتنی بر برنامه‌ریزی ریاضی بوده و نیاز به محاسبه مقادیر مشتقات توابع هدف و قید برای حل مسئله دارد، استفاده می‌شود. به همین منظور، در هر مرحله بهینه‌سازی باید تحلیل حساسیت توابع هدف و قید نسبت به پارامترهای طراحی صورت پذیرد. برای محاسبه این حساسیت روش‌های گوناگونی وجود دارد که در این تحقیق با توجه به مزایای توابع پایه نربز، روش کاملاً تحلیلی با بهره‌گیری از روش ایزو ژئومتریک فرمول‌بندی شده است. هدف از این مقاله، بهینه‌سازی شکل سازه‌های دوبعدی با توابع هدف و قید گوناگون نظیر حداقل‌سازی حجم، مساحت، بیشترین تنش، انرژی کرنشی، بیشترین جابه‌جایی و غیره است که با محاسبه حساسیت این توابع به‌صورت کاملاً تحلیلی نتایج قابل قبولی حاصل شده است.

مقدمه‌ای بر توابع پایه نربز

این بخش به معرفی توابع و سطوح نربز اختصاص دارد و به دنبال آن توصیف کوتاهی از روش تحلیل ایزو ژئومتریک در مسائل دوبعدی خواهد آمد. برای آگاهی از جزئیات بیشتر مطالب این بخش به مرجع [32] مراجعه شود.

در ابتدای بحث، فضای پارامتری یک‌بعدی تحت عنوان دامنه $\Omega = [0, 1]$ معرفی می‌شود که اغلب به‌عنوان وصله شناخته می‌شود. فضای پارامتری در یک بعد با استفاده از بردار گرهی ξ ، که شامل مجموعه‌ای از اعداد حقیقی ($\eta_i \in \mathbb{R}$) غیر نزولی ($\eta_i \leq \eta_{i+1}$) که گره نامیده می‌شود، به بخش‌های به‌صورت رابطه (۱) تقسیم می‌شود:

$$\Xi = \{\eta_1 = 0, \dots, \eta_{n+p+1} = 1\} \quad (1)$$

که در آن $n+1$ تعداد توابع پایه اسپلاین تک متغیره تعریف شده بر روی بردار گرهی است و p درجه توابع پایه است که در ادامه توضیح داده شده است. بازه مشخصه (η_i, η_{i+1}) به‌عنوان دهانه گرهی شناخته می‌شود که در آن گره‌ها می‌توانند متمایز نباشند و طول این بازه صفر باشد. با داشتن بردار گرهی، توابع پایه بی-اسپلاین

سال‌های ۱۹۸۶ و ۱۹۹۲ [16,17] اشاره نمود. تحقیقات در این زمینه تنها به سازه‌های دوبعدی محدود نشد و دامنه آن سازه‌های سه‌بعدی را نیز در بر گرفت. محققان مختلفی از جمله امام [18]، بوتکین [19]، یونسی و همکاران [20] و آنیچاریکو [21] پژوهش‌های خود را پیرامون مسائل بهینه‌سازی سازه‌های سه‌بعدی معطوف ساختند.

بعد از پیدایش روش تحلیل ایزو ژئومتریک و استفاده از آن در حل مسائل گوناگون و وجود مشکلات متعدد روش اجزای محدود در مسائل بهینه‌سازی، توجه محققین این حوزه نیز به سمت این روش جلب شد. از جمله پژوهشگرانی که تحقیقات خود را به سمت استفاده از این روش معطوف کردند می‌توان از چو و همکاران [22] و وال و همکاران [23] نام برد. سئو و همکاران [24] مطالعات خود را با استفاده از روش ایزو ژئومتریک برای بهینه‌سازی شکل و توپولوژی بسط دادند. ناگی و همکاران [25] به بهینه‌سازی شکل و ابعاد تیر با استفاده از این روش پرداختند. تحقیق بر روی بهینه‌سازی شکل با استفاده از انتگرال مرزی و استفاده از روش ایزو ژئومتریک توسط لی و همکاران [26] ارائه شد. همچنین در کارهای متنوعی حسینی و همکاران [27,28] به بهینه‌سازی شکل سازه‌های دوبعدی و سه‌بعدی پرداختند. آنها همچنین پژوهشی دیگر [29] پیرامون بهینه‌سازی هم‌زمان شکل و توپولوژی پوسته‌ها با استفاده از روش ایزو ژئومتریک ارائه دادند. لیان و همکاران [30] با ترکیب روش ایزو ژئومتریک و اجزای مرزی و با استفاده از الگوریتم مجانب‌های پویا به بهینه‌سازی شکل سازه‌های دوبعدی پرداختند. سان و همکاران [31] از همان روش ولی از روش انبوه ذرات در بهینه‌سازی سازه‌های دوبعدی استفاده نمودند.

در این پژوهش، به بهینه‌سازی شکل سازه‌های دوبعدی تحت شرایط تنش مسطح با استفاده از روش تحلیل ایزو ژئومتریک بر مبنای توابع پایه نربز پرداخته شده است. در انجام بهینه‌سازی از روش مجانب‌های پویا

$$S(\eta, \zeta) = \sum_{l=1}^{n \times m} R_l(\eta, \zeta) P_l \quad (۷)$$

منحنی‌ها و سطوح نریز این ویژگی را دارند که بتوان نقاط کنترلی جدید را به آنها افزود بدون اینکه در هندسه آنها تغییری ایجاد شود که به این کار در ادبیات موضوع بهبود شبکه گفته می‌شود. روش‌های گوناگونی مانند افزودن گره به بردار گرهی و افزایش درجه توابع پایه برای این منظور ایجاد شدند. در روش افزودن گره با اضافه کردن مقادیر جدید گره، دهانه‌های گرهی به دهانه‌های کوچک‌تری تقسیم می‌شوند. در نتیجه در این نقطه پیوستگی به اندازه واحد کاهش می‌یابد. به ازای هر یک گره جدید، یک نقطه کنترلی نیز اضافه می‌شود. نقاط کنترلی بهبود یافته با ترکیب خطی نقاط کنترلی اولیه حاصل می‌شوند. با در نظر گرفتن تابع بی-اسپلاین یک‌بعدی در صورتی که گره اضافه شده $\tilde{\eta} \in [\eta_k, \eta_{k+1}]$ باشد، نقاط کنترلی بهبود یافته $\hat{P}_i (i = 1, \dots, n+1)$ در اثر افزایش این گره با استفاده از نقاط کنترلی اولیه اثر افزایش این گره با رابطه (۸) به دست می‌آید:

$$\hat{P}_i = \beta_i P_i + (1 - \beta_i) P_{i-1} \quad (۸)$$

که

$$\beta_i = \begin{cases} 1 & i \leq k-p, \\ \frac{\tilde{\eta} - \eta_i}{\eta_{p+1} - \eta_i} & k-p < i \leq k, \\ 0 & k < i. \end{cases} \quad (۹)$$

بدین ترتیب می‌توان از یک شبکه نقاط کنترلی درشت بدون تغییر هندسه به شبکه ریزتری دست یافت.

تحلیل ایزوژئومتریکی در مسائل تنش مسطح

در این بخش، معادلات حاکم بر صفحات دوبعدی و شکل ضعیف این معادلات با استفاده از روش تحلیل ایزوژئومتریکی استخراج و در ادامه از آنها در بهینه‌سازی شکل این سازه‌ها استفاده می‌شود.

دامنه اجسام دوبعدی به صورت $\Omega \subset \mathbb{R}^2$ است که به وسیله میدان جابه‌جایی $u(x) \in \mathbb{R}^2$ ، $x \in \Omega$ مشخص

$N_{i,p}(\eta)$ از مرتبه $p = 0$ به صورت رابطه (۲) تعریف می‌شوند [32]:

$$N_{i,0}(\eta) = \begin{cases} 1 & \text{اگر } \eta_i \leq \eta \leq \eta_{i+1} \\ 0 & \text{در غیر این صورت} \end{cases} \quad (۲)$$

توابع پایه بی-اسپلاین برای $p > 0$ با توجه به روابط بازگشتی به صورت رابطه (۳) بیان می‌شوند:

$$N_{i,p}(\eta) = \frac{\eta - \eta_i}{\eta_{i+p} - \eta_i} N_{i,p-1}(\eta) + \frac{\eta_{i+p+1} - \eta}{\eta_{i+p+1} - \eta_{i+1}} N_{i+1,p-1}(\eta) \quad (۳)$$

از آنجاکه این پژوهش حول مسائل تنش مسطح است، فقط به بیان روابط سطوح نریز بسنده می‌شود. سطح نریز از ترکیب خطی توابع پایه و نقاط کنترلی به دست می‌آید. سطح نریزی از درجه p در جهت η و از درجه q در جهت ζ ، با رابطه (۴) بیان می‌شود:

$$S(\eta, \zeta) = \sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^m R_{i,j}^{p,q}(\eta, \zeta) P_{i,j} \quad (۴)$$

که در آن $\{P_{i,j}\}$ شبکه نقاط کنترلی است که در دو جهت تعریف شده است. همچنین $\{w_{i,j}\}$ وزن‌های مرتبط با نقاط کنترلی و $\{R_{i,j}^{p,q}(\eta, \zeta)\}$ توابع پایه نریز می‌باشند که بر روی بردارهای گرهی در دو جهت تعریف شده‌اند و به صورت رابطه (۵) بیان شده است:

$$R_{i,j}^{p,q}(\eta, \zeta) = \frac{N_{i,p}(\eta) N_{j,q}(\zeta) w_{i,j}}{W(\eta, \zeta)} \quad (۵)$$

که $W(\eta, \zeta)$ تحت عنوان توابع وزن‌دار شناخته می‌شوند و به صورت رابطه (۶) بیان می‌شوند:

$$W(\eta, \zeta) = \sum_{k=1}^n \sum_{l=1}^m N_{k,p}(\eta) N_{l,q}(\zeta) w_{k,l} \quad (۶)$$

برای سادگی نوشتار، با فرض $I = (j-1)n + i$ و صرف نظر از نوشتن اندیس‌های p و q می‌توان رابطه (۴) را به صورت خلاصه نوشت:

$$= \sum_{k=1}^{Ngp} B_k^T D B_k |J_k| W_k \quad (۱۷)$$

B با توجه به (۱۵) به صورت (۱۸) بازنویسی می شود:

$$B = \begin{bmatrix} \frac{\partial R_1}{\partial x} & 0 & \dots & \frac{\partial R_{ne}}{\partial x} & 0 \\ 0 & \frac{\partial R_1}{\partial y} & \dots & 0 & \frac{\partial R_{ne}}{\partial y} \\ \frac{\partial R_1}{\partial y} & \frac{\partial R_1}{\partial x} & \dots & \frac{\partial R_{ne}}{\partial y} & \frac{\partial R_{ne}}{\partial x} \end{bmatrix} \quad (۱۸)$$

که $ne = (p+1)(q+1)$ است. همچنین F بردار نیرو است که به صورت رابطه (۱۹) بیان می شود:

$$F = \int_{\Omega} R^T b d\Omega + \int_{\Gamma} R^T t d\Gamma \quad (۱۹)$$

در رابطه (۱۷)، D ماتریس ساختار، J ژاکوبین و |J| دترمینان ژاکوبین است که به ترتیب در روابط (۲۰)، (۲۱) و (۲۲) بیان شده اند. همچنین، W_k وزن نقاط انتگرالی و Ngp تعداد نقاط انتگرالی گوسی در هر المان است.

$$D = \frac{E}{(1-\nu^2)} \begin{bmatrix} 1 & \nu & 0 \\ \nu & 1 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1-\nu}{2} \end{bmatrix} \quad (۲۰)$$

که E مدول الاستیسیته و ν ضریب پواسون هستند.

$$J = J_{T_1} J_{T_2} = \begin{bmatrix} \eta_{1,s} & \zeta_{1,s} \\ \eta_{1,t} & \zeta_{1,t} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_{,\eta} & y_{,\eta} \\ x_{,\zeta} & y_{,\zeta} \end{bmatrix} \\ = \begin{bmatrix} \frac{\eta_{i+1} - \eta_i}{2} & 0 \\ 0 & \frac{\zeta_{i+1} - \zeta_i}{2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sum R_{i,\eta} x_i & \sum R_{i,\eta} y_i \\ \sum R_{i,\zeta} x_i & \sum R_{i,\zeta} y_i \end{bmatrix} \quad (۲۱)$$

که s و t مؤلفه های مختصات المان پایه و x_i و y_i مختصات نقاط کنترلی هستند. همچنین T_1 انتقال خطی از نقاط انتگرالی المان پایه به فضای پارامتری و T_2 انتقال خطی از فضای پارامتری به فضای فیزیکی است.

$$|J| = |J_{T_1}| |J_{T_2}| = \begin{vmatrix} \eta_{1,s} & \zeta_{1,s} \\ \eta_{1,t} & \zeta_{1,t} \end{vmatrix} \begin{vmatrix} x_{,\eta} & y_{,\eta} \\ x_{,\zeta} & y_{,\zeta} \end{vmatrix}$$

می شود. با فرض تغییر شکل های کوچک پا سخ ج سم به صورت کرنش خطی رابطه (۱۰) بیان می شود:

$$\varepsilon = \nabla u = \frac{1}{2} (\nabla u + \nabla u^T) \quad (۱۰)$$

رابطه کار مجازی به صورت (۱۱) بیان می شود:

$$\int_{\Omega} \delta \varepsilon^T \sigma d\Omega - \int_{\Omega} \delta u^T b d\Omega - \int_{\Gamma} \delta u^T t d\Gamma = 0 \quad (۱۱)$$

که σ تانسور تنش و b و t به ترتیب نیروهای حجمی و سطحی می باشند. در این روش، هندسه با استفاده از سطوح نریز به صورت رابطه (۱۲) ساخته می شود:

$$x(\eta, \zeta) = \sum_I^{n \times m} R_I(\eta, \zeta) P_I = R P \quad (۱۲)$$

همانند رابطه بالا، جابه جایی برای یک وصله با استفاده از توابع پایه نریز به صورت رابطه (۱۳) به دست می آید:

$$u(\eta, \zeta) = \sum_I^{n \times m} R_I(\eta, \zeta) q_I = R q \quad (۱۳)$$

که بردار q متغیرهای کنترلی هستند. با استفاده از (۱۳) می توان رابطه (۱۰) را به صورت (۱۴) بازنویسی نمود:

$$\varepsilon = B q \quad (۱۴)$$

که $B = L R$ ماتریس کرنش - جا به جایی و L ماتریس عملگر مشتق است و به صورت (۱۵) تعریف می شود:

$$L = \begin{bmatrix} \partial/\partial x & 0 \\ 0 & \partial/\partial y \\ \partial/\partial y & \partial/\partial x \end{bmatrix} \quad (۱۵)$$

با جایگذاری (۱۳) و (۱۴) در (۱۱) دستگاه معادلات جبری به شکل ماتریسی (۱۶) تبدیل خواهد شد:

$$K q = F \quad (۱۶)$$

که در آن K ماتریس سختی کلی سازه است و برای هر المان به صورت رابطه (۱۷) به دست می آید:

$$K_e = \int_{\Omega} B^T D B d\Omega = \int_{-1}^1 \int_{-1}^1 B^T D B |J| d\eta d\zeta$$

که در آن تابع هدف $\mathfrak{F}$ تابعی از متغیرهای حالت مانند جابه‌جایی q و متغیرهای طراحی x است. همچنین، h_l قیود مساوی، g_k قیود نامساوی، n_l تعداد قیود مساوی، n_k تعداد قیود نامساوی، $x_j^{\min}$ و $x_j^{\max}$ به ترتیب حد پایین و بالای متغیرهای طراحی و n_j تعداد متغیرهای طراحی در مسئله بهینه‌سازی هستند.

با توسعه روش ایزوژئومتریکی در بهینه‌سازی شکل، مدل هندسی ساخته شده که متشکل از شبکه نقاط کنترلی است، هم برای انجام تحلیل و هم برای پارامتر سازی بهینه‌سازی شکل به کار می‌رود. به عبارت دیگر مختصات نقاط کنترلی که در نرَبز برای تولید هندسه و در تحلیل ایزوژئومتریکی برای تقریب تغییر مکان مورد استفاده قرار می‌گرفت، در بهینه‌سازی شکل کاربرد سومی هم پیدا می‌کند که همان نقش متغیرهای طراحی مسئله بهینه‌سازی است. به این ترتیب در هر گام بهینه‌سازی موقعیت این نقاط می‌تواند به عنوان متغیر طراحی مسئله بهینه‌سازی شکل استفاده شود. توجه شود که با این کار دیگر نیازی به ساخت مدل اجزای محدود برای تحلیل و صرف هزینه‌های بالا برای تولید شبکه اجزای محدود مرتفع می‌شود.

برای حل کلی یک مسئله بهینه‌سازی دو روش وجود دارد: (۱) روش بر مبنای گرادیان، (۲) روش بر مبنای غیرگرادیان. تمرکز این پژوهش بر روی روش بر مبنای گرادیان است که استفاده از آن مستلزم پاسخ سازه و تحلیل حساسیت آن نسبت به متغیرهای طراحی است و برای انجام آن از روش مجانب‌های پویا (MMA) بهره گرفته شده است. این روش یک روش بهینه‌سازی بر مبنای برنامه‌ریزی ریاضی است که با استفاده از اطلاعات مشتقات توابع هدف و قید، زیر مسئله‌ای محدب و تفکیک‌پذیر تولید می‌کند و سپس زیر مسئله را حل می‌کند. جواب به دست آمده به عنوان نقطه شروع در گام بعدی بهینه‌سازی مورد استفاده قرار می‌گیرد و این کار تا حصول همگرایی ادامه پیدا می‌کند. برای اطلاعات بیشتر در مورد نحوه کار این روش می‌توان به مرجع [33]

$$= 0.25(\eta_{i+1} - \eta_i)(\zeta_{i+1} - \zeta_i) \left\{ \left(\sum R_{i,\eta} x_i \sum R_{i,\zeta} y_i \right) - \left(\sum R_{i,\eta} y_i \sum R_{i,\zeta} x_i \right) \right\} \quad (22)$$

بهینه‌سازی شکل

در این بخش به بیان روابط بهینه‌سازی ایزوژئومتریکی شکل سازه‌های دوبعدی پرداخته خواهد شد. هدف از بهینه‌سازی شکل سازه، یافتن هندسه مرزهای سازه است به گونه‌ای که رفتار خاصی از سازه در بهترین وضعیت باشد. معمولاً این مسائل دارای قیدهای رفتاری و هندسی نیز می‌باشند که از آن جمله می‌توان به محدودیت تنش‌ها، تغییر مکانها و محدودیت‌های هندسی اشاره نمود. همچنین وزن، انرژی کرنشی ذخیره شده و مقادیر فرکانس‌های طبیعی سازه از جمله توابع هدف مسائل بهینه‌سازی شکل می‌باشند. در این بخش پس از معرفی بهینه‌سازی، مسئله بهینه‌سازی ایزوژئومتریکی شکل تشریح خواهد شد. سپس روش بهینه‌سازی مورد استفاده به همراه تحلیل حساسیت تحلیلی برای مسائل این بخش فرمول‌بندی خواهند شد.

در مسئله بهینه‌سازی بایستی ابتدا تابعی را با عنوان تابع هدف مشخص و سپس با یک الگوریتم بهینه‌سازی و با توجه به قیود حاکم بر مسئله اقدام به حل آن نمود. در بهینه‌سازی شکل توابع متنوعی را می‌توان به عنوان تابع هدف تعریف نمود. در صورتی که مسئله بهینه‌سازی قید داشته یا نداشته باشد، آن را مقید یا نامقید می‌نامند. البته در بیشتر مسائل بهینه‌سازی سازه‌ها، مسائل به صورت مقید در نظر گرفته می‌شوند. با توجه به این توضیحات، یک مسئله بهینه‌سازی را می‌توان به شکل رابطه (۲۳) نشان داد:

$$\begin{cases} \min \mathfrak{F}(x, q(x)) & \text{تابع هدف} \\ \text{قیود} \quad \begin{cases} h_l(x, q(x)) = 0, & l = 1, \dots, n_l \\ g_k(x, q(x)) \leq 0, & k = 1, \dots, n_k \\ x_j^{\min} \leq x_j \leq x_j^{\max}, & j = 1, \dots, n_j \end{cases} \end{cases} \quad (23)$$

مراجعه نمود.

