

مقاله پژوهشی

## بررسی اثرات حرارتی بر گسترش شکست هیدرولیکی و پاسخ مدل عددی

ابوالفضل عبدالهی پور<sup>۱</sup>، محمد فاتحی مرجی<sup>۲</sup>

۱. استادیار؛ دانشکده مهندسی معدن، پردیس دانشکده‌های فنی، دانشگاه تهران

۲. استاد؛ دانشکده مهندسی معدن و متالورژی، دانشگاه یزد

دریافت مقاله: ۱۳۹۹/۰۵/۰۱ پذیرش مقاله: ۱۴۰۰/۰۳/۲۴

شناسه دیجیتال (DOI): 10.22107/JPG.2021.240693.1125

### چکیده

در بسیاری از زمینه‌های ژئومکانیک از جمله شکست هیدرولیکی در مخازن نفت و گاز عمیق، استخراج انرژی زمین‌گرمایی صرف نظر از اثرات گرمایی می‌تواند موجب خطای قابل ملاحظه در نتایج شود. بهره‌برداری و انگیزش مخازن نفت و گاز نامتداول بشدت وابسته به کارایی عملیات شکست هیدرولیکی ( $HF$ ) اجراشده در چاه استخراجی است. در این عملیات شبکه‌ای از شکستگی‌ها ایجاد می‌شود که وظیفه افزایش هدایت‌پذیری سازند مخزنی اطراف چاه را بر عهده دارد. این شکستگی‌ها موجب افزایش جریان و دبی سیال به درون چاه بخصوص در مخازن با نفوذپذیری پایین می‌شوند. درک صحیح و کامل رفتار  $HF$  و شکستگی‌های ایجادشده و رابطه آن‌ها با میزان افزایش بهره‌وری موجب کاهش هزینه‌های سنگین عملیات شکست هیدرولیکی می‌شود. در این پژوهش اثرات گرمایی به‌صورت کوپل بر گسترش شکست هیدرولیکی بررسی می‌شود. برای این کار از روش عددی ناپیوستگی جابجایی ( $DDM$ ) از زیرمجموعه‌های روش‌های المان مرزی استفاده شده است. ابتدا اثرات حرارتی بر یک مدل ترموالاستیک با وجود یک منبع حرارتی بررسی شد. مدل‌سازی‌های انجام‌شده نشان داد که مرزهای مدل هندسی در تحلیل‌های عددی حرارتی باید بسیار فراتر از مدل‌سازی صرفاً مکانیکی باشد، چرا که اثرات حرارتی تا عمق زیادی از محل منبع حرارتی قابل پیگیری است. در ادامه مدل‌سازی شکست هیدرولیکی تحت اثرات دمایی نشان داد که استفاده از سرمایش مخزن می‌تواند در گسترش شکست هیدرولیکی بسیار مفید باشد. سرمایش سازند اطراف چاه موجب افزایش دهانه شکست ایجادشده می‌شود که ارتباط مستقیم با هدایت‌پذیری شکستگی‌ها دارد و عاملی مهمی در موفقیت عملیات  $HF$  است. همچنین با استفاده از سرمایش محیطی، می‌توان با فشاری کمتر از فشار مورد نیاز برای غلبه بر فشار شکست به گسترش شکست هیدرولیکی پرداخت. این عامل نیز موجب کاهش هزینه‌های اجرایی برای تهیه پمپ‌های قوی و اعمال فشار کمتر بر تأسیسات درون‌چاهی و سرچاهی می‌شود.

### واژگان کلیدی

اثرات گرمایی  
شکست هیدرولیکی  
ناپیوستگی جابجایی  
اثرات مرزی،  
هدایت‌پذیری هیدرولیکی

### ۱. پیش‌گفتار

به‌صورت خطی با تغییرات دما در محدوده الاستیک تغییر می‌کند. در صورتی که سنگ اجازه تغییر شکل نیابد، تغییر دما (افزایش یا کاهش) موجب تغییر (افزایش یا کاهش) فشار محصورکننده می‌گردد [۱۴]. تئوری ترموالاستیسیته پیش‌بینی می‌کند که تنش‌های القایی ناشی از دما می‌توانند خود آثار مخرب قابل توجهی بر مواد داشته باشند [۱۵]. ترموالاستیسیته رفتار مواد الاستیک را تحت تأثیر میدان غیریکنواخت گرمایی بیان می‌کند. بنابراین تعمیمی از تئوری

شکست هیدرولیکی به‌عنوان یکی از پرکاربردترین روش‌های تحریک مخازن نفت و گاز همواره مورد توجه محققین بوده است. اثر پارامترهای مختلف بر عملکرد این فناوری با استفاده از مدل‌های عددی، آزمایشگاهی و میدانی بررسی شده است [۱-۱۰]. در این میان اثرات حرارتی بر شکست هیدرولیکی کمتر مورد توجه بوده است [۱۱-۱۳]. اثر تغییر دما بر کرنش حجمی سنگ شناخته‌شده است. این کرنش

## ۲. مدل عددی ترموپوروالاستیک

پلاسیاسکاس [۳۰] تئوری تراکم غیر هم‌دما بیو [۳۱] را به حالت ترمو-پوروالاستیک توسعه داد. این تئوری سپس در مطالعات جدیدتر تکمیل و به چند شکل ارائه شد [۳۲-۳۵]. کد *CETP-DDM* بر پایه توسعه فرمولاسیون ناپیوستگی جابجایی در محیط ترمو-پوروالاستیک در مطالعات گذشته نویسندگان ارائه شده است [۲۹]. در این فرمولاسیون از ۹ پارامتر مستقل برای بیان شرایط ترمو-پوروالاستیک خطی و ایزوتروپ استفاده شده است. ۵ پارامتر مستقل از یکدیگر در محیط پوروالاستیک شامل ضریب پواسون،  $\nu$ ، مدول برشی،  $G$ ، ضریب تنش مؤثر بیو،  $\alpha$ ، ضریب فشار منفذی اسکمیتون،  $B$ ، و ضریب نفوذپذیری،  $\kappa$  در نظر گرفته شده است [۳۱]. علاوه بر آن، ۴ پارامتر مستقل نیز از تئوری ترموالاستیسیتته شامل ضریب انبساط حرارتی حجمی سیال،  $\beta f$ ، ضریب انبساط حرارتی حجمی بخش جامد تحت فشار ثابت،  $\beta s$ ، و انتشار حرارتی  $cT$ ، هدایت‌پذیری حرارتی،  $\kappa T$  استفاده شده است. باید اشاره نمود که انتقال گرمایی فرا رفت و همرفت معمولاً در سنگ‌های با نفوذپذیری پایین مانند شیل و گرانیت نادیده گرفته می‌شود؛ زیرا در این سنگ‌ها هدایت گرمایی مکانیزم اصلی در فرآیند انتقال حرارت است و انتقال حرارت به روش فرا رفت و همرفت به دلیل سرعت بسیار پایین جریان سیال قابل صرف نظر است [۳۶]. انتقال حرارت به شکل تابشی نیز عملاً در محیط سنگی بخصوص زیر زمین ناممکن است. همان‌طور که گفته شد تنها روش انتقال حرارت قابل توجه در سنگ‌های با نفوذپذیری پایین، هدایت گرمایی است. در این مطالعه نیز سنگ‌ها با نفوذپذیری پایین فرض می‌شوند؛ بنابراین اثرات انتقال حرارت تنها به روش هدایت گرمایی در نظر گرفته خواهند. علاوه بر فرض‌های معمول در الاستیسیتته خطی، ساده‌سازی‌های زیر نیز در این مطالعه در نظر گرفته شده است.

- محیط همگن، ایزوتروپ و نامحدود است.
- خصوصیات مواد در حین تحلیل تغییر نمی‌کند.
- جریان هدایت گرمایی خطی است.

معادلات حاکم محیط ترمو-پوروالاستیک خطی ایزوتروپ شامل معادلات اساسی و معادلات انتشار حرارت سیال و حرارت به‌صورت زیر در این مدل در نظر گرفته شده است.

الاستیسیتته است. تنش‌های القایی گرمایی در ترموالاستیسیتته موضوع بسیاری از مطالعات بوده‌اند [۱۶-۱۹]. در این حالت معادلات اساسی وابسته به دما هستند و دارای یک جمله اضافی برای ایجاد ارتباط میان جریان گرما در ماده با گرادیان محلی دما هستند. این رابطه در ساده‌ترین حالت به‌عنوان قانون فوریه که توزیع دما در ماده را شرح می‌دهد شناخته می‌شود.

مطالعات عددی فراوانی برای درک بهتر مکانیسم شکست هیدرولیکی و پایداری چاه در سالیان اخیر انجام شده است [۲۰-۲۶]. اما این مطالعات معمولاً اثرات حرارتی را نادیده می‌گیرند. تغییرات دمایی ممکن است موجب القای پدیده‌های مهم ژئومکانیکی در اعماق تحت دمای بالا مانند تولید ماسه، شکست، ناپایداری چاه، برش و موارد دیگر مطرح در چاه و مخزن شوند [۲۷، ۱۹]. در بسیاری موارد ممکن است تفاوت دمایی قابل توجهی میان گل حفاری و سازند یا سیال شکست تزریقی و دمای سازند در عملیات شکست هیدرولیکی وجود داشته باشد. این بارگذاری گرمایی بر روی دیواره چاه و سازند می‌تواند موجب القای تنش و فشار منفذی شود. قاسمی و همکاران نشان دادند که اثرات حرارتی می‌تواند موجب تغییر بازشدگی دهانه شکست هیدرولیکی شود [۱۳]. تیلور و همکاران نیز اثر تغییرات حرارتی بر رشد شکست هیدرولیکی را بررسی نمودند [۲۸].

در این مطالعه اثر دما و تغییرات آن بر محل مرزهای مدل عددی، میدان تنش و جابجایی و همچنین هدایت‌پذیری شکست هیدرولیکی با استفاده از کد *CETP-DDM* بر پایه روش ناپیوستگی جابجایی بررسی خواهد شد. این کد علاوه بر اثرات دمایی، قادر به بررسی اثرات هم‌زمان مکانیکی و فشار منفذی نیز می‌باشد؛ اما در این مطالعه تنها به اثرات توأمان دمایی و مکانیکی پرداخته خواهد شد. این مدل عددی در مطالعات قبلی اعتبارسنجی شده است [۲۹]. ابتدا ترموالاستیسیتته و فرض‌های در نظر گرفته شده در بخش حرارتی مدل عددی ارائه می‌شود، سپس خلاصه‌ای از معادلات حاکم بر مدل عددی استفاده شده معرفی می‌شود و در نهایت تحلیل‌های عددی و اثرات دمایی وابسته به آن ارائه و تفسیر خواهد شد.