حساسیت این تابع نسبت به متغیرهای طراحی که در اینجا مختصات نقاط کنترلی هستند، با استفاده از (۲۴) به صورت (۲۷) به دست می‌آید؛ اما در ابتدا شکل گسسته‌سازی شده این تابع به صورت (۲۶) بیان می‌شود:

$$\mathfrak{J}(x, q(x)) = F^T q \quad (26)$$

که F بردار نیرو در دستگاه معادلات خطی و q بردار جابه‌جایی است. با در نظر گرفتن بردار نیرو به صورت نیروی متمرکز مشتقات آن نسبت به متغیرهای طراحی حذف می‌شوند. لذا، حساسیت انرژی کرنشی نسبت به متغیرهای طراحی به صورت رابطه (۲۷) بیان می‌شود:

$$\frac{\partial \mathfrak{J}}{\partial x} = F^T \frac{\partial q}{\partial x} = -F^T K^{-1} \frac{\partial K}{\partial x} q = -q^T \frac{\partial K}{\partial x} q \quad (27)$$

برای محاسبه مشتقات ماتریس سختی المان نسبت به متغیرهای طراحی $\left(\frac{\partial K}{\partial x}\right)$ با استفاده از ماتریس سختی المان K_e ، که کهر رابطه (۱۷) معرفی شده است، می‌توان این مشتقات را به صورت رابطه (۲۸) نوشت:

$$\begin{aligned} \frac{\partial K_e}{\partial x} = & \sum_{k=1}^{Ngp} \left[\frac{\partial B_k^T}{\partial x} DB_k |J_k| W_k \right. \\ & \left. + B_k^T D \frac{\partial B_k}{\partial x} |J_k| W_k + B_k^T DB_k \frac{\partial |J_k|}{\partial x} W_k \right] \end{aligned} \quad (28)$$

همان‌طور که در بخش‌های گذشته توضیح داده شد دو انتقال برای محاسبه انتگرال عددی وجود داشت که تنها J_{T_2} به مختصات نقاط کنترلی، به عنوان متغیرهای طراحی، وابسته است درحالی‌که J_{T_1} مستقل از متغیرهای طراحی است. لذا، مشتق دترمینان ژاکوبین $\frac{\partial |J_k|}{\partial x}$ به صورت رابطه (۲۹) تبدیل خواهد شد:

$$\frac{\partial |J_k|}{\partial x} = |J_{T_1}| \frac{\partial |J_{T_2}|}{\partial x} \quad (29)$$

تابع دیگری که در بهینه‌سازی شکل سازه‌ها می‌تواند مورد استفاده قرار گیرد حداکثر تنش موجود در سازه است که با حداقل‌سازی آن می‌توان به سازه بهینه‌ای دست‌یافت. در این پژوهش از حداکثر تنش ون-میزر

تحلیل حساسیت

تحلیل حساسیت به معنی بررسی میزان وابستگی طرح نسبت به هر پارامتر تأثیرگذار در آن است. در مسائل بهینه‌سازی این اصطلاح به معنی سنجش میزان تغییرات تابع هدف نسبت به هر یک از متغیرهای طراحی است که در واقع به معنی پیدا کردن مشتق تابع هدف نسبت به آن متغیر است. در حالت کلی سه دسته روش برای انجام تحلیل حساسیت وجود دارد: روش‌های عددی، نیمه‌تحلیلی و تحلیلی. در روش‌های عددی مشتقات توابع هدف و قید را با استفاده از روش‌های مختلف عددی مانند تفاضلات محدود به دست می‌آورند. در روش‌های نیمه‌تحلیلی بخشی از عملیات یافتن مشتقات به صورت تحلیلی و بخشی با روش‌های عددی انجام می‌شود. در روش‌های تحلیلی که در این پژوهش مورد استفاده قرار گرفته است، مقادیر مشتقات با توابع صریح بر حسب متغیرهای طراحی مسئله به دست می‌آیند. حساسیت تابع هدف نسبت به متغیرهای طراحی با توجه به (۱۶) به صورت رابطه (۲۴) حاصل می‌گردد:

$$\begin{aligned} \frac{d\mathfrak{J}(x, q(x))}{dx} &= \frac{\partial \mathfrak{J}}{\partial x} + \frac{\partial \mathfrak{J}}{\partial q} \frac{\partial q}{\partial x} \\ &= \frac{\partial \mathfrak{J}}{\partial x} + \frac{\partial \mathfrak{J}}{\partial q} K^{-1} \left(\frac{\partial F}{\partial x} - \frac{\partial K}{\partial x} q \right) \\ &= \frac{\partial \mathfrak{J}}{\partial x} + \theta^T \left(\frac{\partial F}{\partial x} - \frac{\partial K}{\partial x} q \right) \end{aligned} \quad (24)$$

که در آن θ متغیر الحاقی است که از حل دستگاه معادله الحاقی به صورت رابطه (۲۵) به دست می‌آید:

$$K\theta = \left(\frac{\partial \mathfrak{J}}{\partial q} \right)^T \quad (25)$$

در مسائل بهینه‌سازی شکل سازه‌ها موارد مختلفی را می‌توان به عنوان تابع هدف و قید در نظر گرفت. یکی از رایج‌ترین فرمولاسیون استفاده شده برای بهینه‌سازی شکل سازه‌ها حداقل‌سازی انرژی کرنشی است.

است.

با توجه به روابط به دست آمده برای رفتار محلی تنش، می‌توان حساسیت آن را نسبت به متغیرهای طراحی به صورت رابطه (۳۴) به دست آورد:

$$\begin{aligned}\frac{d\sigma}{dx} &= \frac{\partial\sigma}{\partial x} + \frac{\partial\sigma}{\partial q} \frac{dq}{dx} = D \frac{\partial B}{\partial x} \Lambda q + DB \Lambda \frac{\partial q}{\partial x} \\ &= D \frac{\partial B}{\partial x} \Lambda q - DB \Lambda K^{-1} \frac{\partial K}{\partial x} q \\ &= D \frac{\partial B}{\partial x} \Lambda q - \theta^T \frac{\partial K}{\partial x} q\end{aligned}\quad (34)$$

که θ همانند رابطه (۲۴) با حل دستگاه معادله الحاقی (۳۵) به دست می‌آید.

$$K\theta = (DB\Lambda)^T \quad (35)$$

در بسیار از مسائل سه‌بعدی و دوبعدی نیاز به حداقل سازی حجم و مساحت است. از آنجایی که در این پژوهش بررسی مسائل دوبعدی مد نظر است، لذا روابط مورد نیاز برای حداقل سازی مساحت به صورت رابطه (۳۶) استخراج می‌گردد:

$$A = \int_{\Omega} d\Omega = \int_{\Omega} |J| d\eta d\zeta = \sum_{k=1}^{Ngp} |J_k| W_k \quad (36)$$

مشتقات A نسبت به متغیرهای طراحی به صورت رابطه (۳۷) بیان می‌شود:

$$\frac{dA}{dx} = \int_{\Omega} \frac{\partial |J|}{\partial x} d\eta d\zeta = \sum_{k=1}^{Ngp} \frac{\partial |J_k|}{\partial x} W_k \quad (37)$$

محاسبه حساسیت با استفاده از روش تحلیلی

همان‌طور که دیده شد، در مسائل مختلف لازمه تحلیل حساسیت محاسبه مشتقات توابع مختلف نسبت به متغیرهای طراحی است. در بخش قبل مشتقات توابع مختلف به دست آمد و دیده شد که باید برای محاسبه $\frac{\partial |J|}{\partial x}$ و $\frac{\partial B}{\partial x}$ چاره‌ای اندیشید. از این رو، در این بخش به محاسبه این مجهولات به صورت تحلیل پرداخته می‌شود. برای محاسبه مشتقات در ابتدا نیاز به تعریف دو ماتریس Ψ و $\tilde{\Psi}$ به صورت روابط (۳۸) و (۳۹) است:

(رابطه (۳۰)) استفاده شده است:

$$\sigma_{VM} = \sqrt{\sigma_1^2 + \sigma_2^2 + 3\sigma_{12}^2 - \sigma_1\sigma_2} = \left(\frac{\sigma^T \sigma}{2}\right)^{0.5} \quad (30)$$

بردار تنش $\sigma = \{\sigma_1, \sigma_2, (\sigma_1 - \sigma_2), \sqrt{6}\sigma_{12}\}^T$ است. در ادامه مشتقات تنش ون-میزر نسبت به متغیرهای طراحی به صورت رابطه (۳۱) حاصل می‌گردند:

$$\begin{aligned}\frac{d\sigma_{VM}}{dx} &= \frac{d}{dx} \left(\frac{\sigma^T \sigma}{2}\right)^{0.5} \\ &= \frac{1}{2} \left(\frac{\frac{d\sigma^T}{dx} \sigma + \sigma^T \frac{d\sigma}{dx}}{2} \right) \times \left(\frac{\sigma^T \sigma}{2}\right)^{-0.5} \\ &= \frac{1}{2} \sigma^T \frac{d\sigma}{dx} \times \frac{1}{\sigma_{VM}} = \frac{1}{2\sigma_{VM}} \sigma^T \frac{d\sigma}{dx}\end{aligned}\quad (31)$$

که با جایگذاری بردار تنش σ در رابطه (۳۱)، رابطه (۳۲) به دست خواهد آمد:

$$\begin{aligned}\frac{d\sigma_{VM}}{dx} &= \frac{1}{2\sigma_{VM}} \left\{ \begin{matrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_1 - \sigma_2 \\ \sqrt{6}\sigma_{12} \end{matrix} \right\} \left\{ \frac{d\sigma_1}{dx}, \frac{d\sigma_2}{dx}, \frac{d(\sigma_1 - \sigma_2)}{dx}, \sqrt{6} \frac{d\sigma_{12}}{dx} \right\} \\ &= \frac{1}{2\sigma_{VM}} \left((2\sigma_1 - \sigma_2) \frac{d\sigma_1}{dx} + (2\sigma_2 - \sigma_1) \frac{d\sigma_2}{dx} + 6\sigma_{12} \frac{d\sigma_{12}}{dx} \right)\end{aligned}\quad (32)$$

برای محاسبه معادله (۳۲) می‌بایست مشتقات مؤلفه‌های تنش به دست آید. بدین منظور، بردار تنش محلی در نقطه‌ای که تنش بیشترین مقدار خود را دارد با توجه به روابط (۱۳)، (۱۴) و (۲۰) و قانون هوک به صورت رابطه (۳۳) بیان می‌شود:

$$\sigma_{max} = \begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_{12} \end{Bmatrix} = D\varepsilon = DBd = DB\Lambda q \quad (33)$$

توجه شود که بیشترین تنش رفتار محلی از سازه مورد نظر است درحالی که انرژی کرنشی بیان‌گری رفتار کلی آن است. پس d بردار جابه‌جایی محلی نقاط کنترلی مرتبط با نقطه‌ای که بیشترین تنش در آن رخ می‌دهد درحالی که q جابه‌جایی کلی است. همچنین، Λ ماتریس تبدیل بردار جابه‌جایی کلی به بردار جابه‌جایی محلی

داشتن روابط (۴۱) و (۴۴) می توان مشتق دترمینان ژاکوبین را به صورت رابطه (۴۷) به دست آورد:

$$|J'| = |J| \text{tr}(J^{-1}J') = |J| \text{tr}(J^{-1}\tilde{\Psi}\tilde{P}') = |J| \text{tr}(\Psi\tilde{P}') \quad (47)$$

با توسعه روش ایزو ژئومتریک در بهینه سازی شکل، مدل هندسی ساخته شده که متشکل از شبکه نقاط کنترلی است، هم برای انجام تحلیل و هم برای پارامترسازی بهینه سازی شکل به کار می رود. به عبارت دیگر مختصات نقاط کنترلی که در نرئز برای تولید هندسه و در تحلیل ایزو ژئومتریک برای تقریب تغییر مکان مورد استفاده قرار می گرفت، در بهینه سازی شکل کاربرد سومی هم پیدا می کند که همان نقش متغیرهای طراحی مسئله بهینه سازی است. به این ترتیب در هر گام بهینه سازی موقعیت این نقاط می تواند به عنوان متغیر طراحی مسئله بهینه سازی شکل استفاده شود. توجه شود که با این کار دیگر نیازی به ساخت مدل اجزای محدود برای تحلیل و صرف هزینه های بالا برای تولید شبکه اجزای محدود مرتفع می شود. در هر گام بهینه سازی پس از ساخت مدل طراحی، با انجام بهبود شبکه، مدل تحلیلی ساخته می شود و تحلیل با استفاده از این مدل انجام می گیرد. در نهایت پس از انجام تحلیل حساسیت، بهینه سازی شکل انجام می گیرد که در واقع بهبود مدل طراحی است. این کار تا همگرا شدن طرح ادامه پیدا می کند.

نتایج و بحث

در این بخش، برای نشان دادن دقت و کارایی روش ارائه شده چندین مثال بهینه سازی شکل با استفاده از روش کاملاً تحلیلی در بررسی حساسیت و بهره گیری از روش ایزو ژئومتریک در مسائل دوبعدی تحت بارگذاری استاتیکی و شرایط تنش مسطح آورده شده است. هندسه تمامی مثال ها با استفاده از توابع نرئز مدل سازی شده است. همچنین از روش مجانب های پویا به عنوان حلگر بهینه سازی استفاده شده است [33]. معیار همگرایی استفاده شده در این مثال ها تغییرات تابع هدف است که

$$\Psi = \begin{bmatrix} \frac{\partial R_1}{\partial x} & \frac{\partial R_2}{\partial x} & \dots & \frac{\partial R_{ne}}{\partial x} \\ \frac{\partial R_1}{\partial y} & \frac{\partial R_2}{\partial y} & \dots & \frac{\partial R_{ne}}{\partial y} \end{bmatrix} \quad (38)$$

$$\tilde{\Psi} = \begin{bmatrix} \frac{\partial R_1}{\partial \eta} & \frac{\partial R_2}{\partial \eta} & \dots & \frac{\partial R_{ne}}{\partial \eta} \\ \frac{\partial R_1}{\partial \zeta} & \frac{\partial R_2}{\partial \zeta} & \dots & \frac{\partial R_{ne}}{\partial \zeta} \end{bmatrix} \quad (39)$$

همچنین، ماتریس دیگر که شامل چیدمان جدیدی از مختصات نقاط کنترلی هندسی است به صورت رابطه (۴۰) تعریف می شود:

$$\tilde{P} = \begin{bmatrix} x_{11} & x_{21} & \dots & x_{nm} \\ y_{11} & y_{21} & \dots & y_{nm} \end{bmatrix}^T \quad (40)$$

با کمی دقت در روابط (۳۸)، (۳۹) و (۴۱)، رابطه (۴۱) به دست می آید:

$$\tilde{\Psi} = J\Psi, \quad (41)$$

$$J = \tilde{\Psi}\tilde{P}. \quad (42)$$

توجه شود که برای سادگی در نوشتار به جای $\frac{\partial}{\partial x}$ از علامت پریم (') استفاده می شود. همچنین، کاملاً مشخص است که ماتریس $\tilde{\Psi}$ نسبت به متغیرهای طراحی دارای مشتق نیست (رابطه (۴۳)):

$$\tilde{\Psi}' = J'\Psi + J\Psi' = 0 \quad (43)$$

$$J' = \tilde{\Psi}\tilde{P}' \quad (44)$$

با به کارگیری روابط (۴۱-۴۴) می توان به آسانی به رابطه (۴۵) دست یافت:

$$\Psi' = -J^{-1}J'\Psi = -J^{-1}\tilde{\Psi}\tilde{P}'\Psi = -\Psi\tilde{P}'\Psi \quad (45)$$

با توجه به روابط موجود در جبر خطی به سادگی مشتق دترمینان ماتریس دلخواه M به صورت رابطه (۴۶) به دست می آید:

$$|M'| = |M| \text{tr}(M^{-1}M') \quad (46)$$

که عملگر tr جمع قطر اصلی یک ماتریس را به دست می دهد. با توجه به رابطه (۴۶) و همچنین در نظر

صفحه بزرگ تحت تنش دو محوری با مقدار $\sigma_x = \sigma_y = 2.5 \text{ kN.m}^{-1}$ قرار دارد. به دلیل تقارن تنها یک‌چهارم این صفحه مدل شده است (شکل (۱-ب)). طراحی اولیه و گسسته‌سازی شده این صفحه در شکل (۱-پ) با دو المان (دهانه گرهی) و ۱۲ نقطه کنترلی که دو نقطه کنترلی تکراری می‌باشند، با استفاده از توابع نریز مرتبه دو مدل‌سازی شده است. بردارهای گرهی استفاده شده برای این صفحه به صورت رابطه (۴۹) در نظر گرفته شده است.

$$H = \{0,0,0,1,1,1\} \quad E = \{0,0,0,0.5,1,1,1\}, \quad (49)$$

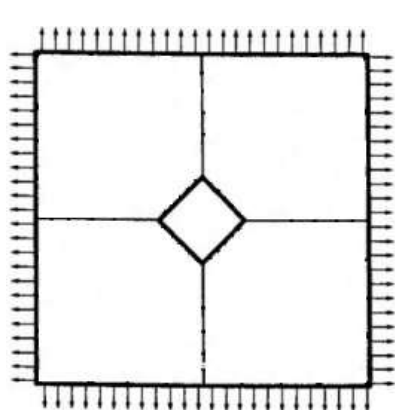
به صورت رابطه (۴۸) مورد استفاده قرار گرفته است:

$$\epsilon_0 = \left| \frac{\mathcal{J}^{(k)} - \mathcal{J}^{(k-1)}}{\mathcal{J}^{(0)}} \right| \quad (48)$$

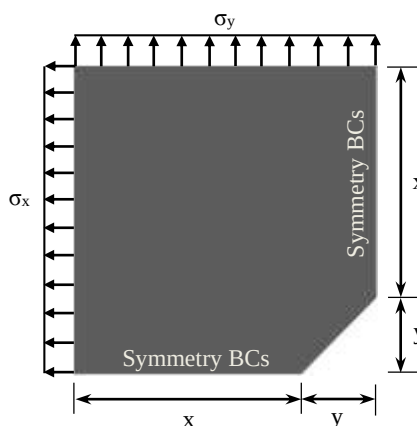
که در آن $\mathcal{J}^{(k)}$ مقدار تابع هدف در تکرار k ام است.

مثال اول (صفحه با حفره میانی)

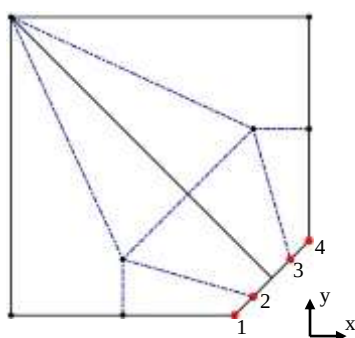
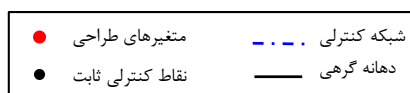
در این مثال که مثالی کلاسیک از بهینه‌سازی شکل سازه‌های دوبعدی است، به بهینه‌سازی شکل مرزهای حفره داخلی صفحه با شرایط تنش مسطح که در شکل (۱-الف) نشان داده شده است، پرداخته می‌شود. این



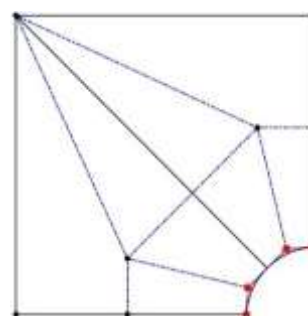
(الف)



(ب)



(پ)



(د)

شکل «۱»: تعریف مسئله برای ورق با حفره میانی (الف) هندسه کامل صفحه با بارگذاری (ب) یک‌چهارم هندسه و بارگذاری صفحه (پ) طراحی اولیه و گسسته‌سازی با استفاده از توابع نریز (د) طراحی بهینه

جدول «۱»: تغییرات متغیرهای طراحی در مسئله صفحه با حفره میانی

متغیر طراحی	حد پایین	حد بالا	مقدار اولیه	مقدار بهینه
x_1	-۵۰	۰	-۲۵	-۲۲/۴۸۹
x_2	-۵۰	۰	-۱۸/۷۵	-۲۲/۴۷۹
x_3	-۵۰	۰	-۶/۲۵	-۸/۹۸۷
y_2	۰	۵۰	۶/۲۵	۸/۹۹۹
y_3	۰	۵۰	۱۸/۷۵	۲۲/۴۷۲
y_4	۰	۵۰	۲۵	۲۲/۴۸۳

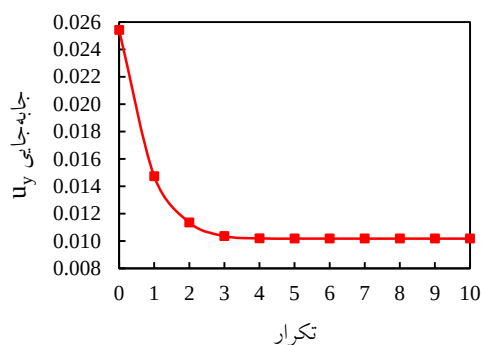
مثال دوم (تیر یکسر گیردار)

هدف از این مثال طراحی تیر یکسر گیرداری است که جابه‌جایی عمودی انتهای آن u_y در محل اعمال بار متمرکز $F = 10$ واحد تحت اعمال قید حجمی مینیمم باشد (شکل (۲-الف)). طراحی اولیه این تیر با طول $l = 30$ و ارتفاع مجاز $10 \leq b \leq 1.5$ در نظر گرفته شده است. در طول بهینه‌سازی شکل سازه قید حجمی با فرض $V \leq 0.7V_{max}$ که بیشترین مساحت اولیه و برابر با 300 است، اعمال می‌شود. طرح اولیه تیر با فرض $b = 6$ در نظر گرفته می‌شود. هندسه تیر با استفاده از توابع مرتبه دو در هر دو جهت η و ζ با 6×3 نقطه کنترلی مدل‌سازی و تحلیل اولیه شده است (شکل (۲-ب)). مدول الاستیسیته و ضریب پواسون به ترتیب برابر با $E = 200 \times 10^3$ واحد و $\nu = 0.3$ در نظر گرفته شده‌اند.

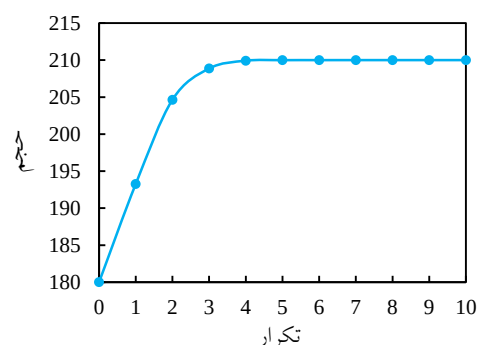
در بهینه‌سازی شکل سازه مختصات عمودی u_y نقاط کنترلی لبه بالایی به‌عنوان متغیر طراحی در نظر گرفته می‌شود. برای به‌روز کردن مختصات نقاط کنترلی میانی نسبت به نقاط کنترلی بالایی از نسبت ۱ به ۲ استفاده شده است. هندسه سازه بهینه‌شده بعد از ۶ مرحله بهینه‌سازی، در شکل‌های (۲-پ) و (۲-د) نشان داده شده است، به دست می‌آید.