<sup>1</sup> Constant Element Thermo-Poroelastic Displacement Discontinuity Method

$$\sigma_{ij} = 2Ge_{ij} + \frac{2G\nu}{1-2\nu} \delta_{ij}e - \alpha\delta_{ij}p + \frac{2G(1+\nu)}{3(1-2\nu)} \beta_s \delta_{ij}T \quad (1)$$

$$p = -\frac{2GB(1+\nu_u)}{3(1-2\nu_u)} e + \frac{2GB^2(1-2\nu)(1+\nu_u)^2}{9(\nu_u - \nu)(1-2\nu_u)} \zeta \quad (2)$$

$$\kappa \nabla^2 p - \frac{1}{M} \frac{\partial p}{\partial t} = \alpha \frac{\partial e}{\partial t} - \beta_m \frac{\partial T}{\partial t} \quad (3)$$

$$c^T \nabla^2 T = \frac{\partial T}{\partial t} \quad (4)$$

درون آن قرار گرفته در نظر بگیرید. از آنجا که کد *CETP-DDM* بر اساس روش عددی المان مرزی است، مسئله به سادگی در فضای بی‌نهایت مدل می‌شود تا اثرات مرزی تا فاصله زیاد از منبع قابل بررسی باشد. به منظور بررسی تنها اثرات ناشی از حرارت در این مسئله، تنش و فشار منفذی اولیه برابر با صفر در نظر گرفته شده‌اند. در نتیجه تمام تنش و فشار منفذی مشاهده شده پس از حل ناشی از شار حرارتی انتشاری از درون چاه است. خصوصیات مکانیکی و حرارتی استفاده شده در جدول ۱ آورده شده است. نتایج عددی مدل پس از گذشت  $t=31.5 \times 10^6 s$  (تقریباً برابر با یک سال) تا فاصله  $r/a=500$  (که در آن شعاع چاه  $r$  و فاصله شعاعی از مرکز چاه است) از چاه بررسی می‌شود.

جدول ۱. خصوصیات ترمومکانیکی استفاده شده در تحلیل‌ها

پارامتر	مقدار	واحد
$P$	2000	$Kg/m^3$
$G$	30	$GPa$
$\kappa$	50	$GPa$
$C_p$	1000	$J/Kg^\circ C$
$\kappa^T$	4	$W/m^\circ$
$\beta_s$	$5 \times 10^{-6}$	$1/^\circ C$

شکل ۱ توزیع دمایی اطراف منبع حرارتی را نشان می‌دهد. همان‌طور که دیده می‌شود در نسبت  $r/a=450$  نیز همچنان تغییرات دمایی وجود دارد. در صورتی که زمان بیشتری در این تحلیل در نظر گرفته می‌شود، محدوده اثر دمایی گسترده‌تر نیز می‌گردید. شکل ۲ تنش‌های القایی شعاعی ( $\sigma_r$ ) و مماسی ( $\sigma_\theta$ ) ناشی از منبع حرارتی را در فاصله شعاعی از مرکز چاه نشان

$e_{ij}$  کرنش بخش جامد،  $\nu u$  ضریب پواسون زهکشی نشده،  $\zeta$  تغییرات حجم سیال نسبت به حجم مرجع و  $\beta m$  ضریب انبساط هیدرولیکی-حرارتی است که از رابطه  $\beta m = \alpha \beta s + n(\beta f - \beta s)$  به دست می‌آید. معادله (۳) انتشار سیال به دلیل تغییرات کرنش و حرارت را نشان می‌دهد. همان‌طور که گفته شد انتشار حرارتی مستقل از تغییر شکل‌های مکانیکی و تغییرات فشار منفذی در معادله (۴) در نظر گرفته شده است. تعادل تنش در معادله (۵) در نظر گرفته شده است.

$$\sigma_{ij,j} = -F_i \quad (5)$$

جریان سیال و حرارت نیز به ترتیب با استفاده از قانون داریسی (معادله (۶)) و فوریه (معادله (۷)) بیان شده‌اند.

$$q_i = -\kappa \nabla p \quad (6)$$

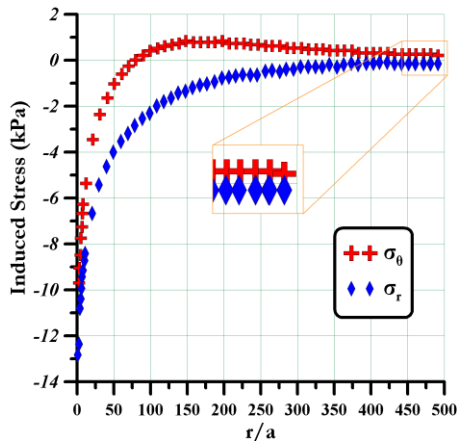
$$q_i^T = -\kappa^T \nabla T \quad (7)$$

که در آن  $q_i^T$  شار حرارتی،  $\kappa^T$  هدایت‌پذیری حرارتی و گرادیان دمایی است.

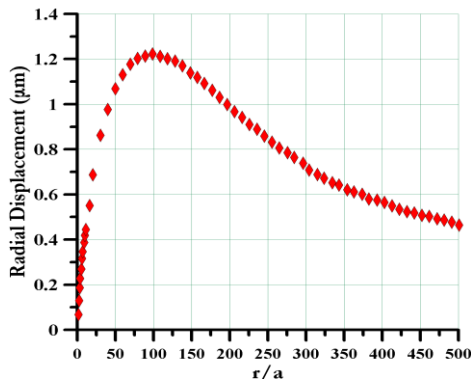
معادلات بیان شده را می‌توان ترکیب نمود تا مجموعه‌ای از معادلات میدانی بر اساس جایجایی، دما، فشار منفذی یا محتوای سیال به دست آورد. تهیه این معادلات و حل نهایی آن‌ها در [۲۹] به همراه اعتبارسنجی مدل عددی به‌طور کامل بیان شده است.