همچنین، نمودار تاریخچه همگرایی جا به جایی عمودی نقطه A که محل اعمال بار است و قید حجمی به ترتیب در شکل‌های (۳) و (۴) نمایش داده شده

ابعاد سازه مورد بحث در این مثال به‌صورت $x = 75 \text{ m}$ و $y = 25 \text{ m}$ انتخاب می‌شوند. همچنین، مدول الاستیسیته و ضریب پواسون به ترتیب برابر $E = 210 \times 10^3 \text{ GPa}$ و $\nu = 0.3$ فرض شده است. برای دست‌یابی به شکل بهینه این صفحه مینیمم کردن انرژی کرنشی تحت قید حجمی به‌عنوان هدف در نظر گرفته شده است. قید حجمی مورد استفاده در این مثال به‌صورت $V \leq \bar{V}$ بیان می‌شود که در آن $\bar{V}$ معادله ۹۹٪ از حجم اولیه کل صفحه است. نقاط کنترلی که برای تعریف مرز حفره درون صفحه به کار می‌روند (نقاط ۱، ۳ و ۴) به‌عنوان متغیرهای طراحی بیان می‌شوند. بهینه‌سازی با در نظر گرفتن ۶ متغیر طراحی صورت می‌گیرد، بدین گونه که مختصات x نقاط کنترلی ۱، ۲ و ۳ و مختصات y نقاط کنترلی ۲، ۳ و ۴ به‌عنوان متغیرهای طراحی در نظر گرفته می‌شوند. نقاط کنترلی که در مرزهای تقارن واقع شده‌اند، بسته به محل قرارگیری آنها، تنها مجاز به جابه‌جایی‌های عمودی یا افقی هستند. سایر نقاط کنترلی به‌صورت ثابت فرض می‌شوند (شکل (۱-پ)). شکل بهینه این صفحه با انجام ۱۰ مرحله بهینه‌سازی به‌صورت نشان داده شده در شکل (۱-د) به دست می‌آید. همچنین، حد پایین، حد بالا، مقادیر اولیه و بهینه متغیرهای طراحی در جدول (۱) آمده است. واضح است که شکل مرز حفره درون صفحه به هندسه دایره بسیار نزدیک است.



شکل «۳»: تاریخچه همگرایی جابه‌جایی عمودی در نقطه بارگذاری شده تیر یکسر گیردار



شکل «۴»: تاریخچه همگرایی قید حجمی در تیر یکسر گیردار

جدول «۲»: تغییرات متغیرهای طراحی در مسئله تیر یکسر گیردار

متغیر طراحی	حد پایین	حد بالا	مقدار اولیه	مقدار بهینه
y_1	۱/۵	۱۰	۶	۹/۹۹۱
y_2	۱/۵	۱۰	۶	۹/۷۶۳
y_3	۱/۵	۱۰	۶	۸/۳۳۰
y_4	۱/۵	۱۰	۶	۶/۵۹۵
y_5	۱/۵	۱۰	۶	۴/۱۰۷
y_6	۱/۵	۱۰	۶	۱/۵۰۱

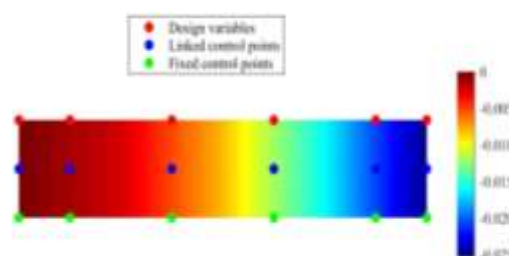
مثال سوم (آچار)

یکی از مسائلی که معمولاً در بهینه‌سازی شکل سازه‌های دوبعدی مورد بررسی قرار می‌گیرد مسئله آچار است. هدف از این مسئله طراحی شکل خارجی آن است. شکل اولیه این مثال در شکل (۵-الف) نشان داده

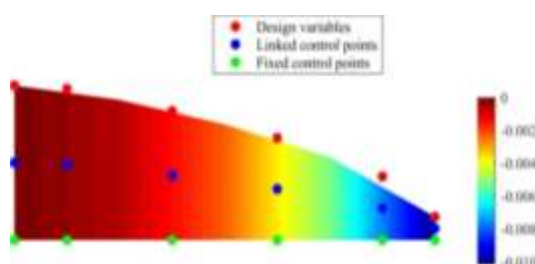
است. جدول (۲) نشان‌دهنده مقادیر اولیه، محدوده بالا و پایین و مقادیر بهینه متغیرهای طراحی است. نتایج به‌دست‌آمده از دقت مطلوبی در مقایسه با مرجع [31] برخوردار هستند.



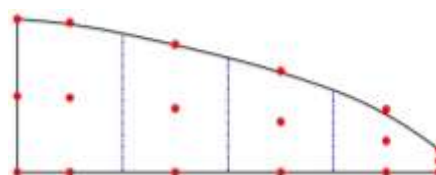
(الف)



(ب)



(پ)



(د)

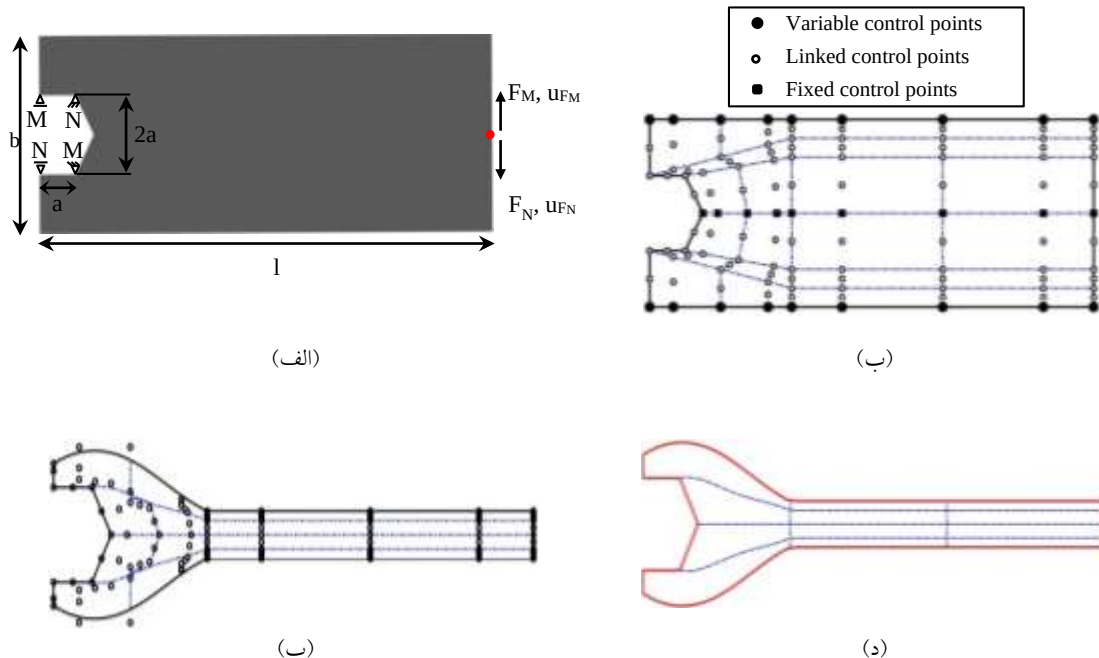
شکل «۲»: تعریف مسئله برای تیر یکسر گیردار (الف) هندسه، بارگذاری و شرایط مرزی (ب) کانتور جابه‌جایی عمودی در طرح اولیه (پ) کانتور جابه‌جایی عمودی در طرح بهینه (د) طراحی بهینه به همراه گسسته‌سازی با استفاده از توابع نریز

همانند مثال اول فرض شده‌اند. هندسه اولیه مسئله با استفاده از توابع نریز تهیه شده است که در آن از توابع مرتبه ۳ در راستای افقی و از توابع مرتبه ۲ در راستای عمودی بهره گرفته شده است.

همچنین، شبکه کنترلی با استفاده از 9×13 نقطه کنترلی تشکیل شده است که از میان آنها مختصات عمودی نقاط کنترلی که در لبه بالا و پایین واقع شده‌اند به‌عنوان متغیرهای طراحی مورد استفاده قرار می‌گیرند (شکل ۵-ب)). نقاط کنترلی واقع بر خط مرکزی در این مثال ثابت فرض می‌شوند و بقیه نقاط کنترلی با توجه به تغییر متغیرهای طراحی دست‌خوش تغییر قرار می‌گیرند. در پایان، هندسه سازه بهینه‌شده بعد از انجام ۶ مرحله بهینه‌سازی که در شکل‌های (۵-پ) و (۵-د) نشان داده شده است، حاصل می‌گردد.

شده است. طول اولیه مسئله $l = 25$ واحد، بیشترین ارتفاع مجاز $b = 10$ واحد، حداقل ضخامت دسته آچار ۲ و اندازه شکل پیچ آن $a = 2$ در نظر گرفته شده است. همچنین، اندازه شکل پیچ ثابت فرض می‌شود.

در این مسئله هدف حداقل‌سازی میزان جابه‌جایی عمودی انتهای آچار $(u_{FM} - u_{FN})$ که از دو بارگذاری مختلف ایجاد می‌شوند، تحت قید حجمی $V \leq 0.35V_{max}$ است که u_{FM} جابه‌جایی عمودی در نقطه اعمال بار F_M ، u_{FN} جابه‌جایی عمودی در نقطه اعمال بار F_N و V_{max} بیشترین مساحت اولیه و برابر با ۲۴۰ واحد است. همچنین، شرایط مرزی برای هر دو بارگذاری F_M و F_N در شکل (۵-الف) با M و N نشان داده شده است. همان‌طور که در این شکل دیده می‌شود، این دو بارگذاری و شرایط مرزیشان با یکدیگر متقارن هستند. مقدار بار اعمال شده در هر مورد بارگذاری برابر با ۱۰ در نظر گرفته شده است. مدول الاستیسیته و ضریب پواسون



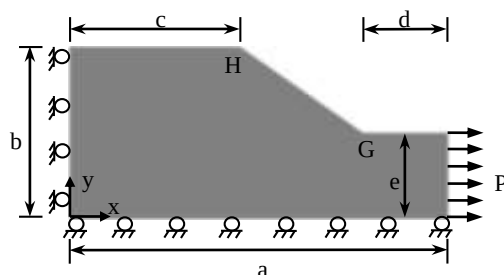
شکل ۵: تعریف مسئله برای آچار (الف) هندسه، بارگذاری و شرایط مرزی (ب) طراحی اولیه گسسته‌سازی با استفاده از توابع نریز (پ)-(د) طراحی بهینه

مثال چهارم (طراحی فیلِت)

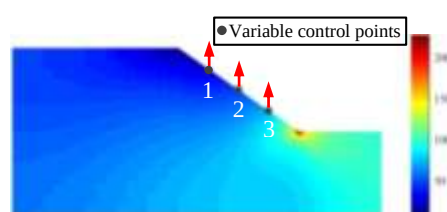
مثال آخر این پژوهش به بهینه‌سازی صفحه‌ای می‌پردازد که هندسه اولیه آن در شکل (۶-الف) قابل مشاهده است و در لبه سمت راست خود تحت بار گسترده $P = 100$ واحد در راستای x قرار گرفته است. به علت تقارن تنها نیمی از این سازه مورد بررسی قرار می‌گیرد. ابعاد هندسی این سازه با توجه به شکل (۶-الف) به صورت $a = 20$, $b = 9$, $c = 9$, $d = 4.5$ و $e = 4.5$ واحد فرض شده است. همچنین، $E = 10^7$ و $\nu = 0.3$ به عنوان خواص مواد مورد استفاده در این سازه صفحه‌ای در نظر گرفته شده است.

مسئله بهینه‌سازی شامل حداقل‌سازی مساحت فیلِت این سازه تحت قید تنشی است که در اینجا از تنش ون‌میزز استفاده می‌شود و مقدار آن نباید از ۱۲۵ واحد بیشتر شود. تحلیل تنش سازه اولیه در شکل (۶-ب) نشان داده شده است و همان‌طور که مشخص است در نقطه G تمرکز تنش وجود دارد و مقدار آن تقریباً برابر با ۲۱۰ واحد است که با تغییر شکل لبه GH باید از ایجاد تمرکز تنش در نقطه G جلوگیری شود. برای دستیابی به این

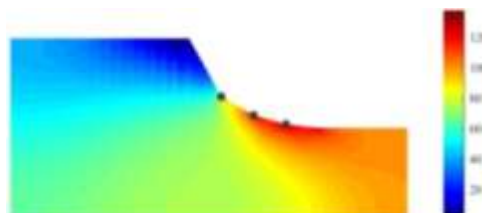
مهم نیاز است تا مختصات عمودی نقاط ۱، ۲ و ۳ که بر روی لبه GH واقع شده‌اند، به عنوان متغیر طراحی انتخاب شوند (شکل (۶-ب)). محدوده پایین و بالای این متغیرها به ترتیب برابر با $4/5$ و ۹ است. بعد از انجام ۹ مرحله بهینه‌سازی، شکل بهینه این سازه به همراه نقاط کنترلی و المانها (دهانه گرهی) در شکل (۶-د) قابل مشاهده است. با مقایسه هندسه اولیه و هندسه بهینه این صفحه واضح است که هندسه لبه GH از خط به منحنی تبدیل شده است. مساحت اولیه این سازه $145/1602$ واحد بود که بعد از بهینه‌سازی شکل به $138/4251$ واحد کاهش یافت. تحلیل تنش سازه بهینه در شکل (۶-پ) قابل رؤیت است. مشاهده می‌شود تمرکز تنش در سازه از بین رفته و بیشترین مقدار تنش ون‌میزز مجاز از ۱۲۵ واحد کمتر است. همچنین، مقادیر اولیه، محدوده بالا و پایین، مقادیر بهینه و مقایسه نتایج با مرجع [31] که از تحلیل ایزو ژئومتریکی المان مرزی (IGABEM) برای تحلیل سازه و از روش انبوه ذرات (PSO) در بهینه‌سازی استفاده نموده است، در جدول (۳) آمده است.



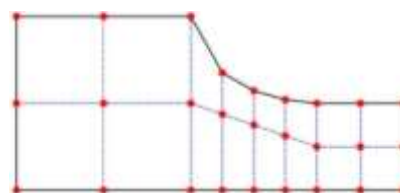
(الف)



(ب)



(پ)



(د)

شکل «۶»: تعریف مسئله برای طراحی فیلِت (الف) هندسه، بارگذاری و شرایط مرزی (ب) کانتور توزیع تنش ون-میزز در طرح اولیه (پ) کانتور توزیع تنش ون-میزز در طرح بهینه (د) طراحی بهینه به همراه گسسته‌سازی با استفاده از توابع نرَبز

این کار سبب کاهش قابل ملاحظه حجم و هزینه محاسبات می‌شود. نتایج نشان می‌دهند که انعطاف‌پذیری ناشی از نرزه‌ها در روش ایزو ژئومتریک که باعث تغییرات مرزها می‌شوند، سبب از بین رفتن پایداری حل نمی‌شوند؛ بنابراین به‌طور کلی می‌توان گفت که این روش بسیار ارزان‌تر و دقیق‌تر از روش‌های متداول ارزیابی می‌شود.

در این مقاله همچنین از فرمولاسیون تحلیلی برای محاسبه حساسیت که در الگوریتم‌های بهینه‌سازی بر مبنای گرادیان کاربرد دارد، در بهینه‌سازی شکل با بهره‌گیری از روش ایزو ژئومتریک استفاده شده است. روش تحلیلی در این پژوهش فقط برای مسائل دوبعدی استفاده شده است ولی از آن می‌توان در مسائل سه‌بعدی نیز استفاده نمود. همچنین، حساسیت تحلیلی در تعیین اینکه آیا یک شکل مشخص بهینه است مفید و قابل کاربرد است. از این روش در بهینه‌سازی مسائل دوبعدی الاستیک تحت بارگذاری استاتیکی استفاده شد و مشاهده گردید که سازه‌های بهینه‌شده عملکرد استاتیکی بسیار بهتری نسبت به حالت اولیه خود دارند.

جدول «۳»: تغییرات متغیرهای طراحی در مسئله طراحی فیلتر

متغیر طراحی	حد پایین	حد بالا	مقدار اولیه	مقدار بهینه	مرجع [31]
y_1	۴/۵	۹	۷/۸۷۵	۶/۰۸۳۴	۶/۲۵۱۷
y_2	۴/۵	۹	۶/۷۵۰	۵/۱۴۹۴	۵/۲۱۵۸
y_3	۴/۵	۹	۵/۶۲۵	۴/۶۸۹۷	۴/۷۰۵۷

نتیجه‌گیری

در این مقاله، به توسعه بهینه‌سازی شکل سازه‌های دوبعدی با استفاده از روش تحلیل ایزو ژئومتریک بر مبنای توابع پایه نرزه پرداخته شد. تحلیل ایزو ژئومتریک بر مبنای توابع پایه نرزه تقریب دقیق هندسه و دقت بالای حل را ارائه می‌دهد و همچنین تغییرات سطوح مرزی در حین بهینه‌سازی شکل نه‌تنها خللی در یکنواختی و صاف بودن آنها ایجاد نمی‌کند بلکه سبب حذف مشکلات بین پیوستگی مدل طراحی و تحلیلی می‌شود. یکی از مهم‌ترین امتیازات این روش نسبت به روش‌های متداول که از روش اجزای محدود کلاسیک استفاده می‌کنند، حذف مرحله ساخت شبکه اجزای محدود در حین مراحل بهینه‌سازی است که در هر مرحله تکرار می‌شود.

مراجع

1. Hassani, B. and Hinton, E., "Homogenization and structural topology optimization: theory, practice and software", Springer Science & Business Media, (2012).
2. Hughes, T.J., Cottrell, J.A., and Bazilevs, Y., "Isogeometric analysis: CAD, finite elements, NURBS, exact geometry and mesh refinement", *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, Vol. 194, pp. 4135-4195, (2005).
3. Bazilevs, Y., Calo, V., Cottrell, J., Hughes, T., Reali, A., and Scovazzi, G., "Variational multiscale residual-based turbulence modeling for large eddy simulation of incompressible flows", *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, Vol. 197, pp. 173-201, (2007).
4. Bazilevs, Y., Calo, V.M., Hughes, T.J., and Zhang, Y., "Isogeometric fluid-structure interaction: theory, algorithms, and computations", *Computational Mechanics*, Vol. 43, pp. 3-37, (2008).
5. Gómez, H., Calo, V.M., Bazilevs, Y., and Hughes, T.J., "Isogeometric analysis of the Cahn-Hilliard phase-field model", *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, Vol. 197, pp. 4333-4352, (2008).

6. Buffa, A., de Falco, C., and Sangalli, G., "Isogeometric Analysis: new stable elements for the Stokes equation. To appear on Inter", *Journal for Numerical Methods in Fluids*, Vol. 65, pp. 1407-1422, (2010).
7. Auricchio, F., Da Veiga, L.B., Lovadina, C., and Reali, A., "The importance of the exact satisfaction of the incompressibility constraint in nonlinear elasticity: mixed FEMs versus NURBS-based approximations", *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, Vol. 199, pp. 314-323, (2010).
8. Cottrell, J.A., Reali, A., Bazilevs, Y., and Hughes, T.J., "Isogeometric analysis of structural vibrations", *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, Vol. 195, pp. 5257-5296, (2006).
9. Benson, D., Bazilevs, Y., Hsu, M.-C., and Hughes, T., "Isogeometric shell analysis: the Reissner–Mindlin shell", *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, Vol. 199, pp. 276-289, (2010).
۱۰. نیکویی، سجاد و حسنی، بهروز، "تحلیل استاتیکی و ارتعاش آزاد ایزو ژئومتریک ورق‌های چندلایه کامپوزیتی پوشیده شده از پیزوالکتریک با استفاده از نظریه راینر-میندلین"، *مجله علمی-پژوهشی مکانیک مدرن*، دوره هفدهم، ش. ۱۱، صص ۱۹۱-۱۸۱، (۱۳۹۶).
11. Buffa, A., Rivas, J., Sangalli, G., and Vazquez, R., "Isogeometric analysis in electromagnetics: theory and testing", Preprint, (2010).
12. Buffa, A., Sangalli, G., and Vázquez, R., "Isogeometric analysis in electromagnetics: B-splines approximation", *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, Vol. 199, pp. 1143-1152, (2010).
13. Cottrell, J.A., Hughes, T.J., and Bazilevs, Y., "Isogeometric analysis: toward integration of CAD and FEA", John Wiley & Sons, (2009).
14. Zienkiewicz, O. and Campbell, J., "Shape optimization and sequential linear programming", *Optimum structural design*, pp. 109-126, (1973).
15. Francavilla, A., Ramakrishnan, C., and Zienkiewicz, O., "Optimization of shape to minimize stress concentration", *The Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, Vol. 10, pp. 63-70, (1975).
16. Haftka, R.T. and Grandhi, R.V., "Structural shape optimization—a survey", *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, Vol. 57, pp. 91-106, (1986).
17. Haftka, R. and Gurdal, Z., "Elements of Structural Optimization", Kluwer Academic Publishers, (1992).
18. Imam, M.H., "Three- dimensional shape optimization", *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, Vol. 18, pp. 661-673, (1982).
19. Botkin, M., "Three-dimensional shape optimization using fully automatic mesh generation", *AIAA journal*, Vol. 30, pp. 1932-1934, (1992).

20. Younsi, R., Knopf-Lenoir, C., and Selman, A., "Multi-mesh and adaptivity in 3D shape optimization", *Computers & Structures*, Vol. 61, pp. 1125-1133, (1996).
21. Annicchiarico, W. and Cerrolaza, M., "Structural shape optimization 3D finite-element models based on genetic algorithms and geometric modeling", *Finite Elements in Analysis and Design*, Vol. 37, pp. 403-415, (2001).
22. Cho, S. and Ha, S.-H., "Isogeometric shape design optimization: exact geometry and enhanced sensitivity", *Structural and Multidisciplinary Optimization*, Vol. 38, pp. 53, (2009).
23. Wall, W.A., Frenzel, M.A., and Cyron, C., "Isogeometric structural shape optimization", *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, Vol. 197, pp. 2976-2988, (2008).
24. Seo, Y.-D., Kim, H.-J., and Youn, S.-K., "Shape optimization and its extension to topological design based on isogeometric analysis", *International Journal of Solids and Structures*, Vol. 47, pp. 1618-1640, (2010).
25. Nagy, A.P., Abdalla, M.M., and Gürdal, Z., "Isogeometric sizing and shape optimisation of beam structures", *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, Vol. 199, pp. 1216-1230, (2010).
26. Li, K. and Qian, X., "Isogeometric analysis and shape optimization via boundary integral", *Computer-Aided Design*, Vol. 43, pp. 1427-1437, (2011).
27. Hassani, B., Tavakkoli, S., and Moghadam, N., "Application of isogeometric analysis in structural shape optimization", *Scientia Iranica*, Vol. 18, pp. 846-852, (2011).
28. Taheri, A.H. and Hassani, B., "Simultaneous isogeometrical shape and material design of functionally graded structures for optimal eigenfrequencies", *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, Vol. 277, pp. 46-80, (2014).
29. Hassani, B., Tavakkoli, S.M., and Ghasemnejad, H., "Simultaneous shape and topology optimization of shell structures", *Structural and Multidisciplinary Optimization*, Vol. 48, pp. 221-233, (2013).
30. Lian, H., Kerfriden, P., and Bordas, S.P., "Implementation of regularized isogeometric boundary element methods for gradient- based shape optimization in two- dimensional linear elasticity", *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, Vol. 106, pp. 972-1017, (2016).
31. Sun, S., Yu, T., Nguyen, T.T., Atroshchenko, E., and Bui, T., "Structural shape optimization by IGABEM and particle swarm optimization algorithm", *Engineering Analysis with Boundary Elements*, Vol. 88, pp. 26-40, (2018).
32. Piegl, L. and Tiller, W., "The NURBS book", Springer Science & Business Media, (2012).
33. Svanberg, K., "The method of moving asymptotes—a new method for structural optimization", *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, Vol. 24, pp. 359-373, (1987).

مطالعه عمل آوری، جمع شدگی در چسبندگی ملات اصلاح شده پلیمری با بتن، با اعمال "انتقال اصطکاک" و "کشش مستقیم"*

مقاله علمی - پژوهشی

محمود نادری^(۱)

علی صابری ورزنه^(۲)

چکیده بهبود چسبندگی بین ملات تعمیری و بستر قدیم بستگی به عواملی از جمله کاهش جمع شدگی، عمل آوری مناسب و استفاده از پلیمرهای اصلاح کننده دارد. لذا در این مقاله، مقاومت چسبندگی بین لایه تعمیری و بستر بتنی مورد ارزیابی قرار گرفته است. برای تعیین مقاومت چسبندگی از روش های "انتقال اصطکاک" و "کشش مستقیم" استفاده شده که به ترتیب مقاومت چسبندگی برشی و کششی را تعیین می نمایند. ملات های استفاده شده حاوی ۱۰، ۱۵ و ۲۰ درصد پلیمر از نوع استایرن بوتادین رابر، نسبت به وزن سیمان هستند که نتایج با ملات ساده مقایسه شده است. سه نوع عمل آوری به کار گرفته شد و جمع شدگی ملات ها نیز مورد بررسی قرار گرفت. نتایج بیانگر تأثیر زیاد پلیمر بر چسبندگی و جمع شدگی ملات ها است. همچنین ضریب همبستگی بالا بین روش های "انتقال اصطکاک" و "کشش مستقیم" مشاهده شد.

واژه های کلیدی چسبندگی، ملات تعمیری، جمع شدگی، پلیمر اصلاح کننده، انتقال اصطکاک، کشش مستقیم.

Curing and Shrinkage Effect on the PMM/Concrete Bond, Using "Friction-transfer" and "Pull-off" Methods

M. Naderi

A. Saberi Varzaneh

Abstract The adhesion between the mortar and the substrate concrete depends on a number of factors including shrinkage, curing and use of modifying polymers. The methods of "Friction-transfer" and "Pull-off" are used to determine the mortar/concrete bond strength. The mortars used contained 10%, 15% and 20% styrene butadiene polymer, (related to cement weight). The results are compared with mortar with no added polymer. Three types of curing were employed. Mortars shrinkage was also investigated. The results tend to show the high impact of the polymer on the adhesion and shrinkage of the mortar. It was also seen that, a high correlation coefficient existed between the corresponding "Friction-transfer" and "Pull-off" results.

Key Words Bond Strength, Repair Mortar, Shrinkage, Modifying polymer, Friction-Transfer, Pull-off.

* تاریخ دریافت مقاله ۹۸/۶/۳ و تاریخ پذیرش آن ۹۹/۲/۲۳ می باشد.

(۱) استاد، دانشکده مهندسی عمران، دانشگاه بین المللی امام خمینی (ره).

(۲) نویسنده مسئول، دانشجوی دکتری سازه، دانشکده مهندسی عمران، دانشگاه بین المللی امام خمینی (ره).

مقدمه

امروزه به‌منظور بهبود برخی خواص ملات‌های سیمانی، از پلیمرها به‌عنوان اصلاح‌کننده استفاده می‌گردد. کاربرد پلیمرها در تعمیرات سازه‌های بتنی روزبه‌روز در حال افزایش بوده و باعث پیشرفت در دنیای سیمان و بتن شده است [1]. تحقیقات فراوانی در خصوص تأثیر پلیمر بر ملات‌های سیمانی صورت پذیرفته است. بعضی از پلیمرهای اصلاح‌کننده عبارت‌اند از لاتکس استایرن بوتادین رابر (SBR)، پلی‌آکریلیک استر (PAA) و وینیل اتیلن استات (VAA). همچنین پلیمرها روی مقاومت مکانیکی و دوام مصالح سیمانی تأثیر به‌سزایی می‌گذارند [2-3]. در تحقیق دیگری که روی خواص ملات‌های اصلاح‌شده با پلیمرهای فوق انجام پذیرفته، مشخص گردید که پلیمر استایرن بوتادین رابر در مقایسه با دو نوع دیگر، عملکرد بهتری در بهبود مشخصات ملات و بتن دارد [4]. در تحقیق حاضر نیز از لاتکس استایرن بوتادین رابر استفاده شده است. یکی از خواص مهم این نوع پلیمر، بهبود چسبندگی بین ملات تعمیری و بستر بتنی است به‌گونه‌ای که ملات اصلاح‌شده با SBR دارای مقاومت چسبندگی بسیار بیشتری نسبت به ملات معمولی است [5]. همچنین لاتکس SBR باعث کاهش چگالی [6] و کاهش نفوذپذیری [7] شده اما یکی از معایب استفاده از این نوع لاتکس، افزایش حباب هوا و حفره در داخل ملات است که باعث کاهش مقاومت فشاری ملات‌ها می‌گردد [8-10].

بنا به تحقیقات انجام گرفته شکست‌های زودرس در سیستم‌های چندلایه بتنی عمدتاً مربوط به عدم وجود سازگاری کافی مشخصه‌های لایه‌های تعمیری و بتن بستر است [11]. یکی از مهم‌ترین این مشخصه‌ها، می‌توان جمع‌شدگی حاصل از خشک شدن اشاره نمود. بنا به گزارش‌های بعضی محققان تفاوت در مقدار جمع‌شدگی حادث بین لایه تعمیری و بتن قدیم، عامل اصلی اضمحلال چسبندگی بین این دو سیستم است [12]. با توجه به اینکه مخلوط‌های سیمانی تمایل به جمع‌شدگی

دارند [13]، لذا خشک‌شدگی زودهنگام بتن، باعث به وجود آمدن جمع‌شدگی و ترک‌های ریز در سطح بتن می‌گردد [14]. ملات‌های اصلاح‌شده با پلیمر، علاوه بر چسبندگی بیشتر با بستر بتنی دارای جمع‌شدگی کمتری نسبت به ملات‌های معمولی نیز هستند [15] که همین موضوع باعث عدم کاهش مقاومت چسبندگی بین لایه تعمیری و بستر بتنی می‌گردد.

برای اندازه‌گیری چسبندگی بین بستر بتنی و لایه تعمیری، می‌توان از روش‌های مختلفی استفاده نمود. ارزیابی مقاومت چسبندگی بین لایه‌ها، بسته به حالت تنش وارده به نمونه‌ها، می‌تواند به‌صورت تنش‌های کششی، تنش‌های برشی و ترکیبی از تنش‌های فشاری و برشی باشد. در سال ۱۹۵۳، کارنیو و همکاران آزمون دو نیم شدن را مطرح نمودند. در این آزمایش، با اعمال دو نیروی فشاری متضاد در راستای موازی سطح مشترک، چسبندگی بین سطوح تعیین می‌شود [16]. در سال ۱۹۷۶، کریگ آزمون برش مایل را پیشنهاد داد که سطح مشترک در معرض ترکیبی از تنش فشاری با برشی قرار می‌گیرد [17] البته نادری در سال ۲۰۱۲ [18] به‌صورت تئوری و عملی، نتایج حاصل از آزمون‌های دارای تنش مرکب فشار و برش را غیرقابل‌اعتماد دانسته است. در سال ۱۹۸۶، اوهاما و همکاران از یک تیر مرکب استفاده نمودند که نصف نمونه با بتن بستر و نصف دیگر با ملات تعمیری ساخته شده بود. در این آزمایش از یک نیروی متمرکز در وسط دهانه استفاده می‌شود [19]. در سال ۱۹۹۵، چن و همکاران از صفحه برشی دابل استفاده نمودند [20]. در سال ۱۹۹۶، ابوتایر و همکاران یک تست خمش پیشنهاد دادند که در آن ملات تعمیری در بین دو نیمه بتن قرار دارد و نمونه با اعمال دو بار متمرکز در یک‌چهارم دهانه، آزمایش می‌شود [21]. در سال ۲۰۰۰، کانیدا و همکاران از یک نمونه متقارن دارای شکاف در وسط دهانه به اندازه یک‌سوم ارتفاع مقطع از پایین استفاده کردند. نصف نمونه، بتن و نصف دیگر ملات تعمیری است. در این آزمایش از دو بار متمرکز در

یک‌پنجم دهانه استفاده شده است [22]. در استاندارد ASTM C1583 [23] آزمون "کشش مستقیم" معرفی شده است. در این روش، با دستگاه کششی به مغزه جزئی، نیروی کششی وارد می‌گردد تا شکست صورت پذیرد.

در این تحقیق از آزمون‌های "کشش مستقیم" و "انتقال اصطکاک" [24] جهت اندازه‌گیری مقاومت چسبندگی برشی و کششی ملات‌های اصلاح‌شده با پلیمر SBR بر بستر بتنی استفاده می‌گردد. آزمون "انتقال اصطکاک" در سال ۲۰۰۵ توسط نادری برای تعیین مقاومت و چسبندگی مصالح سیمانی و غیر سیمانی اختراع گردید. در تحقیقات گذشته از آزمون "انتقال اصطکاک" برای ارزیابی مقاومت بتن [25]، صخره سنگ [26]، رویه آسفالتی [27] و چسبندگی ملات به بستر بتنی [28-30] استفاده شده است. از آنجاکه برای مقبولیت هر آزمون جدیدی لازم است نتایج آن آزمون با نتایج متناظر به‌دست‌آمده از آزمون‌های رایج استاندارد و شناخته‌شده مقایسه گردد، لذا در این مقاله، این مقایسه انجام و نتایج حاصله ارائه گردیده است.

برای تعیین چسبندگی، ابتدا تعداد ۲۸۸ نمونه بستر بتنی تهیه و سپس ملات تعمیری بر روی آنها اعمال شد. ملات‌های تعمیری از نوع ملات اصلاح‌شده با پلیمر استایرن بوتادین رابر است که با نسبت‌های ۰، ۱۰، ۱۵ و ۲۰ درصد وزنی سیمان در ملات استفاده شده است. ملات‌ها پس از اعمال، در عمل‌آوری‌های "غرقاب در آب"، "مواد عمل‌آورنده" و رها شده در فضای آزاد" قرار گرفتند و نتایج با یکدیگر مقایسه گردیدند. همچنین با ساخت تعداد ۳۶ نمونه منشوری، مقدار جمع‌شدگی ملات‌ها با استفاده از روش استاندارد، اندازه‌گیری شد. در انتها نیز با استفاده از تحلیلی رگرسیون خطی، رابطه بین نتایج حاصل از آزمون "انتقال اصطکاک" و "کشش مستقیم" تعیین و ضریب همبستگی به دست آمد. نتایج حاصله بیانگر تأثیر فراوان لاتکس SBR روی مقاومت چسبندگی برشی و کششی ملات تعمیری با بستر بوده و

همچنین سبب کاهش مقدار جمع‌شدگی ملات می‌گردد. عمل‌آوری نیز از دلایل اصلی در کاهش مقدار جمع‌شدگی و افزایش چسبندگی بین لایه‌ها است. همچنین با توجه به ضریب همبستگی بالا بین نتایج حاصل از آزمون‌های "انتقال اصطکاک" و "کشش مستقیم"، می‌توان به‌جای استفاده از دستگاه گران‌قیمت و وارداتی "کشش مستقیم"، از دستگاه ساده، ارزان و داخلی "انتقال اصطکاک" جهت تعیین چسبندگی بین ملات تعمیری و بستر بتنی استفاده نمود.

کارهای آزمایشگاهی

مصالح مصرفی

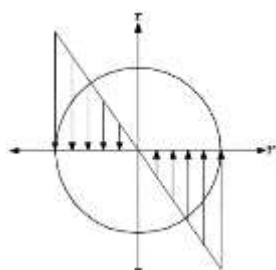
سیمان مصرفی از نوع تپ ۲ و محصول کارخانه سیمان آبیک است. شن از معادن قزوین و ماسه از معادن شهریار تهیه و دانه‌بندی آنها طبق استاندارد ASTM C136-01 [31] تعیین گردید. چگالی شن و ماسه در حالت اشباع با سطح خشک به ترتیب برابر ۲۳۳۰ و ۲۵۱۰ کیلوگرم بر مترمکعب و میزان جذب آب شن و ماسه به ترتیب برابر ۳/۲ و ۲/۶ درصد به‌دست‌آمده آمد [32,33]. پلیمر استفاده شده در ملات از نوع استایرن بوتادین رابر (SBR-Styrene Butadiene Rubber) به‌صورت محلول در آب، با جرم حجمی ۱/۰۱ کیلوگرم بر لیتر و با رنگ سفید شیری و چسب از نوع رزین اپوکسی و به‌صورت دوجزئی با ترکیب نسبت حجمی یک‌به‌یک استفاده گردید.

برای دستیابی به یک طرح اختلاط ثابت برای ملات و بتن بستر، در ابتدا سنگ‌دانه‌ها به مدت ۷۲ ساعت در آزمایشگاه خشک و سپس در مخلوط استفاده شدند. نسبت‌های مصالح به کار رفته برای طرح اختلاط بتن بستر در جدول (۱) نشان داده شده است.

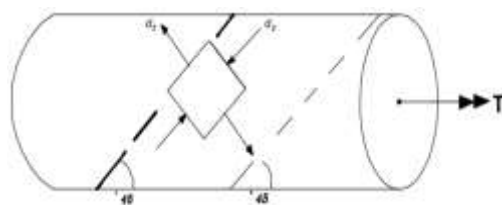
جدول «۱»: طرح اختلاط بتن بستر (کیلوگرم بر مترمکعب)

آب	ماسه	شن	سیمان	فوق روان کننده
۱۸۷	۸۳۵	۶۶۴	۵۳۴	۲/۶۱

شکست در این حالت، عمود بر راستای تنش کششی ظاهر می‌شوند. در برخی نمونه‌های آزمایش شده در این تحقیق، شکست بین ملات تعمیری و بستر بتنی در سطح مشترک رخ نداد. در این نمونه‌ها، به دلیل چسبندگی بالا بین ملات تعمیری با بستر بتنی، شکست به صورت ترکیبی اتفاق افتاد. به عنوان مثال در شکل (۲-ج) یک نمونه از شکست ترکیبی نشان داده شده است. با توجه به شکل (۲-ج) مشاهده می‌شود که اطراف ملات تعمیری دچار شکست شده که علت آن به دلیل بالا بودن تنش برشی در تارهای دور از مرکز است.



(الف) تنش حداکثر



(ب) زاویه شکست



(ج) شکست در سطح مشترک + ملات تعمیری

شکل «۲»: تئوری آزمون "انتقال اصطکاک"

روش "کشش مستقیم"

برای انجام آزمون "کشش مستقیم" از استاندارد ASTM C1583 [23] استفاده گردیده است. در این آزمون، ابتدا

نحوه انجام آزمایش‌های

روش "انتقال اصطکاک"

آزمون "انتقال اصطکاک" در سال ۲۰۰۵ به منظور اندازه‌گیری چسبندگی و مقاومت در جای مصالح سیمانی و غیر سیمانی، توسط نادری اختراع گردید [24]. در روش "انتقال اصطکاک"، ابتدا می‌بایست مغزه‌ای جزئی در سطح لایه تعمیری به گونه‌ای ایجاد نمود که عمق مغزه جزئی حدود پنج میلی‌متر به درون بستر بتنی ادامه یابد. پس از تعبیه مغزه جزئی، دستگاه فلزی "انتقال اصطکاک" بر روی مغزه جزئی قرار داده شده و با استفاده از پیچ‌های کناری دستگاه، تثبیت می‌شود. سپس با به کارگیری یک پیچش سنج دستی معمولی، به دستگاه فلزی، لنگر پیچشی وارد می‌گردد تا مغزه جزئی دچار شکست گردد. (شکل ۱).



شکل «۱»: انجام آزمون "انتقال اصطکاک"

در روش "انتقال اصطکاک"، مغزه‌ای که دچار شکست می‌گردد به صورت یک استوانه با سطح مقطع دایره است. لذا مطابق شکل (۲-الف) با اعمال لنگر پیچشی به مغزه استوانه‌ای، بیشترین تنش برشی روی محیط دایره که بیشترین فاصله از مرکز را دارد رخ می‌دهد. در این حالت مقدار حداکثر تنش برشی ایجاد شده تحت اثر پیچش از رابطه (۱) قابل تعیین است:

$$\tau_{E-\max} = \frac{T r}{J}, J = \frac{\pi r^4}{2} \rightarrow \tau_{E-\max} = \frac{2T}{\pi r^3} \quad (1)$$

که در آن r شعاع مغزه و J ممان قطبی دوم سطح است. با استفاده از دایره موهر، نتیجه می‌گردد که تنش‌های اصلی فشاری و کششی، با افق زاویه ۴۵ درجه می‌سازند. با توجه به اینکه مواد ترد مانند ملات دارای شکست کششی هستند لذا همانند شکل (۲-ب) صفحات

جدول «۲»: جمع شدگی ملات‌های عمل‌آوری شده در آب

نوع ملات	جمع شدگی (%)			
	۱۴ روزه	۲۸ روزه	۴۲ روزه	۹۰ روزه
SBR/۰	۰/۰۳۳۲	۰/۰۶۶۲	۰/۰۷۹۳	۰/۰۸۷۲
SBR/۱۰	۰/۰۲۲۳	۰/۰۴۴۹	۰/۰۵۱۳	۰/۰۵۶۴
SBR/۱۵	۰/۰۲۱۲	۰/۰۴۰۶	۰/۰۴۷۴	۰/۰۵۱۲
SBR/۲۰	۰/۰۱۹۲	۰/۰۳۸۴	۰/۰۴۳۸	۰/۰۴۷۶

استوانه فلزی روی مغزه جزئی چسبانده شده و سپس دستگاه "کشش مستقیم"، استوانه فلزی را با اعمال نیروی کششی تحت کشش قرار داده تا مغزه جزئی دچار شکست گردد. پس از شکست مغزه جزئی، با تقسیم نیروی کششی وارده بر سطح مقطع استوانه فلزی می‌توان مقاومت چسبندگی کششی بین ملات تعمیری و بستر بتنی را تعیین نمود (شکل ۳).



شکل «۳»: روش "کشش مستقیم"

روش تعیین جمع شدگی

استانداردهای مورد استفاده برای اندازه‌گیری مقدار جمع شدگی عبارت‌اند از ASTM C157 [34] و ASTM C490 [35] و استانداردهای شماره ۱۷۰۳۹ [36] و ۱۷۰۴۲ [37] سازمان استاندارد ملی ایران. قالب‌های استاندارد با ارتفاع ۲۸۵ میلی‌متر و مقطع مربعی با ابعاد ۲۵ میلی‌متر استفاده شده است. ملات‌ها به مدت ۷ روز تحت عمل‌آوری قرار گرفته سپس در فضای آزاد رها شدند. همچنین یک سری از نمونه‌ها از ابتدا بدون هیچ‌گونه عمل‌آوری‌ای در فضای آزاد قرار گرفتند.

نتایج به‌دست‌آمده و تحلیل آنها

ملات‌های عمل‌آوری شده در آب

جمع شدگی. جمع شدگی ملات‌های تعمیری که به مدت ۷ روز تحت عمل‌آوری با آب بوده‌اند در جدول (۲) نشان داده شده است.