### ۳. اثر تغییرات دمایی بر محل قرارگیری مرزها در یک مسئله

یک چاه به قطر  $20 \text{ cm}$  که یک منبع حرارتی با قدرت  $1 \text{ W}$



شکل ۲. توزیع تنش‌های شعاعی و مماسی القایی بر اثر حرارت در فاصله شعاعی از منبع حرارتی پس از گذشت ۱ سال

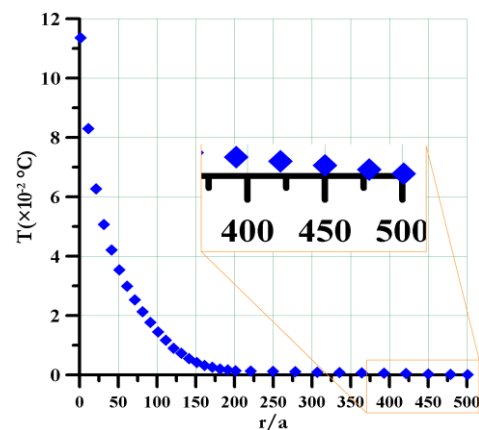


شکل ۳. توزیع جابجایی‌های القایی شعاعی بر اثر حرارت در فاصله شعاعی از منبع حرارتی پس از گذشت ۱ سال

#### ۴. اثر دما بر شکست هیدرولیکی

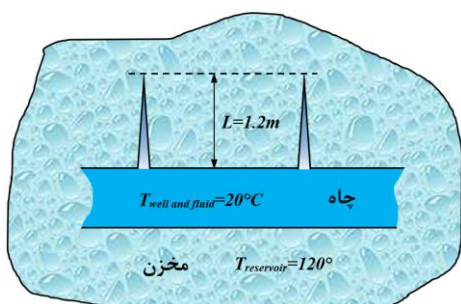
در تحلیل‌های شکست هیدرولیکی، تنش لازم برای باز شدن شکستگی برابر با تنش عمود بر صفحات شکستگی که معمولاً همان تنش افقی حداقل است در نظر گرفته می‌شود. این فرض در صورت وجود اختلاف دمای قابل توجه میان مخزن و سیال تزریقی می‌تواند دارای خطای قابل توجهی باشد. در این قسمت احتمال گسترش شکست هیدرولیکی در تنش‌های پایین‌تر از فشار شکست تحت تأثیر تنش‌های القایی کششی در محیط اطراف PF<sup>۲</sup>ها بررسی می‌شود. به این ترتیب می‌توان با استفاده از سیال شکست با دمای پایین‌تر از دمای مخزن به فشار شکست کمتر از تنش افقی حداقل دست یافت. در عمل حفظ یک دمای

می‌دهد. با کاهش اثر دما در فواصل زیاد از منبع حرارتی، تنش‌ها نیز به صفر (مقدار اولیه) همگرا می‌شوند؛ اما همان‌طور که دیده می‌شود همچنان در فاصله بیش از ۴۰۰ برابری از منبع حرارتی و گذشت زمان یک سال، تنش‌های القایی کاملاً به صفر نرسیده‌اند. شکل ۳ تغییرات جابجایی شعاعی با فاصله شعاعی از مرکز چاه را بررسی می‌کند. حتی در این مورد با در نظر گرفتن مرز بسیار دور از منبع حرارتی، جابجایی‌ها در مرز آن‌طور که در مدل‌های الاستیک انتظار می‌رود به مقدار صفر نرسیده‌اند و مرز بسیار دورتری برای این همگرایی نیاز است. این موضوع نشان می‌دهد که ناحیه تحت تأثیر بارگذاری حرارتی بسیار بزرگ‌تر از ناحیه مدنظر در یک تحلیل الاستیک است. البته باید توجه داشت که مرزهای تحت تأثیر بارگذاری حرارتی شدت وابسته به زمان گذشته از شروع بارگذاری و همچنین ضریب انبساط حرارتی است. هر چه زمان بیشتری از اعمال بار حرارتی بگذرد یا محیط توانایی بالاتری در انتقال حرارت داشته باشد، اثرات حرارتی، در محدوده وسیع‌تری مشاهده خواهد شد. لذا در مسائلی که اثرات حرارتی اهمیت دارد، مکان قرارگیری مرزهای مدل عددی باید با توجه به زمان مورد نظر و ضریب انبساط حرارتی محیط در تحلیل تعیین گردد.



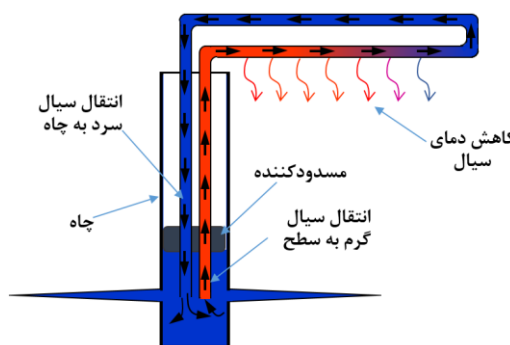
شکل ۴. توزیع دمایی در فاصله شعاعی از منبع حرارتی پس از گذشت ۱ سال

<sup>۲</sup> Perforated Fractures



شکل ۵. چاه افقی با مشبک کاری قائم در مخزن

پایین در مخزن می‌تواند توسط ایجاد یک مدار بسته مانند شکل ۴ ممکن شود. سیال گرم شده در محیط مخزن مانند شکل به سطح زمین بازگشته و پس از سرد شدن دوباره به چاه و مخزن تزریق می‌شود. خصوصیات مکانیکی و حرارتی استفاده شده در جدول ۱ آورده شده است. با استفاده از سیستمی مشابه شکل ۴ اختلاف دمای مورد نیاز در چاه و مخزن برای بررسی اثرات حرارتی ممکن می‌شود. در بخش‌های بعد اثرات حرارتی ناشی از چنین روش تزریقی بر شکست هیدرولیکی بررسی می‌شود.



شکل ۴. مدار بسته حفظ دمای پایین سیال در مجاورت چاه و مخزن

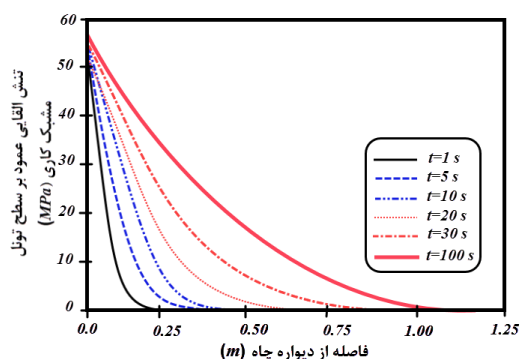
شکل ۶ تنش‌های القایی عمود بر سطح تونل‌های مشبک کاری چاه افقی را از نقطه اتصال تونل مشبک کاری به چاه تا نوک آن نشان می‌دهد. این تنش‌های القایی که به دلیل اختلاف دمای  $100^\circ\text{C}$  بین مخزن و سیال تزریقی ایجاد شده‌اند، با گذر زمان، محدوده اثر بزرگ‌تری نیز می‌یابند. تنش‌های کششی القایی مشابه اثر فشار منفذی عمل می‌کنند و موجب کاهش تنش‌های نرمال فشاری برجا و در نتیجه فشار شکست ترک می‌شوند. به این ترتیب، در فشارهای پایین‌تر از حداقل تنش برجا می‌توان به گسترش ترک و فشار شکست دست یافت. این موضوع از آن جهت اهمیت دارد که تولید فشار بالای سیال شکست معمولاً محدود به محدوده کاری تجهیزات سطحی استفاده شده است. با کاهش فشار لازم برای گسترش شکست، علاوه بر امکان تأمین دستگاه‌های پمپاژ مورد نیاز، هزینه کمتری برای تهیه دیگر تجهیزات لازم مقاوم در برابر فشار بالا مانند *Wellhead* و لوله‌های جداری نیاز خواهد بود.

## ۱.۴ تنش القایی ایجاد در تونل‌های مشبک

### کاری

یک چاه افقی با تونل‌های مشبک کاری عمود بر آن به طول اولیه هر یک  $1/2$  متر مانند شکل ۵ در نظر بگیرید. دمای اولیه مخزن در این تحلیل  $T_{ini}=120^\circ\text{C}$  و دمای سیال تزریقی و در نتیجه دمای ثانویه چاه و بخشی از مخزن که تحت تأثیر آن است به  $T=20^\circ\text{C}$  می‌رسد.

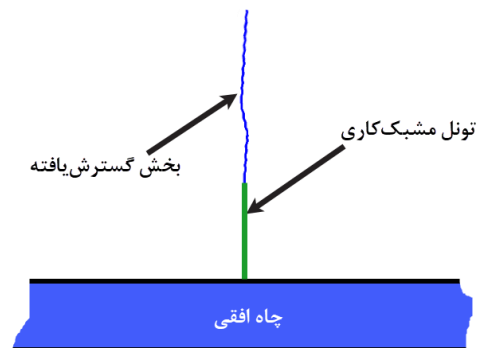
خصوصیات سنگ و سیال از جمله ویسکوزیته سیال، انتشار حرارتی و چقرمگی شکست مستقل از دما فرض می‌شوند. سنگ ایزوتروپیک، همگن و رفتار سیال نیوتنی و تراکم ناپذیر فرض می‌شود. همان‌طور که گفته شد کوپل حرارتی یک طرفه در نظر گرفته می‌شود و تنها تغییرات حرارت موجب تغییر تنش و جابجایی می‌شود. همچنین فرض می‌شود که تغییرات تنش و فشار منفذی اثری بر تغییر دما ندارد و تنها منبع تغییر حرارت، سرد شدن بدنه چاه و مشبک کاری‌ها بر اثر سیال سرد است.



شکل ۶. تنش‌های القایی عمود بر تونل‌های مشبک کاری بر اثر تزریق سیال با دمای پایین

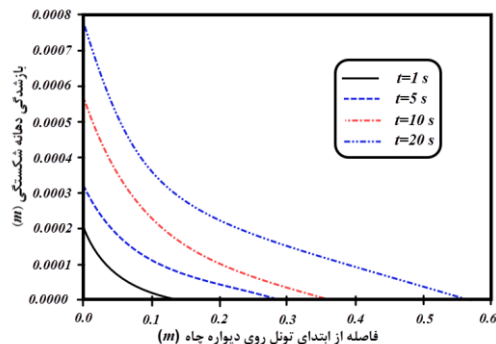
## ۲.۴ رشد یک تونل مشبک کاری تحت تنش های حرارتی

جهت شبیه سازی رشد ترک در مدل عددی، از معیار شکست حداکثر تنش مماس ( $MTS^3$ ) استفاده شد [37]. بر اساس این معیار رشد ترک زمانی روی می دهد که تنش مماسی (کششی) در نوک ترک به یک مقدار بحرانی برسد. راستای رشد ترک نیز عموماً بر راستای این حداکثر تنش مماسی در نوک ترک خواهد بود. درستی نتایج مدل گسترش ترک در مطالعات قبلی نویسندگان اثبات شده است [38,39]. یک تونل مشبک کاری منفرد تحت تنش افقی  $47\text{ MPa}$  و تنش قائم  $60\text{ MPa}$  در نظر گرفته شده است. فشار سیال شکست درون چاه و تونل های مشبک کاری  $43\text{ MPa}$  (کمتر از فشار شکست ترک) است. به تونل مشبک کاری تا زمان گسترش به  $2$  برابر طول اولیه خود اجازه گسترش داده شده است. ترک  $4$  ثانیه پس از آغاز بارگذاری شروع به رشد نمود.  $4$  ثانیه برابر زمان لازم برای تشکیل تنش های القایی حرارتی به مقدار کافی بزرگ برای غلبه بر فشار شکست ترک به کمک فشار درون تونل مشبک کاری است. گسترش ترک از نوک تونل مشبک کاری در شکل ۷ نشان داده شده است.