از جدول (۲) مشاهده می‌گردد افزودن لاتکس SBR به ملات تحت عمل‌آوری با آب، باعث کاهش مقدار جمع شدگی در سنین مختلف شده است. به‌عنوان مثال افزودن ۱۰، ۱۵ و ۲۰ درصد لاتکس باعث کاهش مقدار جمع شدگی ملات تعمیری در سن ۹۰ روز به ترتیب برابر ۳/۳۵، ۲/۴۱ و ۴/۴۵ درصد گردیده است. همچنین افزایش درصد پلیمر، باعث کاهش بیشتر در جمع شدگی شده به‌گونه‌ای که جمع شدگی ۹۰ روزه برای ملات‌های حاوی ۲۰ درصد SBR، نسبت به ملات‌های حاوی ۱۰ و ۱۵ درصد SBR به ترتیب به مقدار ۱۵/۶ و ۷ درصد کمتر است.

مقاومت چسبندگی برشی حاصل از روش "انتقال اصطکاک". در شکل (۴) مقاومت چسبندگی برشی حاصل از آزمون "انتقال اصطکاک"، بین ملات تعمیری عمل‌آوری شده در آب و بستر بتنی نشان داده شده است. ملاحظه می‌گردد بیشترین چسبندگی برای ملات حاوی ۱۵ درصد لاتکس SBR به‌دست‌آمده به‌طوری‌که با مقایسه ملات معمولی و ملات اصلاح‌شده با پلیمر حاوی ۱۵ درصد لاتکس در سنین ۷، ۲۸، ۴۲ و ۹۰ روزه، مقاومت برشی ملات اصلاح‌شده به ترتیب ۷/۵۸، ۷/۶۴، ۸/۱۸۴ و ۹/۲۶۹ درصد افزایش داشته است.

در صورتی که ملات اصلاح شده پلیمری حاوی ۱۵ درصد لاتکس، در سنین ۷، ۲۸، ۴۲ و ۹۰ روزه نسبت به ملات پایه سیمانی دارای چسبندگی کششی بیشتر به ترتیب به مقدار ۵۶/۷، ۷۵/۲، ۱۲۵/۷ و ۲۲۰/۳ درصد است. مقاومت چسبندگی کششی حاصل از روش "کشش مستقیم" برای ملات اصلاح شده حاوی ۱۵ درصد پلیمر نسبت به ملات‌های حاوی ۱۰ و ۲۰ درصد پلیمر در سن ۹۰ روزه به مقدار ۱۸/۵ و ۶/۳ درصد افزایش داشته است.

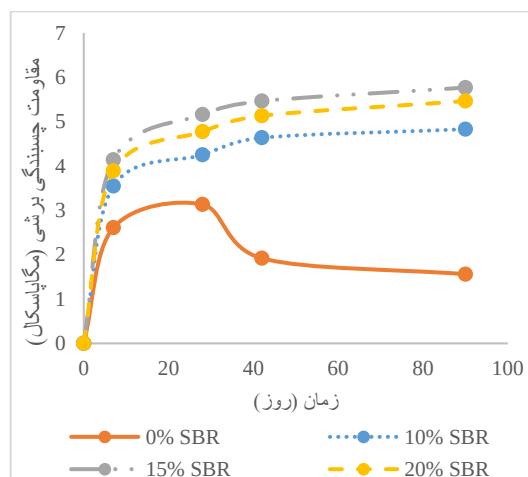
ملات‌های عمل‌آوری شده با مواد عمل‌آورنده

جمع‌شدگی. جمع‌شدگی ملات‌های تعمیراتی که به مدت ۷ روز با مواد عمل‌آورنده، تحت عمل‌آوری بوده‌اند در جدول (۳) نشان داده شده است.

جدول «۳»: جمع‌شدگی ملات‌های عمل‌آوری شده با مواد عمل‌آورنده

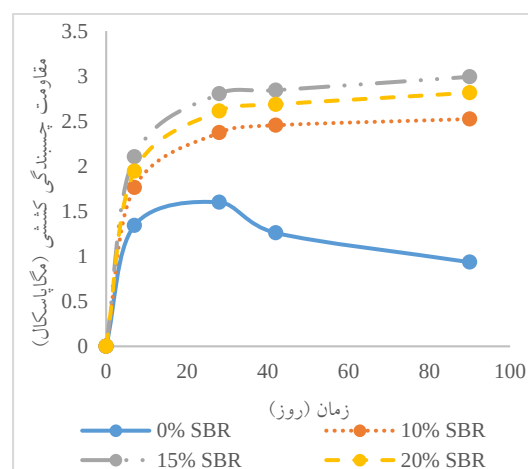
نوع ملات	جمع‌شدگی (%)			
	روزه ۱۴	روزه ۲۸	روزه ۴۲	روزه ۹۰
SBR/۰	۰/۰۴۴۲	۰/۰۹۹۸	۰/۱۰۹۱	۰/۱۱۹۵
SBR/۱۰	۰/۰۲۹۱	۰/۰۶۶۲	۰/۰۷۴۳	۰/۰۸۴۲
SBR/۱۵	۰/۰۲۷۱	۰/۰۶۲۵	۰/۰۶۸۰	۰/۰۷۹۵
SBR/۲۰	۰/۰۲۴۸	۰/۰۵۷۴	۰/۰۶۳۲	۰/۰۷۳۲

با توجه به نتایج نشان داده شده در جدول (۳) مشاهده می‌گردد افزودن لاتکس SBR به ملات تحت عمل‌آوری با مواد عمل‌آورنده، باعث کاهش مقدار جمع‌شدگی گردیده است. به‌عنوان مثال افزودن ۱۰، ۱۵ و ۲۰ درصد لاتکس باعث کاهش مقدار جمع‌شدگی ملات تعمیراتی در سن ۹۰ روزه به ترتیب برابر ۲۹/۵، ۳۳/۴ و ۳۸/۷ درصد گردیده است. همچنین افزایش درصد پلیمر، باعث کاهش بیشتر در جمع‌شدگی شده به‌گونه‌ای که جمع‌شدگی ۹۰ روزه برای ملات‌های حاوی ۲۰ درصد SBR، نسبت به ملات‌های حاوی ۱۰ و ۱۵ درصد SBR به ترتیب به مقدار ۱۴/۱ و ۹ درصد کمتر است.



شکل «۴»: مقاومت چسبندگی برشی

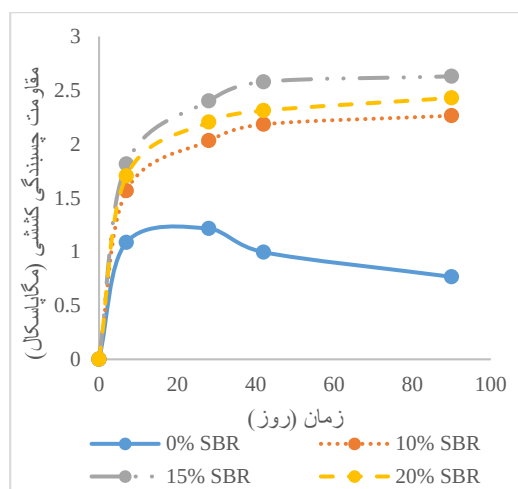
مقاومت چسبندگی کششی حاصل از روش "کشش مستقیم". در شکل (۵) مقاومت چسبندگی کششی بین ملات تعمیراتی عمل‌آوری شده در آب و بستر بتنی نشان داده شده است.



شکل «۵»: مقاومت چسبندگی کششی

همانند حالت قبل، در شکل (۵) نیز مشاهده می‌شود که افزودن پلیمر به ملات تعمیراتی باعث افزایش مقدار مقاومت چسبندگی کششی حاصل از روش "کشش مستقیم" شده است. در سنین ۷، ۲۸، ۴۲ و ۹۰ روزه، مقاومت چسبندگی کششی برای ملات پایه سیمانی برابر ۱/۳۴، ۱/۵۹، ۱/۲۵ و ۰/۹۳ مگاپاسکال به‌دست‌آمده

بستر بتنی نشان داده شده است.



شکل «۷»: مقاومت چسبندگی کششی

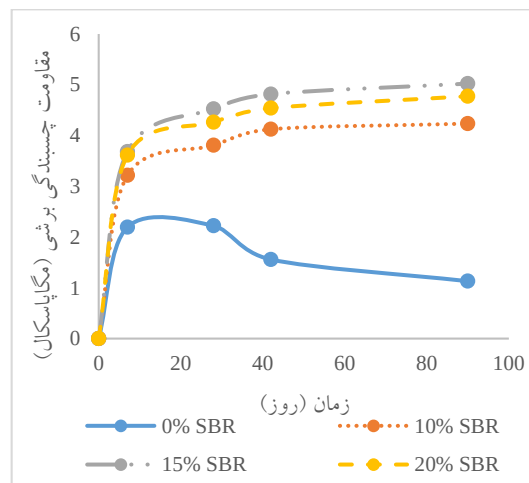
در سنین ۷، ۲۸، ۴۲ و ۹۰ روز، مقاومت چسبندگی کششی برای ملات پایه سیمانی برابر ۱/۰۸، ۱/۲۱، ۰/۹۹ و ۰/۷۶ مگاپاسکال به دست آمده در صورتی که ملات اصلاح شده پلیمری حاوی ۱۵ درصد لاتکس، در سنین مذکور، نسبت به ملات پایه سیمانی دارای چسبندگی کششی بیشتر به ترتیب به مقدار ۶۷/۷، ۹۷/۷، ۱۵۵ و ۲۴۳ درصد است. مقاومت چسبندگی کششی حاصل از روش "کشش مستقیم" برای ملات اصلاح شده حاوی ۱۵ درصد پلیمر نسبت به ملات های حاوی ۱۰ و ۲۰ درصد پلیمر در سن ۹۰ روز به مقدار ۱۶/۱ و ۸/۲ درصد افزایش داشته است.

ملات های رها شده در فضای آزاد

جمع شدگی. جمع شدگی ملات های تعمیراتی که از ابتدا در فضای آزاد رها شده اند در جدول (۴) نشان داده شده است.

با توجه به نتایج نشان داده شده در جدول (۴) مشاهده می گردد افزودن لاتکس SBR به ملات رها شده در فضای آزاد، باعث کاهش مقدار جمع شدگی شده

مقاومت چسبندگی برشی حاصل از روش "انتقال اصطکاک". در شکل (۶) مقاومت چسبندگی برشی بین ملات تعمیراتی عمل آوری شده با مواد عمل آورنده و بستر بتنی قابل مشاهده است.



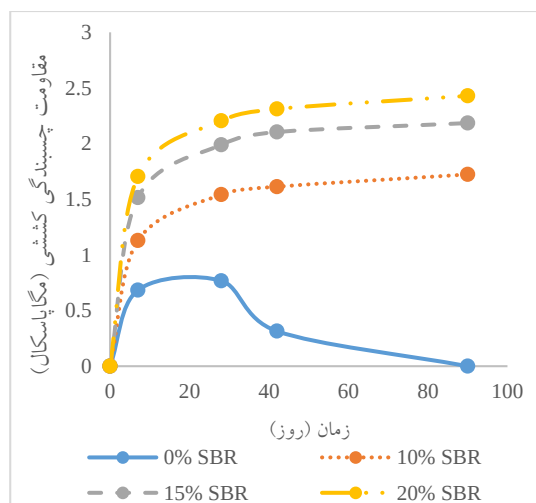
شکل «۶»: مقاومت چسبندگی برشی

از شکل (۶) ملاحظه می گردد که برای ملات های عمل آوری شده با مواد عمل آورنده، بیشترین چسبندگی برای ملات حاوی ۱۵ درصد لاتکس SBR به دست آمده به طوری که با مقایسه ملات معمولی و ملات اصلاح شده با پلیمر حاوی ۱۵ درصد لاتکس مشاهده می شود که در سنین ۷، ۲۸، ۴۲ و ۹۰ روزه، مقاومت برشی ملات اصلاح شده به ترتیب ۶۷/۹، ۱۰۳/۶، ۲۰۸/۸ و ۳۴۳/۸ درصد افزایش داشته است. همچنین برای ملات های عمل آوری شده با مواد عمل آورنده، چسبندگی برشی برای ملات اصلاح شده حاوی ۱۵ درصد پلیمر نسبت به ملات های حاوی ۱۰ و ۲۰ درصد پلیمر در سن ۹۰ روز به مقدار ۱۸/۵ و ۵/۱ درصد افزایش داشته است.

مقاومت چسبندگی کششی حاصل از روش "کشش مستقیم". در شکل (۷) مقاومت چسبندگی کششی بین ملات تعمیراتی عمل آوری شده با مواد عمل آورنده و

۲۸ و ۴۲ روزه، مقاومت برشی ملات اصلاح شده به ترتیب ۱۷۷/۲، ۲۱۲/۸ و ۷۱۴/۱ درصد افزایش داشته است. همچنین برای ملات‌های رها شده در فضای آزاد، چسبندگی برشی برای ملات اصلاح شده حاوی ۱۵ درصد پلیمر نسبت به ملات‌های حاوی ۱۰ و ۲۰ درصد پلیمر در سن ۹۰ روزه به مقدار ۲۹ و ۴/۶ درصد افزایش داشته است.

مقاومت چسبندگی کششی حاصل از روش "کشش مستقیم". در شکل (۹) مقاومت چسبندگی کششی بین ملات تعمیری بدون عمل‌آوری و بستر بتنی نشان داده شده است.



شکل «۹»: مقاومت چسبندگی کششی

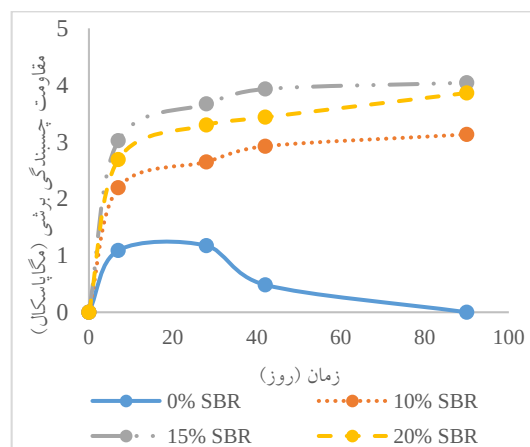
از شکل (۹) مشاهده می‌شود افزودن پلیمر به ملات تعمیری باعث افزایش مقدار مقاومت چسبندگی کششی ملات‌های رها شده در فضای آزاد شده است. در سنین ۷، ۲۸ و ۴۲ روزه، مقاومت چسبندگی کششی برای ملات پایه سیمانی برابر ۰/۶۸، ۰/۷۶ و ۰/۳۱ مگاپاسکال است در صورتی که افزودن ۱۵ درصد پلیمر در سنین ۷، ۲۸ و ۴۲ روزه نسبت به ملات پایه سیمانی دارای مقاومت چسبندگی کششی بیشتر به ترتیب به میزان ۱۲۱/۸،

است. به عنوان مثال افزودن ۱۰، ۱۵ و ۲۰ درصد لاتکس باعث کاهش مقدار جمع شدگی ملات تعمیری در سن ۹۰ روزه به ترتیب برابر ۴۰/۱، ۴۴/۵ و ۵۱/۰۳ درصد گردیده است.

جدول «۴»: جمع شدگی ملات‌های بدون عمل‌آوری

نوع ملات	جمع شدگی (%)			
	۱۴ روزه	۲۸ روزه	۴۲ روزه	۹۰ روزه
SBR/۰	۰/۱۷۲۳	۰/۱۹۹۳	۰/۲۰۸۸	۰/۲۱۹۶
SBR/۱۰	۰/۱۱۸۶	۰/۱۲۲۲	۰/۱۲۶۷	۰/۱۲۹۹
SBR/۱۵	۰/۱۰۸۷	۰/۱۱۰۰	۰/۱۱۳۸	۰/۱۲۰۴
SBR/۲۰	۰/۰۹۶۴	۰/۱۰۰۳	۰/۱۰۲۵	۰/۱۰۶۲

مقاومت چسبندگی برشی حاصل از روش "انتقال اصطکاک". در شکل (۸) مقاومت چسبندگی برشی بین ملات تعمیری بدون عمل‌آوری و بستر بتنی نشان داده شده است.



شکل «۸»: مقاومت چسبندگی برشی

از شکل (۸) ملاحظه می‌گردد که برای ملات‌های رها شده در فضای آزاد، بیشترین چسبندگی برای ملات حاوی ۱۵ درصد لاتکس SBR به دست آمده به طوری که با مقایسه ملات معمولی و ملات اصلاح شده با پلیمر حاوی ۱۵ درصد لاتکس مشاهده می‌شود که در سنین ۷،

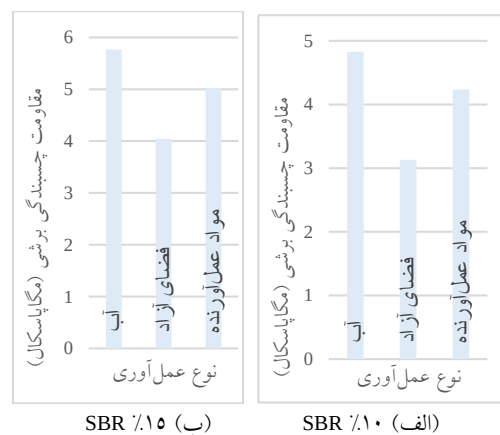
چسبندگی برشی می‌باشند و نمونه‌های بدون عمل‌آوری، کمترین مقدار مقاومت چسبندگی برشی را دارا هستند. مقاومت چسبندگی برشی ۹۰ روزه برای نمونه‌های تحت عمل‌آوری در آب، به‌دست‌آمده از روش "انتقال اصطکاک" برای ملات‌های اصلاح‌شده با پلیمر با نسبت‌های ۱۰، ۱۵ و ۲۰ درصد پلیمر به ترتیب برابر ۴/۸۲، ۵/۷۶ و ۵/۴۶ مگاپاسکال بوده که در مقایسه با مقاومت چسبندگی برشی ۹۰ روزه نمونه‌های بدون عمل‌آوری به ترتیب به مقدار ۵۴/۱، ۴۲/۶ و ۴۱/۴ درصد افزایش داشته است. در شکل (۱۱) مقاومت چسبندگی برشی ۴۲ روزه نمونه‌های تحت عمل‌آوری‌های مختلف برای ملات‌های اصلاح‌شده پلیمری نشان داده شده است. از شکل (۱۱) مشاهده می‌گردد که نمونه‌های عمل‌آوری شده در آب دارای بیشترین مقدار مقاومت چسبندگی برشی می‌باشند و نمونه‌های بدون عمل‌آوری، کمترین مقدار مقاومت چسبندگی برشی را دارا هستند.

مقاومت چسبندگی برشی ۴۲ روزه برای نمونه‌های تحت عمل‌آوری در آب، به‌دست‌آمده از روش "انتقال اصطکاک" برای ملات‌های اصلاح‌شده با پلیمر با نسبت‌های ۱۰، ۱۵ و ۲۰ درصد پلیمر به ترتیب برابر ۴/۶۳، ۵/۴۶ و ۵/۱۳ مگاپاسکال می‌باشند که در مقایسه با مقاومت چسبندگی برشی ۴۲ روزه نمونه‌های بدون عمل‌آوری به ترتیب به مقدار ۵۸/۵، ۳۸/۹ و ۴۹/۳ درصد افزایش داشته است. افزایش مقاومت چسبندگی برشی ۴۲ روزه نمونه‌های عمل‌آوری شده در مواد عمل‌آورنده، کمتر از نمونه‌های عمل‌آوری شده در آب است اما در مقایسه با نمونه‌های بدون عمل‌آوری، به ترتیب در ملات‌های حاوی ۱۰، ۱۵ و ۲۰ درصد پلیمر دارای افزایش ۴۱، ۲۲/۴ و ۳۲/۱ درصدی هستند.

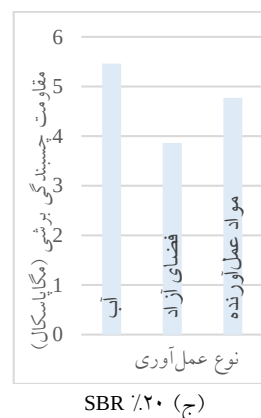
۱۵۹/۶ و ۵۶۸/۹ درصد است. همچنین مقاومت چسبندگی کششی حاصل از روش "کشش مستقیم" برای ملات اصلاح‌شده حاوی ۱۵ درصد پلیمر نسبت به ملات‌های حاوی ۱۰ و ۲۰ درصد پلیمر در سن ۹۰ روز به مقدار ۲۶/۸ و ۷/۴ درصد افزایش داشته است.

تأثیر عمل‌آوری بر مقاومت چسبندگی

در شکل (۱۰) مقاومت چسبندگی برشی ۹۰ روزه نمونه‌های تحت عمل‌آوری‌های مختلف برای ملات‌های اصلاح‌شده پلیمری نشان داده شده است.