شکل ۷. گسترش ترک از نوک تونل مشبک کاری به مقدار دو برابر طول اولیه تحت تنش حرارتی ناشی از  $\Delta T=100^\circ\text{C}$

هیدرولیکی بازدهی بهتری خواهد داشت. البته مقدار بازدهی مؤثر بعد از اضافه شده پروپانت و قرارگیری آن در شکستگی ها تعیین خواهد شد؛ اما بازدهی بیشتر شکستگی در این مرحله به حرکت راحت تر پروپانت و فراگیری بهتر آن در شکستگی ها کمک می کند. همان طور که مشاهده می شود بیشترین بازدهی در محل اتصال به چاه و کمترین آن در نوک ترک گسترش یافته است. با گذشت زمان، طول ترک افزایش یافته است همچنین میزان بازدهی دهانه آن نیز بیشتر شده است.



شکل ۸. بازدهی دهانه شکستگی از نقطه اتصال به دیواره چاه تا نوک ترک گسترش یافته تحت تنش حرارتی ناشی از  $\Delta T=100^\circ\text{C}$

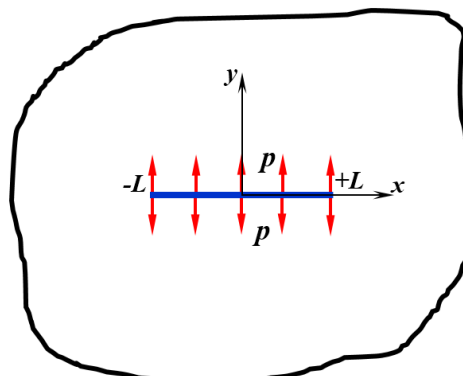
## ۳.۴ بازدهی حداکثر دهانه ترک تحت بارگذاری حرارتی

برای بررسی حداکثر بازدهی دهانه، ترکی مشابه شکل ۹ در نظر گرفته شده است. مخزن در دمای  $120^\circ\text{C}$  است. دمای ترک توسط سیال شکست در یک لحظه به  $20^\circ\text{C}$  کاهش می یابد، سپس دمای محیط مخزن نیز به تدریج توسط منبع حرارتی (ترک) به  $20^\circ\text{C}$  کاهش درجه می دهد. تنش و فشار منفذی اولیه در مدل صفر در نظر گرفته می شود. بدین ترتیب میزان جابجایی به دست آمده در این تحلیل تنها جابجایی های ایجاد شده به دلیل بارگذاری حرارتی خواهد بود. شکل ۱۰ حداکثر جابجایی (در مرکز ترک) در ترکی به طول  $L=1\text{m}$  تحت بارگذاری حرارتی را نشان می دهد. پس از  $1$  سال بارگذاری حرارتی حداکثر مقدار بازدهی دهانه ترک به مقدار  $2.25\text{ mm}$  همگرا می شود. در اینجا نیز اثر حرارت بر حداکثر

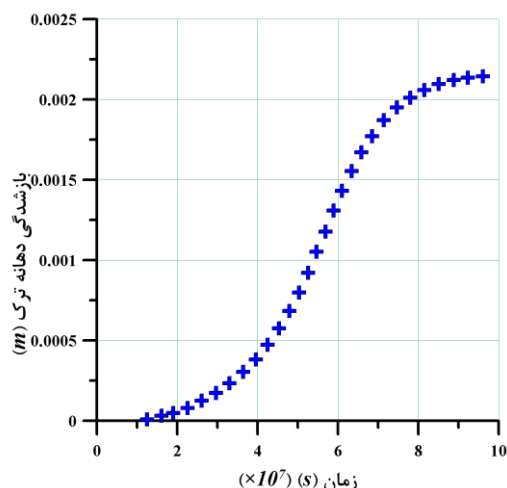
شکل ۸ میزان بازدهی دهانه ترک از محل اتصال تونل مشبک کاری به دیواره چاه تا نوک ترک گسترش یافته را نشان می دهد. میزان بازدهی دهانه ترک ارتباط مستقیمی با نرخ افزایش تولید پس از انجام عملیات شکست هیدرولیکی دارد. هر چقدر بازدهی بیشتری قابل دستیابی باشد، عملیات شکست

<sup>3</sup> Maximum Tangential Stress

میزان بازشدگی دهانه ترک مشاهده قابل مشاهده است.



شکل ۹. یک ترک تخت تحت فشار داخلی ثابت



شکل ۱۰. بازشدگی حداکثر دهانه ترک تحت تنش حرارتی ناشی از  $\Delta T = 100^\circ C$

## ۵. نتیجه گیری

اثرات حرارتی در تحلیل مسائل ژئومکانیکی همیشه قابل صرف نظر نیست. در این مطالعه با استفاده از کد *CETP-DDM* بر اساس روش ناپیوستگی جابجایی و تئوری ترمو-پوروالاستیک اثرات حرارتی بر مدل عددی و شرایط گسترش شکست هیدرولیکی بررسی شد. مدل عددی و کد استفاده شده در مطالعات پیشین نویسندگان اعتبارسنجی و ارائه شده است. نتایج مدل سازی عددی نشان داد که در مسائل دارای منبع حرارتی، تنش و جابجایی القایی ناشی از اختلاف دمای محیط و منبع