شکل (الف) SBR ۱۰٪



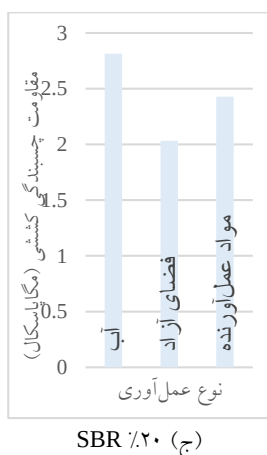
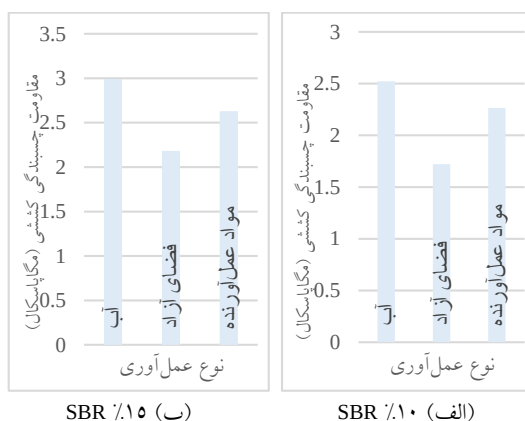
شکل (ب) SBR ۲۰٪

شکل «۱۰»: مقاومت چسبندگی برشی ۹۰ روزه در عمل‌آوری‌های مختلف حاصل از روش "انتقال اصطکاک"

از شکل (۱۰) مشاهده می‌گردد که نمونه‌های عمل‌آوری شده در آب دارای بیشترین مقدار مقاومت

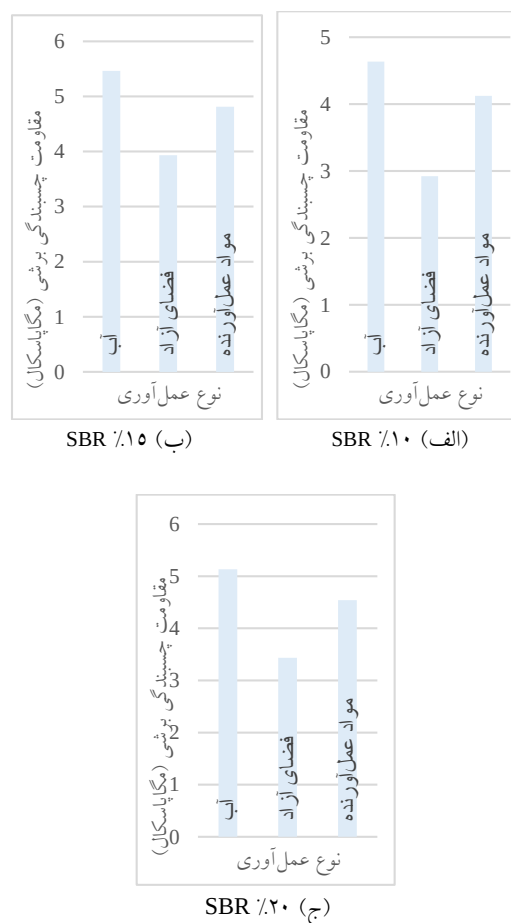
افزایش داشته است.

افزایش مقاومت چسبندگی کششی ۹۰ روزه نمونه‌های عمل‌آوری شده در مواد عمل‌آورنده، کمتر از نمونه‌های عمل‌آوری شده در آب است اما در مقایسه با نمونه‌های بدون عمل‌آوری، به ترتیب در ملات‌های حاوی ۱۰، ۱۵ و ۲۰ درصد پلیمر دارای افزایش ۳۱/۴، ۲۰/۴ و ۱۹/۵ درصدی می‌باشند.



شکل «۱۲»: مقاومت چسبندگی کششی ۹۰ روزه در عمل‌آوری‌های مختلف حاصل از روش "کشش مستقیم"

در شکل (۱۳) مقاومت چسبندگی کششی ۹۰ روزه نمونه‌های تحت عمل‌آوری‌های مختلف نشان داده شده است. از شکل (۱۳) مشاهده می‌گردد که نمونه‌های عمل‌آوری شده در آب دارای بیشترین مقدار مقاومت چسبندگی کششی می‌باشند و نمونه‌های بدون عمل‌آوری، کمترین مقدار مقاومت چسبندگی کششی را



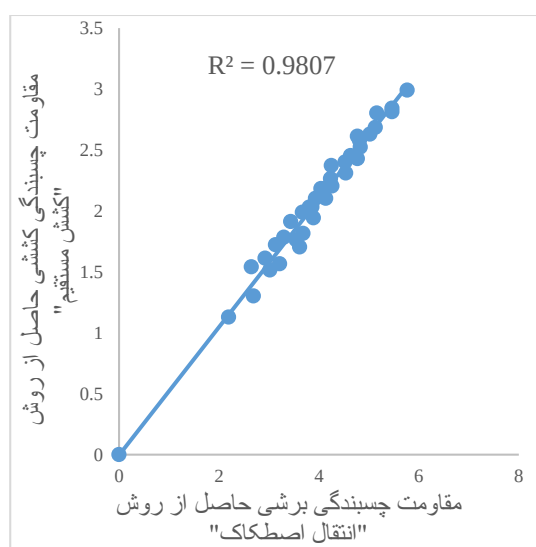
شکل «۱۱»: مقاومت چسبندگی برشی ۴۲ روزه در عمل‌آوری‌های مختلف حاصل از روش "انتقال اصطکاک"

در شکل (۱۲) مقاومت چسبندگی کششی ۹۰ روزه نمونه‌های تحت عمل‌آوری‌های مختلف نشان داده شده است. از شکل (۱۲) مشاهده می‌گردد که نمونه‌های عمل‌آوری شده در آب دارای بیشترین مقدار مقاومت چسبندگی کششی می‌باشند و نمونه‌های بدون عمل‌آوری، کمترین مقدار مقاومت چسبندگی کششی را دارا هستند. مقاومت چسبندگی کششی ۹۰ روزه برای نمونه‌های تحت عمل‌آوری در آب، به‌دست‌آمده از روش "کشش مستقیم" برای ملات‌های اصلاح‌شده با پلیمر با نسبت‌های ۱۰، ۱۵ و ۲۰ درصد پلیمر به ترتیب برابر ۲/۵۲، ۲/۹۹ و ۲/۸۱ مگاپاسکال می‌باشند که در مقایسه با مقاومت چسبندگی کششی ۹۰ روزه نمونه‌های بدون عمل‌آوری به ترتیب به مقدار ۶/۵، ۳۷ و ۳۸/۴ درصد

حاوی ۱۰، ۱۵ و ۲۰ درصد پلیمر دارای افزایش ۳۵/۴، ۲۲/۵ و ۲۰/۸ درصدی می‌باشند.

همبستگی بین نتایج حاصل از روش‌های "انتقال اصطکاک" و "کشش مستقیم"

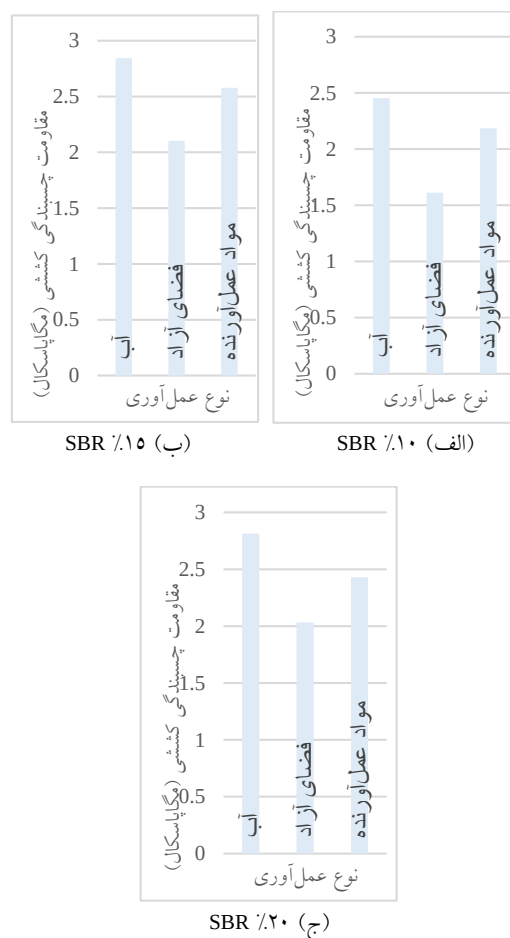
در شکل (۱۴)، نتایج مقاومت چسبندگی برشی حاصل از روش "انتقال اصطکاک" با نتایج مقاومت چسبندگی کششی حاصل از روش "کشش مستقیم" نشان داده شده است.



شکل «۱۴»: همبستگی بین نتایج حاصل از روش‌های "کشش مستقیم" و "انتقال اصطکاک" بر حسب مگاپاسکال

از شکل (۱۴) ملاحظه می‌گردد که مقدار ضریب تعیین بین نتایج به‌دست‌آمده از روش "کشش مستقیم" و روش "انتقال اصطکاک" برابر ۰/۹۸ شده است. مقدار ضریب همبستگی نیز بین دو روش مذکور برابر ۰/۹۹ است. با توجه به ضریب همبستگی بالا بین نتایج حاصل از روش‌های "کشش مستقیم" و "انتقال اصطکاک"، می‌توان به راحتی از نتایج یکی، نتایج معادل دیگری را به دست آورد.

دارا هستند. مقاومت چسبندگی کششی ۴۲ روزه برای نمونه‌های تحت عمل‌آوری در آب، به‌دست‌آمده از روش "کشش مستقیم" برای ملات‌های اصلاح‌شده با پلیمر با نسبت‌های ۱۰، ۱۵ و ۲۰ درصد پلیمر به ترتیب برابر ۲/۴۵، ۲/۸۴ و ۲/۶۸ مگاپاسکال بوده که در مقایسه با مقاومت چسبندگی کششی ۴۲ روزه نمونه‌های بدون عمل‌آوری به ترتیب به مقدار ۵۲/۲، ۳۵/۱ و ۴۰/۳ درصد افزایش داشته است.



شکل «۱۳»: مقاومت چسبندگی کششی ۴۲ روزه در عمل‌آوری‌های مختلف حاصل از روش "کشش مستقیم"

افزایش مقاومت چسبندگی کششی ۴۲ روزه نمونه‌های عمل‌آوری شده در مواد عمل‌آورنده، کمتر از نمونه‌های عمل‌آوری شده در آب است اما در مقایسه با نمونه‌های بدون عمل‌آوری، به ترتیب در ملات‌های

تحلیل و بررسی نتایج

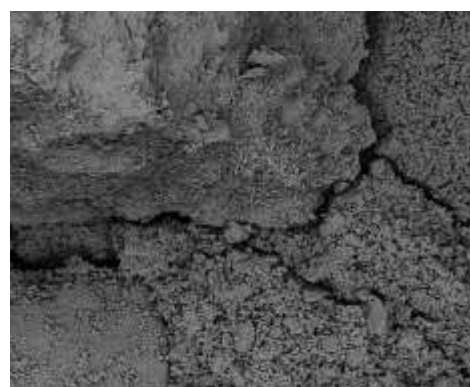
همان‌طور که نشان داده شد، افزودن پلیمر به ملات باعث افزایش مقاومت چسبندگی برشی و کششی بین لایه تعمیری و بستر بتنی می‌گردد. علت افزایش مقاومت چسبندگی بین ملات‌های اصلاح‌شده با پلیمر و بستر بتنی به دلیل تشکیل فیلم‌های پلیمر در ملات است. هنگامی که پلیمر و خمیر سیمان پرتلند با یکدیگر در ارتباط باشند، از طریق پیوندهای شیمیایی کووالانسی یا یونی کووالانسی قوی، انسجام بیشتری به کل ماتریس داده و باعث بهبود خواص می‌شود [38]. در تحقیقات دیگر نیز مشاهده شده که افزودن پلیمر باعث افزایش چسبندگی بین ملات تعمیری و بستر بتنی می‌گردد [39]. همچنین مشاهده گردید که ملات‌های اصلاح‌شده با پلیمر دارای جمع‌شدگی کمتری نسبت به ملات‌های معمولی هستند. یکی از دلایل اصلی در کاهش جمع‌شدگی ملات‌های اصلاح‌شده با پلیمر به خاطر خاصیت آب‌بندی لاتکس‌ها است که از خروج رطوبت از داخل ماتریس سیمان جلوگیری می‌نماید [40,41]. در تحقیقی دیگر نیز روی تأثیر لاتکس SBR روی جمع‌شدگی بیان شده است که افزودن پلیمر باعث کاهش جمع‌شدگی حاصل از خشک شدن می‌شود [15].

عمل‌آوری مناسب نیز از جمع‌شدگی بیش‌ازحد ملات‌ها جلوگیری نموده و همین امر سبب افزایش چسبندگی بین ملات تعمیری و بستر بتنی می‌گردد. همچنین جمع‌شدگی ملات‌های عمل‌آوری شده در آب کمتر از جمع‌شدگی ملات‌های عمل‌آوری شده با مواد عمل‌آورنده می‌باشند. با توجه به اینکه سیمان هیدراته شده، حاوی منافذ موئینه است لذا داخل این منافذ، آب وجود دارد. البته از دست رفتن آب داخل منافذ باعث جمع‌شدگی نمی‌شود اما به محض اینکه آب منافذ موئینه از دست می‌رود، باعث از بین رفتن آبی که جذب سطحی شده، می‌گردد و جمع‌شدگی رخ می‌دهد. با توجه به اینکه مواد عمل‌آورنده، به‌طور کامل از خروج رطوبت داخل ملات جلوگیری نمی‌نماید لذا همین موضوع سبب افزایش جمع‌شدگی ملات‌ها در عمل‌آوری با مواد عمل‌آورنده نسبت به عمل‌آوری در آب شده است.

جهت نشان دادن ترک‌های به وجود آمده در داخل ملات‌ها بعد از خروج از عمل‌آوری، با استفاده از دستگاه میکروسکوپ الکترونی روبشی (scanning electron microscope) از ملات‌ها عکس‌برداری صورت پذیرفت. در شکل (۱۵-الف)، ملات تحت عمل‌آوری داخل آب نشان داده شده است. مشاهده می‌شود تا زمانی که ملات تحت عمل‌آوری قرار دارد، هنوز جمع‌شدگی اتفاق نیفتاده و ملات دچار ترک‌خوردگی نشده است؛ اما مطابق با شکل (۱۵-ب) که مربوط به ملاتی است که مدتی در فضای آزاد رها شده است مشاهده می‌گردد که به دلیل خروج آب از منافذ موئینه داخل ملات و همچنین از دست رفتن آب جذب سطحی شده، جمع‌شدگی به وجود آمده که نتیجه آن ایجاد ترک در داخل ملات است.



(الف) ملات بدون ترک‌خوردگی



(ب) ملات دارای ترک

شکل «۱۵»: عکس‌برداری از ملات توسط میکروسکوپ الکترونی روبشی

نتیجه گیری

۴- عدم عمل آوری باعث افزایش جمع شدگی ملات های تعمیر می شود که این موضوع سبب به وجود آمدن تنش های برشی در سطح مشترک ملات تعمیر و بتن بستر شده و موجب کاهش مقاومت چسبندگی برشی و کششی حاصل از روش های "انتقال اصطکاک" و "کشش مستقیم" می گردد.

۵- مقاومت چسبندگی ۹۰ روزه ملات های پلیمری با بتن بتنی به طور میانگین بیش از ۲ برابر مقاومت چسبندگی ملات های معمولی به دست آمد.

۶- افزایش مقدار لاتکس، باعث کاهش مقدار جمع شدگی ملات شده به گونه ای که جمع شدگی ۹۰ روزه ملات های اصلاح شده حاوی ۲۰ درصد پلیمر به طور میانگین ۵۴ درصد کمتر از جمع شدگی ملات های معمولی است که همین موضوع از افت مقاومت چسبندگی جلوگیری می نماید.

۱- با توجه به همبستگی بالا بین روش های "انتقال اصطکاک" و "کشش مستقیم"، می توان به جای استفاده از دستگاه گران قیمت "کشش مستقیم"، از دستگاه ساده، ارزان و داخلی "انتقال اصطکاک" استفاده نمود.

۲- با توجه به اینکه در آزمون "انتقال اصطکاک"، تمامی وسایل استفاده شده به صورت مکانیکی است لذا قابل استفاده در هر شرایط محیطی و دمایی، هم در خشکی و هم در داخل آب است. بر خلاف آزمون "کشش مستقیم" که مجبور به استفاده از چسب های شیمیایی هستیم.

۳- افزودن لاتکس SBR باعث افزایش مقاومت چسبندگی برشی و کششی بین ملات تعمیر و بتن بتنی شده که بیشترین افزایش در مقدار ۱۵ درصد لاتکس نسبت به وزن سیمان مشاهده گردید.

مراجع

1. Van Gemert, D., Czarnecki, L., Maultzsch, M., et al. "Cement concrete and concrete- polymer composites: two merging worlds". *Cement & Concrete Composites*. Vol. 27, Issue. 9, pp. 926-933, (2005).
2. Beushausen, H. and Gillmer, M., "The use of superabsorbent polymers to reduce cracking of bonded mortar overlays", *Cement & Concrete Composites*, Vol. 52, No. 1, pp. 1-8, (2014).
3. Hwang, E. H., and Jeon, J. K. "Effect of polymer cement modifiers on mechanical and physical properties of polymer-modified mortar using recycled artificial marble waste fine aggregate". *Journal of Industrial and Engineering Chemistry*. Vol. 14, No. 2, pp. 265-271, (2008).
4. Hassan, K. E., Brooks, J. J., and Al- Alawi, L. "Compatibility of repair mortars with concrete in a hot-dry environment". *Cement & Concrete Composites*. Vol. 23, No. 1, pp. 93-101, (2003).
5. Afridi, M. U. K., Ohama, Y., Zafar Iqbal, M. and Demura, K. "Water Retention and Adhesion of Powdered and Aqueous Polymer-Modified Mortars". *Cement And Concrete Composites*, Vol. 17, No. 2, pp. 113-118, (1995).
6. Çavdar, A., Sevin, S., Kaya, Y. and Bingöl, Ş. "The Effects of Cure Conditions on Mechanical Properties of Polymer Modified Cement Mortars". *Balkan Journal of Electrical & Computer*

- Engineering*, Vol. 2, No. 2, pp. 79-85, (2014).
7. Doğan, M. and Bideci, A. "Effect of Styrene Butadiene Copolymer (SBR) admixture on high strength concrete". *Construction and Building Materials*, Vol.112, No. 1, pp. 378-385, (2016).
 8. Knapen, E. and Van Gemert, D. "Polymer film formation in cement mortars modified with water-soluble polymers". *Cement and Concrete Composites*, Vol. 58, No. 1, pp. 23-28, (2015).
 9. Ahmed, S. A., Hawraa, S.J. and Inas, S. M. "Improvement the Properties of Cement Mortar by Using Styrene Butadiene Rubber Polymer". *Engineering and Development*, Vol. 16, No. 3, pp. 61-72, (2012).
 10. Shuyi, Y. and Yong, G. "Effect of Styrene Butadiene Rubber Latex on Mortar and Concrete Properties", *Advanced Engineering Forum*, Vol. 5, No. 1, pp. 283-288, (2012).
 11. Tilly, G. P. and Jacobs, J. "Concrete repairs: Observations on performance in service and current practice", Watford, UK, (2007).
 12. Martinola, G., Sadouki, H. and Wittmann, F. "Numerical model for minimizing the risk of damage in a repair system", *J. Mater. Civ. Eng*, Vol. 13, No. 2, pp. 121-129, (2001).
 13. Zhang, W., Zakaria, M. and Hama, Y. "Influence of aggregate materials characteristics on the drying shrinkage properties of mortar and concrete", *Construction and Building Materials*, Vol. 49, No. 1, pp. 500-510, (2013).
 14. Bin, M. F. and Zain, H. M. "The study on the physical properties of surface layer concrete under the influence of medium temperature environments", Kyushu university, Ph.D thesis, (1996).
 15. Diab, A. M., Elyamany, H. E. and Ali, A. H. "Experimental investigation of the effect of latex solid/water ratio on latex modified co-matrix mechanical properties", *Alexandria Engineering Journal*. Vol. 52, No. 1, pp. 83-98, (2013).
 16. Carneiro, F. and Barcellos, A. "International association of testing and research laboratories for materials and structures", RILEM bull, Vol. 13, No. 2, pp. 99-125, (1953).
 17. Kreigh, J. "Arizona slant shear test: a method to determine epoxy bond strength", *ACI Journal*, Vol. 73, No. 7, pp. 372-373, (1976).
 18. Posi, P., Kasemsiri, P., Lertnimoolchai, S. and Chindaprasirt, P. "Effect of fly ash fineness on compressive, flexural and shear strengths of high strength-high volume fly ash jointing mortar", *International Journal*, Vol. 16, Issue. 54, pp. 36-41, (2019).
 19. Beushausen, H. and Bester, N. "The influence of curing on restrained shrinkage cracking of bonded concrete overlays", *Cement and concrete research*, Vol. 87, No. 1, pp. 87-96, (2016).
 20. Sabah, S. A., Hassan, M., Bunnori, N. M. and Johari, M. "Bond strength of the interface between normal concrete substrate and GUSMRC repair material overlay", *Construction and Building Materials*, Vol. 216, No. 1, pp. 261-271, (2019).

21. Abu-Tair, A., Rigden, S. and Burley, E. "Testing the bond between repair materials and concrete substrate", *Materials Journal*, Vol. 93, No. 6, pp. 553-558, (1996).
22. Kunieda, M., Kurihara, N., Uchida, Y. and Rokugo, K. "Application of tension softening diagrams to evaluation of bond properties at concrete interfaces", *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 65, No. 2, pp. 299-315, (2000).
23. ASTM C1583, "Standard test method for tensile strength of concrete surfaces and the bond strength or tensile strength of concrete repair and overlay materials by direct tension (pull-off method)", West Conshohocken PA, American Society for Testing and Materials (2004).
24. Naderi, M. "Friction-Transfer Test for the Assessment of in-situ Strength & Adhesion of Cementitious Materials", *Construction & Building Materials*, Vol. 19, No. 6, pp. 454-459, (2005).
25. Naderi, M. and Shibani, R. "New Method for Nondestructive Evaluation of Concrete Strength". *Australian Journal of Basic Applied Sciences*. Vol. 7, No. 2, pp. 438-447, (2013).
26. Naderi, M. "An alternative method for in situ determination of rock strength", *Can. Geotech. J.* Vol. 48, No. 12, pp. 1901-1905, (2011).
27. Naderi, M. "Evaluating in situ shear strength of bituminous pavements", *Proceedings of the institution of Civil Engineering*, Vol. 159, No. 2, pp 61-65, (2006).
28. Naderi, M. "Adhesion of different concrete repair systems exposed to different environments", *J. Adhes*, Vol. 84, No. 1, pp. 78-104, (2008).
29. Naderi, M. and Ghodousian, O. "Adhesion of Self-Compacting Overlays Applied to Different Concrete Substrates and Its Prediction by Fuzzy Logic", *The Journal of Adhesion*, Vol. 88, No. 10, pp. 848-865, (2012).
30. Naderi, M. "Effects of Cyclic Loading, Freeze-Thaw and Temperature Changes on Shear Bond Strengths of Different Concrete Repair Systems", *The Journal of Adhesion*, Vol. 84, No. 9, pp. 743-763, (2008).
31. ASTM C136-01, "Standard Test Method for Sieve Analysis of Fine and Coarse Aggregates", American Society for Testing and Materials, (2001).
32. ASTM C127-15. "Standard Test Method for Relative Density (Specific Gravity) and Absorption of Fine Aggregate", ASTM International, West Conshohocken, PA, (2015).
33. ASTM C128-15. "Standard Test Method for Relative Density (Specific Gravity) and Absorption of Coarse Aggregate", ASTM International, West Conshohocken, PA, (2015).
34. ASTM C157/C157M, "Standard Test Method for Length Change of Hardened Hydraulic Cement Mortar and Concrete", American Society for Testing and Materials, (2014).
35. ASTM C490/C490M, "Standard Practice for Use of Apparatus for the Determination of Length Change of Hardened Cement Paste, Mortar and Concrete", American Society for Testing and Materials, (2011).

36. INSO 17039, "Length Change of Hardened Hydraulic Cement Mortar and Concrete Test Method", Iranian National Standardization Organization, (2013).
37. INSO 17042, "Apparatus for Determination of Length Change of Hardened Cement Paste, Mortar and Concrete", Iranian National Standardization Organization, (2013).
38. Czarnecki, L. and Sokołowska, J. J. "Material model and revealing the truth", Bull. Pol. Ac.: Tech. Vol. 63, No. 1, pp. 7–14, (2015).
39. Ohama, Y. "Polymer Modified Concrete Mortars- Properties and Process Technology". Noyes, United States of America. (1995).
40. Baoshan, H., Wu, H., Shu, X. and Burdette, E. G. "Laboratory evaluation of permeability and strength of polymer-modified pervious concrete", Construction and Building Materials, Vol. 24, No. 5, pp. 818–823, (2010).
41. Jiang, H. Y. and Liu, Z. X. "Research of Polymer Cement Concrete", *Journal of Wu Han University of Technology*, Vol. 18, No. 2, pp. 37-38, (1996).

Curing and Shrinkage Effect on the PMM/Concrete Bond, using Friction-transfer and Pull-off Methods

Mahmood Naderi¹

Ali Saberi Varzaneh²

1. Introduction

Enhancing the adhesion between repair mortars and substrate concrete is related to factors such as reduction of shrinkage, proper curing, and the use of modifying polymers. Nowadays, the use of polymers in cement-based mortars is increasing in order to improve some mechanical properties and increase the adhesion between repair mortar and concrete substrate. Many researches have been done on the effect of polymer on cementitious mortars. Some modifier polymers include latex styrene butadiene rubber (SBR), polyacrylic ester (PAA), and vinyl ethylene acetate (VAA). Different methods can be used to measure the adhesion between the concrete substrate and the repair layer. Assessing the adhesion strength between layers, depending on the stress state applied to the samples, can be in the form of tensile stresses, shear stresses, and a combination of compressive and shear stresses. Some of the adhesion determination tests are splitting test, slant shear test (However, Naderi in 2012 considered theoretically and practically, the results of the tests with compressive and shear stress to be unreliability), compound beam test, double shear plate, bending test, symmetrical sample test with gap and pull-off test. In this study, the effect of different percentages of latex styrene butadiene rubber on the adhesion between the repair mortar and the concrete substrate under different curing was investigated, using the friction-transfer and pull-off tests.

2. Experimental Program

In this paper, by employing in-situ and semi-destructive tests, including friction-transfer and pull-off methods, the effect of styrene-butadiene rubber latex on the shear and tensile bond strength between repair mortars and the concrete substrate was investigated. In the friction-transfer test, a partial core with a diameter of 50 mm is created at the test site surface. Then the metallic friction-transfer device is placed on the considered half-core and fixed. After fixing the friction-transfer device, a torque is applied to the metallic device, which transfers friction to the half-core, by an ordinary manual torque-meter so that the partial core fails (Figure 1).



Figure 1. Friction-transfer test

In pull-off test, which is one of the most comprehensive methods for evaluating the tensile strength between the substrate surface and the repair layer, a partial core, which continues into the substrate concrete, is first implemented on the surface of the repair layer by a core drilling machine. A circular steel disc is then glued to the core surface using epoxy resin adhesive, and a pull-off force is applied to it by the pull-off device to cause failure (Figure 2).



Figure 2. Pull-off test

In order to measure the effect of polymer on the adhesion between repair mortar and concrete substrate, styrene-butadiene rubber polymer was used in mortars in amounts of 10, 15, and 20% in relation to the weight of cement, and the results were compared with plain mortar. In order to evaluate the results, three different types of curing were used, including immersion in water, concrete curing compounds, and leaving in the open space. Also, the amount of shrinkage of plain mortars and polymer-modified mortars with different percentages of latex was determined, and the effect of the type of curing on shrinkage was studied. The results show an increase in shear and tensile bond strength between the repair layer and the concrete substrate with the addition of different percentages of latex. For example, the shear bond strength between repair mortars and concrete substrates can be seen in Figure 3.

The reason for the increase in bond strength between polymer-modified mortars and the concrete substrate is the formation of polymer films in the mortar. When the polymer and the Portland cement paste are connected through covalent chemical bonds or strong ion-covalent bonds, it gives greater coherence to the whole matrix and improves the properties of the mortar. Moreover, appropriate curing prevents excessive mortar shrinkage, which increases the adhesion between the repair mortar and the concrete substrate. Besides, the shrinkage of

¹ Professor, Department of Civil Engineering, International Imam Khomeini University, Qazvin, Iran.

² Corresponding Author: PhD Student in Structural Engineering, Department of Civil Engineering, International Imam Khomeini University, Qazvin, Iran.
Email: ali.saberi@edu.ikiu.ac.ir

mortars cured in water is less than the shrinkage of mortars cured with curing compounds. Table 1 shows the effect of polymer addition on mortar shrinkage. Because hydrated cement contains capillary pores, there is water inside these pores. The loss of water inside the pores does not cause shrinkage, but as soon as the capillary water is lost, it causes the surface-absorbed water to vanish, and consequently, the shrinkage occurs. The curing compounds do not entirely prevent the mortar moisture from exiting. So this issue had increased the shrinkage of mortars when the curing compounds were used for curing compared to the curing in water.

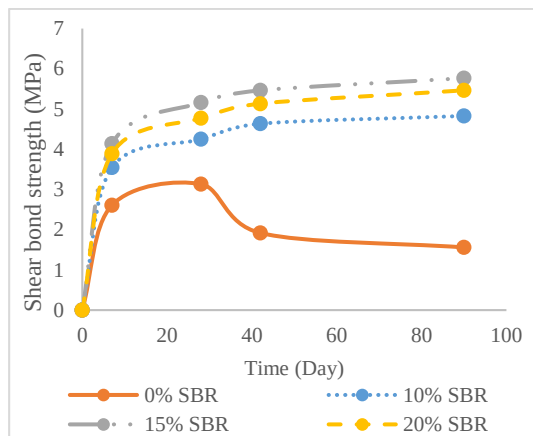


Figure 3. Shear bond strength

Table 1. Shrinkage of mortars

Mortars	(.%) Shrinkage			
	14 Days	28 Days	42 Days	90 Days
SBR 0%	0.0332	0.0662	0.0793	0.0872
SBR 10%	0.0223	0.0449	0.0513	0.0564
SBR 15%	0.0212	0.0406	0.0474	0.0512
SBR 20%	0.0192	0.0384	0.0438	0.0473

In order to display the cracks formed inside the mortars after the curing process, the mortars were photographed using a scanning electron microscope. It was observed that as long as the mortar is being cured, the shrinkage has not occurred yet and the mortar has not been cracked; however, in the case of mortar left in the open space, due to the exit of water through capillary pores in the mortar and also the loss of surface absorbed water, shrinkage occurs, which results in creating cracks in the mortar.

3. Conclusion

1. Because of the high correlation between the friction-transfer and pull-off methods, instead of using the expensive pull-off device, the simple, inexpensive, and domestic friction-transfer apparatus can be used.
2. The addition of styrene-butadiene rubber latex increased the shear and tensile bond strength between the repair mortar and the concrete substrate, in which the highest increase was observed when latex used in the amount of 15% in relation to the weight of cement.
3. Inadequate curing increases the shrinkage of the repair mortar, which causes shear stresses at the repairing mortar-substrate concrete interface and reduces the shear and tensile bond strength obtained by the friction-transfer and pull-off methods.
4. The 90-day bond strength between polymer mortars and the concrete substrate, on average, is more than two times the bond strength of ordinary mortars.
5. Increasing the amount of latex reduces the mortar shrinkage, so that the 90-day shrinkage of modified mortars containing 20% of polymer is, on average, 54% less than the shrinkage of ordinary mortars, which prevents bond strength from dropping.

Isogeometric Shape Optimization of 2D Structures using Fully Analytical Sensitivity Analysis

Sajad Nikoei¹

Behrooz Hassani²

1. Introduction

Since the resources available to human beings in nature are limited, it is very important to use these resources as efficiently as possible. In this respect, optimization which can be simply defined as the process of searching for the best, serves as a valuable tool. The main purpose of engineering design is to find the best possible solution to a specific problem, optimization is therefore at the very heart of engineering.

In this regard, significant progress has been made in the last three decades in the field of the shape optimization of the structures. Shape optimization is a process in which the optimal shape of a structure using a repetitive process based on structural response analysis and sensitivity calculation is obtained, which is raised in the Gradient-Based optimization branch.

In most of the structural optimization approaches analysis and sensitivities are carried out by using the conventional finite element method. Due to the variations of the problem geometry within the shape optimization iterations, updating the computational model by several remeshings is required that is quite time consuming and computationally costly. As a remedy for this problem, the NURBS-based isogeometric analysis method was adopted that combines the Computer Aided Design (CAD) and finite element techniques.

In this study, in the shape optimization of the structures, the Method of Moving Asymptotes (MMA), which is gradient-based, was employed and to calculate the required sensitivities a fully analytical approach is presented. To demonstrate the performance of the suggested approach, various numerical examples are solved.

2. NURBS Function

This section is devoted to the introduction of NURBS functions and surfaces, followed by a brief description of the method of isogeometric analysis in two-dimensional problems. The NURBS surface is obtained from the linear combination of the basic functions and the control points as follows

$$S(\eta, \zeta) = \sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^m R_{i,j}^{p,q}(\eta, \zeta) P_{i,j} \quad (1)$$

3. Shape Optimization

The purpose of shape optimization of the structure is to find the geometry of the boundaries of the structure so that the specific behavior of the structure is in the best condition. Usually, the constraints could be geometrical such as restrictions on the width or height of the structure or behavioral such as restrictions on stresses, displacements, and natural frequencies. According to these explanations, an optimization problem can be represented as follows

$$\begin{cases} \text{Objective Function: } \min \mathfrak{J}(\mathbf{x}, \mathbf{q}(\mathbf{x})) \\ \text{Constraints: } \begin{cases} h_l(\mathbf{x}, \mathbf{q}(\mathbf{x})) = 0, & l = 1, \dots, 2) \\ g_k(\mathbf{x}, \mathbf{q}(\mathbf{x})) \leq 0, & k = 1, \dots, (\\ x_j^{\min} \leq x_j \leq x_j^{\max}, & j = 1, \dots, \end{cases} \end{cases}$$

4. Sensitivity Analysis

Sensitivity analysis means examining the degree of dependence of the design on each influential parameter. In most of the mathematical programming algorithms, to find a search direction, sensitivity information is required. The derivatives of the objective and constraint functions with respect to the design variables are calculated using a sensitivity analysis, which indicates the sensitivities of the current design to small changes in the design variables. The sensitivities can be computed by finite difference, analytical or semi-analytical methods. In the analytical methods used in this study, the values of the derivatives from explicit functions are obtained according to the problem design variables.

5. Results

To show the accuracy and efficiency of the proposed method, an example is given to the shape optimization of the inner hole boundaries of the plate with plane stress conditions. This plate is subjected to biaxial stresses $\sigma_x = \sigma_y = 2.5 \text{ kN.m}^{-1}$ (Figure 1). The dimensions of the structure discussed in this example are selected as $x = 75 \text{ m}$ and $y = 25 \text{ m}$, respectively. The material parameters are the Young's modulus $E = 210 \times 10^3 \text{ GPa}$ and the Poisson ratio $\nu = 0.3$. This plate is subjected to volume constraint $V \leq \hat{V}$, in which $\hat{V}$ is the equation of 99% of the initial volume of the whole plate. The lower bound, upper bound, and optimal values of the design

¹ Ph.D. Student, Department of Aerospace Engineering, Ferdowsi University of Mashhad, Mashhad, Iran

² Corresponding Author: Professor, Department of Mechanical Engineering, Ferdowsi University of Mashhad, Mashhad, Iran
Email: b_hassani@um.ac.ir

variables are shown in Table 1. It is clear that the shape of the hole boundary is close to the geometry of the circle.

6. Conclusion

In this paper, the shape optimization of the two-dimensional structures using the isogeometric analysis method based on NURBS basic functions was developed. One of the most important advantages of this method over conventional methods, which use the classical finite element method, is the elimination of the finite element mesh construction phase during the optimization process, which is repeated at all steps. This case significantly reduces the volume and cost of calculations. In this paper, the analytical formulation is also used to calculate the sensitivity, which is used in gradient-based optimization algorithms, in shape optimization using the isogeometric method. The analytical method in this study has been used only for two-dimensional problems, but it can also be used for three-dimensional problems.

Table 1. Variation of design variables in the plate with hole

Design variable	Lower bound	Upper bound	Initial value	Optimal value
x_1	-50	0	-25	-22.489
x_2	-50	0	-18.75	-22.479
x_3	-50	0	-6.25	-8.987
y_2	0	50	6.25	8.999
y_3	0	50	18.75	22.472
y_4	0	50	25	22.483

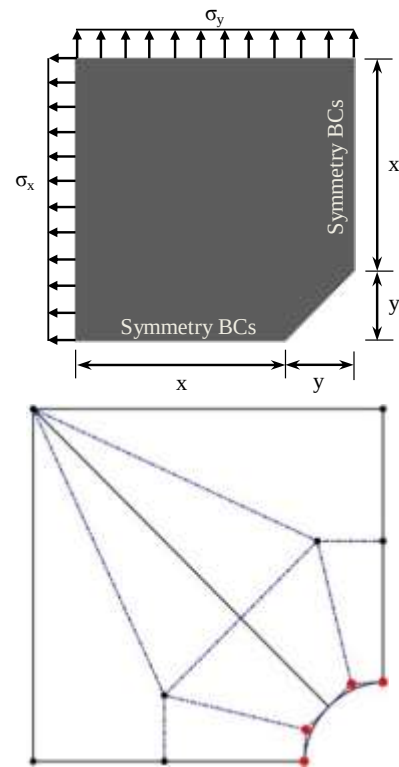


Figure 1. Shape optimization of the plate with hole

Creep Behavior of SMA Mixtures with Slag and Polyethylene Terephthalate

Dariusz Moazami¹ Seyed Ali Sahaf²

Abolfazl Mohammadzadeh Moghaddam³

1. Introduction

Disposal of steel slag as industrial waste and plastic containers as municipal/domestic waste occupy a significant portion of landfills that causes serious environmental problems. Recently polymers have been widely used as asphalt modifiers. However, the high cost of polymer additive is the main disadvantage, which limits its wide use for most road pavement construction. With regard to the ever-increasing price of materials, energy, and the scarcity of natural resources, it is inevitable to recycle waste materials and to reuse them as additives in asphalt mixtures.

2. Experimental program

This research focused on the laboratory performance evaluation of Stone Mastic Asphalt (SMA) mixtures using waste Polyethylene Terephthalate (PET) as an additive and waste slag as the aggregate proportion. PET was added in two forms (PET particles and PET fiber) and the production process is illustrated in Figure 1. Electric Arc Furnace (EAF) steel slag was used (75% of the coarse proportion) that belongs to Isfahan and Mobarake Steel manufacturing companies

In order to thoroughly investigate the impact of PET modification, specimens with three percentages of PET (3, 5 and 7) in two forms (PET particles and PET fibers) were prepared and dynamic creep tests were done at two stress levels (100 kPa, 200 kPa), and two testing temperatures (40°C, 50°C).

Experimental chart includes preparing lime control samples (L), samples with 75% slag in the coarse proportion (S), samples prepared by PET particles (P) and PET fiber (P-F). In this respect, S-P-F indicates samples with 5 percent PET fiber.

3. Results

Strain profiles were modeled for all samples up to 10000 load cycles by the Zhou model in the MATLAB and consequently they were compared in terms of induced permanent strain, strain rates as well as the resulted damage

3.1. Permanent strain. In all stress and temperature combinations, lime samples produced the highest strain, while slag sample with 5 percent PET fiber exhibited the best performance with minimum accumulative permanent strain after 10000 load cycles. Cumulative strain for

specimens modified with 5 percent PET fiber was the lowest followed by 7 and 3 percent, respectively.

Based on the statistical analysis, the application of waste materials has large impact on the induced strain. Modified samples with 5 percent PET fiber (S-5P-F) caused 70 percent less permanent strain compared to the slag samples.

3.2. Strain rate. Based on the obtained results, strain rate is the highest for lime sample followed by slag sample. In modified specimens, samples with 5 percent PET exhibited significantly improved performance. In average strain rate (strain per cycle ($\frac{\mu\epsilon}{N}$)) was $1.02 \frac{\mu\epsilon}{N}$ for the slag sample and $0.3 \frac{\mu\epsilon}{N}$ for the S-5P-F (110% difference).

3.3. Relative damage analysis. As shown in Table 1, based on relative damage analysis natural lime samples were 1.2, 2.1, 2.0, and 2.5 times more damaging at different stress and temperature combinations. Adding PET in the form of fiber is more effective and exhibits the lowest damage ratio. Moreover, in average S-5P-F sample caused 70 percent less damage compared to the slag samples. Considering artificial slag specimens as the control sample, it was found that, in average, natural lime samples were 2.0 times more damaging.

4. Conclusion

The effect of two waste materials including steel slag and plastic containers (three percentages and two forms) were investigated through creep performance test at four stress-temperature combinations. Generally creep curves of lime and slag control specimens developed faster than the modified specimens, which implied that modified samples had a better capability to resist creep. It was found that cumulative permanent strain was the lowest for specimens modified with 5 percent PET followed by 7 and 3 percent, respectively. Furthermore, adding PET in the form of fiber is more effective. With the increase in stress and temperature, differences between creep performance of modified and unmodified samples were more prone. Based on average damage ratios, slag samples with 5 percent PET fiber (S-5P-F) were 70 percent less damaging.

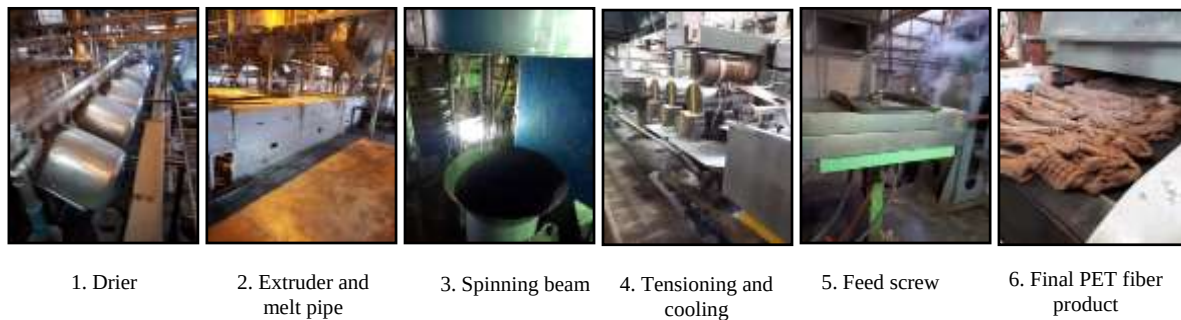
¹. PhD Student, Department of Civil Engineering, Engineering Faculty, Ferdowsi University of Mashhad, Mashhad, Iran

². Corresponding Author: Assistant Professor, Department of Civil Engineering, Engineering Faculty, Ferdowsi University of Mashhad, Mashhad, Iran.
Email: asahaf@um.ac.ir

³. Assistant Professor, Department of Civil Engineering, Engineering Faculty, Ferdowsi University of Mashhad, Mashhad, Iran



(a)



(b)

Figure 1: PET particles (a) and PET fiber (b) production process

Table 1. Linear relative damage for various samples

Creep Testing Conditions (Stress, Temperature)	Characteristics of Samples	Strain@10000 Cycles	Linear Relative Strain
100 kPa, 40°C	L	12073	1.19
	S	10183	1.00
	S-3P	7574	0.74
	S-5P	5367	0.53
	S-7P	6317	0.62
	S-3P-F	6130	0.60
	S-5P-F	3424	0.34
	S-7P-F	4684	0.46
100 kPa, 50°C	L	33625	2.14
	S	15693	1.00
	S-3P	12006	0.77
	S-5P	7676	0.49
	S-7P	9608	0.61
	S-3P-F	8408	0.54
	S-5P-F	4634	0.30
	S-7P-F	6187	0.39
200 kPa, 40°C	L	29928	1.96
	S	15246	1.00
	S-3P	11591	0.76
	S-5P	7537	0.49
	S-7P	9780	0.64
	S-3P-F	8113	0.53
	S-5P-F	4962	0.33
	S-7P-F	6016	0.39
200 kPa, 50°C	L	60977	2.51
	S	24273	1.00
	S-3P	18039	0.74
	S-5P	11253	0.46
	S-7P	14017	0.58
	S-3P-F	10709	0.44
	S-5P-F	5768	0.24
	S-7P-F	7643	0.31

Post-Earthquake Fire Performance of Tall Special Steel Concentrically Braced Frames

Rasul Kaffash¹ Abbas Karamodin²
Mohammad Moghiman³

1. Introduction

Despite the post-earthquake fire potential as a source of extensive damage on construction structures, that is not considered a loading case in current seismic design approaches. Hitherto limited researches have been done on the global response of steel moment resisting frames under post-earthquake fire but the response of concentrically braced frames under fire loading has not been studied yet.