حرارتی در زمان طولانی تا فاصله زیادی از منبع حرارتی قابل پیگیری است. این موضوع می تواند موجب تغییر میزان تأثیر فاصله مرزهای مدل عددی بر نتایج نیز شود. در مدل های عددی تنها بر اساس اثرات مکانیک معمولاً فاصله ۵ برابری مرزها از فضای حفاری موجب از بین رفتن اثر مرزها بر نتایج می شود؛ اما در مدل های بررسی شده این اثر تا بیش از ۵۰ برابر فاصله مرزها از فضای حفاری (به شرط حل مدل در زمان طولانی) نیز مشاهده شد؛ بنابراین در مسائلی که اثرات حرارتی قابل چشم پوشی نیست، توجه به محل قرارگیری مرز مدل عددی اثر قابل توجهی بر نتایج خواهد داشت. محل قرارگیری این مرزها بسیار وابسته به زمان در نظر گرفته شده در تحلیل (برای مثال مشاهده نتایج یک سال پس از تغییرات در محیط) و همچنین ضریب انبساط حرارتی محیط است. هرچه زمان و ضریب انبساط حرارتی بیشتری در نظر گرفته شود، اثرات حرارتی در فاصله بیشتری ظهور می کند و مرزها باید فاصله بیشتری از ناحیه تحلیل بگیرند. در روش عددی استفاده شده در این مقاله، به دلیل امکان مدل سازی در فضای بی نهایت، مرزها تأثیری بر جواب مدل عددی نمی گذارند؛ اما در دیگر روش های عددی مانند اجزا محدود و تفاضل محدود که مرزهای خارجی باید در نظر گرفته شود، توجه به مکان مرزها و اثر آن بر نتایج باید مورد توجه قرار گیرد. در بخش دیگر مقاله اثرات حرارتی بر نتایج مدل عددی گسترش شکست هیدرولیکی بررسی شد. نتایج نشان داد که در صورت استفاده از یک سیال سردتر از محیط مخزن، امکان گسترش ترک در تنش های کمتر از فشار شکست ترک به دلیل تنش های القایی حرارتی کششی ایجاد شده در اطراف ترک وجود دارد. علاوه بر این نتایج نشان دادند که کاهش دما موجب افزایش هدایت پذیری هیدرولیکی شکستگی ها می شود. هر دو مورد می تواند منجر به بهبود عملیات شکست هیدرولیکی شود. از طرفی استفاده از روش سیال سرد در شکست هیدرولیکی نیاز به کاربرد تجهیزات سطحی و زیرزمینی برای تحمل فشارهای بسیار بالا را تا حد زیاد کاهش می دهد.

## ۶. سپاس گذاری

نویسندگان از حمایت مالی صندوق حمایت پژوهشگران ایران در تهران و امور پژوهشی دانشگاه یزد قدرانی می کنند (شماره پروژه: *INSF-YAZD 96010905*).

## ۷. مراجع

- [1] Q. Bai, Z. Liu, C. Zhang, F. Wang, Geometry nature of hydraulic fracture propagation from oriented perforations and implications for directional hydraulic fracturing, *Comput. Geotech.* 125 (2020). doi:10.1016/j.compgeo.2020.103682.
- [2] N. Makedonska, S. Karra, H.S. Viswanathan, G.D. Guthrie, Role of interaction between hydraulic and natural fractures on production, *J. Nat. Gas Sci. Eng.* 82 (2020). doi:10.1016/j.jngse.2020.103451.
- [3] S. Wang, D. Li, H. Mitri, H. Li, Numerical simulation of hydraulic fracture deflection influenced by slotted directional boreholes using XFEM with a modified rock fracture energy model, *J. Pet. Sci. Eng.* 193 (2020). doi:10.1016/j.petrol.2020.107375.
- [4] C. Sun, H. Zheng, W. David Liu, H. Ma, Study on dynamic propagation of hydraulic fractures in enhanced thermal reservoir, *Eng. Fract. Mech.* 236 (2020). doi:10.1016/j.engfracmech.2020.107207.
- [5] A. Abdollahipour, M. Fatehi Marji, A.R. Yarahmadi-Bafghi, A fracture mechanics concept of in-situ stress measurement by hydraulic fracturing test, in: 6th Int. Symp. In-Situ Rock Stress, ISRM, Japan, 2013.
- [6] A. Abdollahipour, M. Fatehi Marji, A. Yarahmadi-Bafghi, J. Gholamnejad, A. Yarahmadi Bafghi, J. Gholamnejad, Simulating the propagation of hydraulic fractures from a circular wellbore using the Displacement Discontinuity Method, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.* 80 (2015) 281–291. doi:10.1016/j.ijrmms.2015.10.004.
- [7] M. Fatehi-Marji, A. Abdollahipour, A. Yarhamadi-Bafghi, J. Gholamnejad, Analysis of geometrical parameters of hydraulic fracturing in horizontal oil wells stimulation, in: 2016.
- [8] A. Abdollahipour, M. Fatehi-Marji, H. Soltanian, E.A. Kazemzadeh, M.F. Marji, H. Soltanian, E.A. Kazemzadeh, Behavior of a hydraulic fracture in permeable formations, *J. Min. Environ.* 9 (2018). doi:10.22044/jme.2018.6129.1428.
- [9] A. Abdollahipour, M. Fatehi-Marji, M. Behnia, H. Soltanian, Using well tests in order to evaluate affecting parameters in hydraulic fracturing design, in: 2nd National Conf. Pet. Geomech., National Iranian Oil Company, Tehran, Iran, 2017.
- [10] M.Y. Wu, D.M. Zhang, W.S. Wang, M.H. Li, S.M. Liu, J. Lu, H. Gao, Numerical simulation of hydraulic fracturing based on two-dimensional surface fracture morphology reconstruction and combined finite-discrete element method, *J. Nat. Gas Sci. Eng.* 82 (2020). doi:10.1016/j.jngse.2020.103479.
- [11] I. Tomac, M. Gutierrez, Coupled hydro-thermo-mechanical modeling of hydraulic fracturing in quasi-brittle rocks using BPM-DEM, *J. Rock Mech. Geotech. Eng.* 9 (2017) 92–104. doi:10.1016/j.jrmge.2016.10.001.
- [12] H. Slatlem Vik, S. Salimzadeh, H.M. Nick, Heat recovery from multiple-fracture enhanced geothermal systems: The effect of thermoelastic fracture interactions, *Renew. Energy.* 121 (2018) 606–622. doi:10.1016/j.renene.2018.01.039.