In this paper, in order to provide an insight into the effects of post-earthquake fire in steel structures, using finite element simulation, the behavior of the special steel concentrically braced frames exposed to this loading is examined. Simulation of the structure under earthquake load was performed using nonlinear time histories analysis. By placing the post-earthquake structure as the initial condition, the mechanical-thermal analysis was carried out by applying the temperature-time diagram on exposed elements. This analysis provides a realistic representation of the expected seismic and fire demands.

2. Numerical simulation

Simulating post-earthquake fire scenarios requires the use of multi-stage and sequential analysis. In this study, this analysis consists of the following separate analysis steps performed by the numerical finite element models, developed using the commercial software ABAQUS. In order to model material behavior, an elastic-perfectly plastic material model was used for the steel. The variation of strength and stiffness and other steel specifications with variation of temperature was modeled in accordance with the Eurocode.

FEMA P695 was used to perform nonlinear time-history dynamic analysis to simulate the effects of earthquake on structure. Five records were used in the analyses according to the informations of FEMA P695. Moreover, temperature-time diagrams were used to simulate fire load in the numerical analyses. The EC

parametric fire diagram, shown in Figure 1, was used in this study. The temperature of the exposed steel elements was considered to be based on the assumption of uniform temperature distribution across the section.

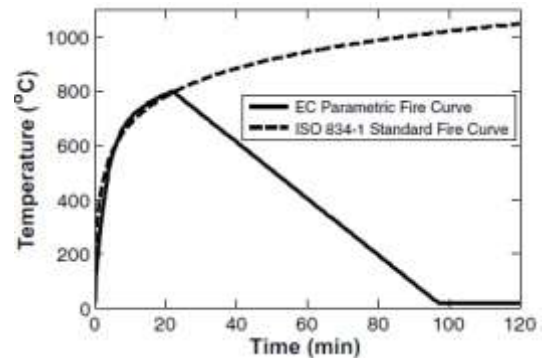


Figure 1. EC parametric fire diagram

Different scenarios are implemented in this study as it is not possible to determine where the fire occurs. The assumed scenarios are fire occurrence on the (a) ground-floor, (b) fourth-floor and (c) eight-floor. The considering frame was unprotected, and fire applied to the through of elements exposed to fire under the assumption that fireproofing lacked or fireproofing spalled during the seismic events. Moreover, for comparison, three fire scenarios were applied directly to the structure without a previous earthquake.

3. Numerical analysis

In this study, one case of designed steel braced frame in NIST was selected to evaluate the performance of tall braced frames exposed to the fire. This prototype was designed to study their response to an event which may cause progressive collapse. The building is designed for moderate Seismic Design Category, which results in SCBFs as defined in the AISC Seismic Provisions. The plan views of the buildings are shown in Figure 2.

The prototype building was idealized using two-dimensional plane frame models. The gravity loads are divided into two parts. First, the gravity loads associated with the braced frame are applied as distributed vertical forces along the beams at each story level. Second, the gravity loads associated with the interior gravity frames per tributary area are applied as concentrated loads to the

¹ PhD Student, Department of Civil Engineering, Ferdowsi University of Mashhad, Mashhad, Iran

² Corresponding author. Associate Professor, Department of Civil Engineering, Ferdowsi University of Mashhad, Mashhad, Iran .
Email: a-karam@um.ac.ir

³ Professor, Department of Mechanical Engineering, Ferdowsi University of Mashhad, Mashhad, Iran .

leaning columns at the corresponding story levels. The representation of the gravity frames with the leaning columns is needed to account for the P- Δ effects.

The structural performance of the frames under earthquake is evaluated according to ASCE 41-06. The structural performance level of the steel braced frame subjected to records introduced corresponded to CP.

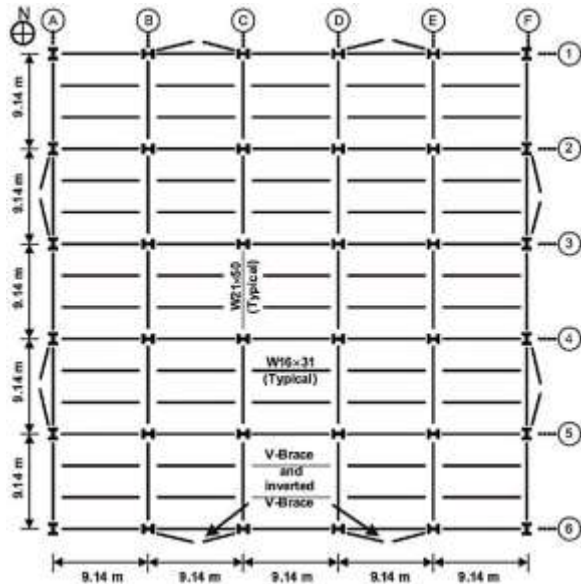


Figure 2. Plan layout for braced frame systems

The fire resistance of the structure to post-earthquake fire (pef) and direct fire (df) based on different scenarios were presented. The fire resistance is defined as a time at which the displacements, either globally or locally, go beyond the chosen thresholds. The thresholds were identified by curve of displacements versus time merging towards the vertical asymptote by a 1% error.

To investigate the braces behavior, the history of the internal axial forces developed in some heated braces for a scenario under df load and pef load are extracted. Moreover, the buckling load as well as the tensile capacity of the braces are calculated according to AISC 340 05 and illustrated in the diagrams.

4. Summary and conclusion

The following conclusion can be drawn from the analyses:

1. By comparing the results of post-earthquake fire resistance under different records, it can be seen that, there is no significant difference in their post-earthquake fire resistance and the time of structural fire resistance under post earthquake fire, regardless of the record characteristics.
2. Examination of internal forces of the braces in the event of a post-earthquake fire shows that their

internal forces have exceeded their tensile and compressive capacities due to the earthquake, and the braces have deformed. Moreover, a comparative investigation between the resistance of the braces under high heat and the overall fire-resistance of the structure shows that the fire resistance time of the structure is proportional to the tensile failure time of the heated braces at the end of the heated fire phase.

3. By examining the resistance time of structures under post-earthquake fire and the resistance time of structures under only fire load in different fire scenarios it was observed that this time at lower levels is much less than higher levels, because with increasing gravity load at lower levels, the effect of P- Δ was intensified. As a result, the post-earthquake fire scenario in the lower floors can have the potential for the risk of early structural damage.

Development of ANFIS-GA Meta-Heuristic Model for Predicting Scour Depth in Vicinity of Submarine Pipelines

Ehsan Yarmohammadi¹

Ahmad Rajabi²

Mohammad Ali Izadbakhsh³

1. Introduction

Pipelines are used to transport oil, gas, and other transferable materials. These structures inevitably cross the coastal bed in coastal and marine areas. Given that there is a possibility of coastal flows and waves in these areas, the scour phenomenon occurs around pipelines. Due to the complexity of the scour process in the vicinity of these structures, many studies have been conducted by various researchers on the behavior of scouring around submerged pipelines. A review of past studies indicates that the evaluation of scouring in the vicinity of submerged pipes is of considerable importance. Also, the combination of genetic algorithm (GA) and ANFIS has not been utilized to simulate scouring around these structures so far. Therefore, the main aim of the present study is to simulate the scour depth in the vicinity of submerged pipes by the ANFIS-GA meta-heuristic model. To this end, first the parameters affecting the phenomenon are identified and then six ANFIS-GA models are introduced. Then, by analyzing the results of the mentioned models, the superior model is introduced. Also, by conducting a sensitivity analysis, the most effective input parameter is detected.

2. Physical model

In the present study, the experimental values measured by Moncada and Aguirre (1999) are used to model the scour depth around submerged pipes using the ANFIS-GA method. Their laboratory model consists of a rectangular horizontal channel in which submerged pipes are placed near the sedimentary bed. The length, width, and height of the canal are 8.3, 0.5 and 0.5 meters, respectively. In the laboratory study, they used four tubes with different diameters and sediments with two different diameters. They performed 90 experiments in different hydraulic and

geometric conditions. Figure 1 shows the scour in the vicinity of the submerged pipes near the sedimentary bed.

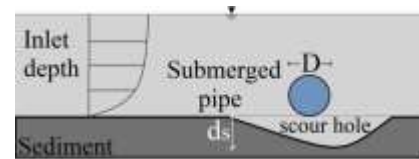


Figure 1. Layout of scour around horizontal submerged pipes

3. Numerical model

ANFIS has a wide range of applications and is divided based on the type of inferential operations on the If-Then rule into two categories including Mamdani fuzzy models, TSK fuzzy models (Takagi-Sugeno and Tsukamamoto fuzzy models). The TSK method uses simple linear or fixed functions, while the Mamdani method uses fuzzy membership functions. Due to the high accuracy and relatively small TSK model, the current study uses the fuzzy Takagi-Sugeno conclusion. The Sugeno fuzzy model works to develop a fuzzy system in order to create fuzzy rules according to the input-output data set.

The Genetic Algorithm is one of the most well-known types of evolutionary algorithms starting the search with a population through random initial solutions. When the ultimate criteria are not met, it is produced with the help of genetic operators such as crossover, mutation, and selection of new populations. With each repetition of these three genetic operators, a generation is created. Primary populations are defined as strings and describe each strand as a chromosome. In the crossover operator, the genes of the two parents are combined to form two new offsprings. In the mutation operator, a sudden change in the gene occurs. In the selection operator, the populations are evaluated using the fitness function. Populations with less fitness are removed and populations are driven to optimal responses. Population selection methods for the application of genetic operators are divided into three categories: actual selection, tournament-based selection, and selection based on the roulette wheel. In the roulette wheel-based selection method, a fitness criterion is used to select each member of the population, so that in each string the value of the objective function is considered. Based on the values of the

¹. PhD Candidate, Department of Water Engineering, Kermanshah Branch, Islamic Azad University, Kermanshah, Iran

² Corresponding Author, Assistant Professor, Department of Water Engineering, Kermanshah Branch, Islamic Azad University, Kermanshah, Iran

Email: ahmad.rajabi1974@gmail.com

³ Assistant Professor, Department of Water Engineering, Kermanshah Branch, Islamic Azad University, Kermanshah, Iran.

objective function in each iteration, a specific fit is achieved for each string. The fit number is equal to the ratio of the value of the objective function of that population to the sum of objective functions of the population, which is also called the probability of survival of each population. Thus, after several generations, the genetic algorithm gradually becomes convergent towards the optimal answer. The termination criterion of the algorithm is to repeat a certain number of repetitions, which are determined by the user before the start of the algorithm.

4. Conclusion

In this study, by combining the ANFIS model and the Genetic Algorithm, a meta-heuristic model (ANFIS-GA) was developed to predict the scour depth near the submerged pipes. Then, the effective parameters on the scour depth were identified. Also, in order to examine the accuracy of the numerical models and their validation, the Monte Carlo simulation and k-fold cross validation method with $k=6$ were utilized, respectively. By evaluating the results of the mentioned numerical models, the superior hybrid model was introduced. This model accurately predicted scouring values. The superior model predicted scouring values in terms of all input parameters. For example, the values of RMSE and MAPE are equal to 0.079 and 9.571, respectively. Moreover, approximately 91% of the values modeled by the superior model had an error rate of less than 20%. Then, to identify the effective parameter, the effect of each of these parameters was removed separately for the next models and their accuracy was evaluated. Finally, the distance between the pipe and the sedimentary bed before scour to the pipe diameter was identified as the most influencing parameter.

Hydraulic Type-A Piano Key Weirs with Zigzag Lateral Crest

Sobhan Moradi¹

Amed Shahsavari²

Atefeh Arfa³

Kazem Esmaili⁴

1. Introduction

According to the related literature, increased velocity approaching has been reported as the most important factor in decreasing discharge capacity in piano key weirs.

Different types of piano key weir geometry, positive effect of installing the nose at upstream attic, elevation of crest height using shield walls, and the semicircular shape of the crest keys have been confirmed to improve the performance of the piano key weirs. In the year 2012, in order to understand the effect of dimensionless geometrical parameters by performing several correlation analyzes, the coefficient of discharge coefficient in free flow and submerged flow conditions on the piano weir crest was calculated. It has been reported that in the case of high discharge experiments, the role of the outlet keys is an influencing factor on the hydraulic efficiency of piano key weirs. The comparison of the significance of the ratio of crest length to width (L/W) and weir height (P), has showed that the discharge efficiency of a standard rectangular piano key weir by trapping its geometry of 2 to 15% has improved. Also, the effect of trapezoidal piano key weir height on the discharge coefficient was less than the standard rectangular model. Many scholars by simulating three-dimensional hydraulic flow in three geometry models of piano key weirs, showed that in addition to improving the discharge coefficient in trapezoidal geometry relative to the model rectangular and labyrinth, lateral crest have a significant impact on the hydraulic performance of this type of weir.

The study tried to improve discharge capacity and increase the threshold of submergence of piano key weirs in high water heads. Therefore, the effect of zigzagging of the lateral crest profile of these weirs with the aim of decreasing the approaching velocities and increasing the secondary currents (flow deflection) in the crest was investigated.

2. Materials and Methods

Tests were performed in a rectangular channel 10 m long, 0.3 m wide and 0.5 m high, with a slope of 0.0012 at the Hydraulic Models Laboratory of Ferdowsi University of Mashhad.

Physical modeling of the two forms was made of standard piano key weir profile (Type A) and zigzag crest with 2.5 shift and made of 1mm thick galvanized steel sheet. The zigzag crest shape of the piano key weir was designed with a sinusoidal height of 5 mm. During the lateral crest,

a maximum of 9 zigzags are modeled with full sinusoidal function (Figure 1).

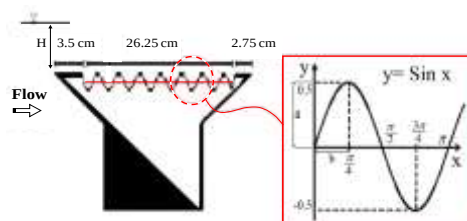


Figure 1. View of Type A Piano Key Weir and Geometric Properties of the Zigzag Crest

In order to increase the accuracy of measurement of hydraulic flow parameters, an accelerometer (ADV) was used. For the ease of analyzing the results, simultaneous impact of 19 parameters on the experimental results was investigated by performing dimensional analysis on the affective variables and obtaining the dimensionless ratios presented in Equation 1. It should be noted that in this study, Pie-Buckingham method was used to perform dimensional analysis.

$$C_d = f \left(\frac{H}{P}, \frac{\rho V_{\text{mean}} H}{\mu}, \frac{\sigma}{\rho V_{\text{mean}}^2 H}, \frac{V_{\text{mean}}}{\sqrt{gH}} \right) \quad (1)$$

3. Results and Discussion

The results show that zigzagging of the lateral crest profile of the piano key weirs causes asymmetric jets and much weaker impacts on the outlet keys and increases the transverse and upward velocities by 22 and 16 percent, respectively. The flow in the crest elevation range reinforces secondary currents upstream of the weir. Hence, by incorporating a more effective length of the lateral crest, it increases the deflection and suction current to the outlet keys than the standard crest. Therefore, with the increase in energy loss (increase in water level drop in range (B)), an 11% decrease in the values of the approaching component velocity occurred at the inlet keys. Also, the values of turbulence intensity upstream of the weir over the channel wall and the two flanks of the outlet keys have their maximum values. I have to say; With the zigzagging of the lateral crest profile, the magnitude of turbulence is on average 15% higher than the standard piano key overflow form.

4. Conclusion

Examination of hydraulic flow characteristics indicates that the zigzag form is effective on the flow rate coefficient of the piano key weir. Under these conditions, the maximum discharge coefficient occurs at a lower ratio but at a higher numerical value, with the average discharge coefficient increasing by 10% (Figure 2).

¹ PhD Student, Department of Water Engineering, Ferdowsi University of Mashhad, Iran

² PhD Student, Department of Water Engineering, Ferdowsi University of Mashhad, Iran

³ PhD Student, Department of Water Engineering, Tarbiat Modares University of Tehran, Iran

⁴ Corresponding Author, Associate Professor at Department of Water Engineering, Ferdowsi University of Mashhad, Iran.
Email: esmaili@um.ac.ir

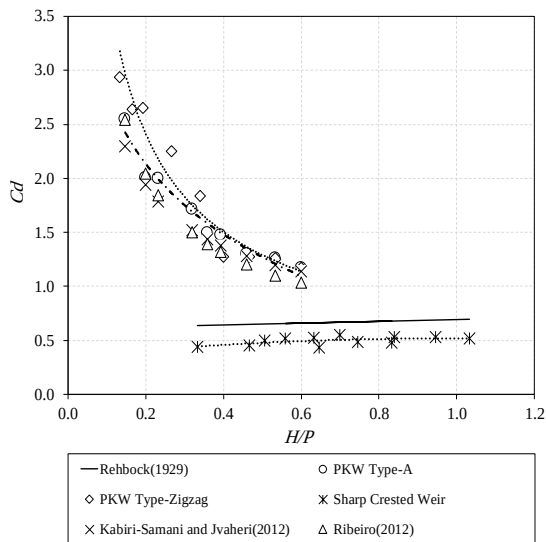


Figure 2. Flow coefficient changes with relative head change of water over weir

Finally, it is worth mentioning that the proposed crest form increases the local submergence limit and improves the discharge transfer efficiency of piano key weir Type-A outlet keys.

CONTENTS

Hydraulic Type-A Piano Key Weirs with Zigzag Lateral Crest	S. Moradi - H. Shahsavari - A. Arfa K. Esmaili	1
Developing of ANFIS-Genetic Algorithm Meta-Heuristic Model for Predicting the Scour Depth in Vicinity of Submarine Pipelines	E. Yarmohammadi – A. Rajabi M. A. Izadbakhsh	17
Investigation of the Behavior of Special Steel Concentrically Braced Frames Under Post Earthquake Fire Loading	M. Kaffash - A. Karamodin - M. Moghiman	31
Creep Behavior of SMA Mixtures with Slag and Polyethylene Terephthalate	D. Moazami – A. Sahaf – A. Mohamadzadeh Moghaddam	49
Isogeometric Shape Optimization of 2D Structures Using Fully Analytical Sensitivity Analysis	S. Nikoei - B. Hassani	67
Curing and Shrinkage Effect on the PMM/Concrete Bond, Using “Friction-transfer” and “Pull-off” Methods	M. Naderi - A. Saberi Varzaneh	85



JOURNAL OF CIVIL ENGINEERING FERDOWSI UNIVERSITY OF MASHHAD

Ferdowsi University of Mashhad

ISSN 2008-7454

General Director: F. Irani

Editor-Chief: M. R. Esfahani

Published: Ferdowsi University of Mashhad

Editorial Board:

M. Reza Esfahani	Professor	Ferdowsi University of Mashhad
F. Irani	Professor	Ferdowsi University of Mashhad
K. badv	Professor	Urmia University
J. Bolouri Bazaz	Associate Professor	Ferdowsi University of Mashhad
A. Pouya	Professor	Ecole des Ponts Paris tech
S. M. Hosseini	Professor	Ferdowsi University of Mashhad
N. Hafezi Moghaddas	Professor	Ferdowsi University of Mashhad
E. Seyedi Hosseininia	Associate Professor	Ferdowsi University of Mashhad
Sh. Danesh	Associate Professor	Ferdowsi University of Mashhad
Gh. Rakhshandehro	Professor	Shiraz University
M. H. Sebt	Professor	Amirkabir University of Technology
F. Shahabian Moghadam	Professor	Ferdowsi University of Mashhad
A. Kavussi	Professor	Tarbiat Modares University
H. Ganji Doost	Professor	Tarbiat Modares University
M. Faghfour Maghrebi	Professor	Ferdowsi University of Mashhad
F. Moghadas Nejad	Professor	Amirkabir University of Technology
M. Kianoush	Professor	University of Ryerson

Text Editor: Yousef Bina

Administrative Director: T. Hooshmand

Typist: A. Noie – T. Hooshmand

Journal of Civil Engineering

Department of Civil Engineering, Ferdowsi University of Mashhad.

P. O. Box. 91775-1111, Mashhad, I.R.IRAN

Tel: +98 51 38806024; Fax: +98 51 38807384; Email: ejour@um.ac.ir

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

ISSN 2008-7454



**Ferdowsi University
of Mashhad**

Journal of Ferdowsi Civil Engineering

(Journal of School of Engineering)

Serial No. 29

Hydraulic Type-A Piano Key Weirs with Zigzag Lateral Crest	1
S. Moradi - H. Shahsavari - A. Arfa K. Esmaili	
Developing of ANFIS-Genetic Algorithm Meta-Heuristic Model for Predicting the Scour Depth in Vicinity of Submarine Pipelines	17
E. Yarmohammadi - A. Rajabi - M. A. Izadbakhsh	
Investigation of the Behavior of Special Steel Concentrically Braced Frames Under Post Earthquake Fire Loading	31
M. Kaffash - A. Karamodin - M. Moghiman	
Creep Behavior of SMA Mixtures with Slag and Polyethylene Terephthalate	49
D. Moazami - A. Sahaf - A. Mohamadzadeh Moghaddam	
Isogeometric Shape Optimization of 2D Structures Using Fully Analytical Sensitivity Analysis	67
S. Nikoei - B. Hassani	
Curing and Shrinkage Effect on the PMM/Concrete Bond, Using “Friction-transfer” and “Pull-off” Methods	85
M. Naderi - A. Saberi Varzaneh	

**Vol. 33, No. 1
Spring, 2020**