- [13] A. Ghassemi, A. Nygren, A. Cheng, Effects of heat extraction on fracture aperture: A poro-thermoelastic analysis, *Geothermics*. 37 (2008) 525–539. doi:10.1016/j.geothermics.2008.06.001.
- [14] G. Stephens, B. Voight, Hydraulic fracturing theory for conditions of thermal stress, *Int. J. Rock. Mech., Min. Sci. Geomech.* 19 (1982) 279–284.
- [15] W. Nowacki, *Thermoelasticity*, Pergamon Press, England, 1962.
- [16] Y.X. Mukherjee, K. Shah, S. Mukherjee, Thermoelastic fracture mechanics with regularized hypersingular boundary integral equations, *Eng. Anal. Bound. Elem.* 23 (1999) 89–96. <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0955799798000642>.
- [17] Y. Wang, E. Papamichos, Conductive Heat Flow and Thermally Induced Fluid Flow around a Well Bore in a Poroelastic Medium, *Water Resour. Res.* 30 (1994) 3375–3384.
- [18] B. Bai, One-dimensional thermal consolidation characteristics of geotechnical media under non-isothermal condition, *Eng. Mech.* 22 (2005) 186e91;(in Chinese).
- [19] M.B. Dusseault, Stress changes in thermal operations, in: *SPE Int. Therm. Oper. Symp.*, Society of Petroleum Engineers, Bakersfield, California, 1993: p. SPE-25809-MS.
- [20] M. Lak, M. Fatehi Marji, A. Yarahmadi Bafghi, A. Abdollahipour, A coupled finite difference-boundary element method for modeling the propagation of explosion-induced radial cracks around a wellbore, *J. Nat. Gas Sci. Eng.* (2019) 41–51. doi:10.1016/j.jngse.2019.01.019.
- [21] B. Carrier, S. Granet, Numerical modeling of hydraulic fracture problem in permeable medium using cohesive zone model, *Eng. Fract. Mech.* 79 (2012) 312–328.
- [22] R. Liu, Y. Jiang, B. Li, X. Wang, A fractal model for characterizing fluid flow in fractured rock masses based on randomly distributed rock fracture networks, *Comput. Geotech.* 65 (2015) 45–55. doi:10.1016/j.compgeo.2014.11.004.
- [23] A. Abdollahipour, M. Fatehi Marji, A. Yarahmadi Bafghi, J. Gholamnejad, A. Yarahmadi-Bafghi, J. Gholamnejad, No Title, 2016.
- [24] H. Yousefian, H. Soltanian, M. Fatehi Marji, A. Abdollahipour, Y. Pourmazaheri, M.F. Marji, A. Abdollahipour, Y. Pourmazaheri, Numerical simulation of a wellbore stability in an Iranian oilfield utilizing core data, *J. Pet. Sci. Eng.* 168 (2018) 577–592.
- [25] A. Abdollahipour, Crack propagation mechanism in hydraulic fracturing procedure in oil reservoirs, University of Yazd, 2015.
- [26] A. Abdollahipour, M. Fatehi Marji, A. Yarahmadi Bafghi, J. Gholamnejad, A complete formulation of an indirect boundary element method for poroelastic rocks, *Comput. Geotech.* 74 (2016) 15–25. doi:10.1016/j.compgeo.2015.12.011.
- [27] Y. Wang, M.B. Dusseault, A coupled conductive-convective thermo-poroelastic solution and implications for wellbore stability, *J. Pet. Sci. Eng.* 38 (2003) 187–198.
- [28] J. Taylor, S. Bryant, Quantifying thermally driven fracture geometry during CO<sub>2</sub> storage, in:

Energy Procedia, Elsevier Ltd, 2014: pp. 3390–3404. doi:10.1016/j.egypro.2014.11.368.

- [29] A. Abdollahipour, M. Fatehi-Marji, A thermo-hydromechanical displacement discontinuity method to model fractures in high-pressure, high-temperature environments, *Renew. Energy*. 153 (2020) 1488–1503.
- [30] V. V Palciauskas, P.A. Domenico, Characterization of Drained and Undrained Response of Thermally Loaded Repository Rocks, *Water Resour. Res.* 18 (1982) 281–290.
- [31] M.A. Biot, General theory of three-dimensional consolidation, *J. Appl. Phys.* 12 (1941) 155–164.
- [32] D.F. McTigue, Thermoelastic Response of Fluid-saturated Porous Rock, *J. Geophys. Res.* 91 (1986) 9533–9542.
- [33] O. Coussy, Thermoporoelastic response of a borehole, *Transp. Porous Media.* 21 (1991) 121–146.
- [34] M. Kurashige, A thermoelastic theory of fluid-filled porous materials, *Int. J. Solids Struct.* 25 (1989) 1039–1052.
- [35] Y. Ohnishi, A. Kobayashi, Thermal-hydraulic-mechanical coupling analysis of rock mass, in: J. Hudson (Ed.), *Anal. Des. Methods*, Pergamon Press, Oxford, England, 1993: pp. 191–208.
- [36] P.T. Delaney, Rapid Intrusion of Magma into Wet Rock: Groundwater Flow Due to Pore Pressure Increases, *J. Geophys. Res.* 87 (1982) 7739–7756.
- [37] P.C. Paris, F. Erdogan, A critical analysis of crack propagation laws, *J. Basic Eng.* 85 (1960) 528–534.
- [38] A. Abdollahipour, M.F. Marji, M. Fatehi Marji, Analyses of Inclined Cracks Neighboring Two Iso-Path Cracks in Rock-Like Specimens Under Compression, *Geotech. Geol. Eng.* 35 (2017) 169–181. doi:10.1007/s10706-016-0095-6.
- [39] A. Abdollahipour, H. Soltanian, Y. Pourmazaheri, E. Kazemzadeh, M. Fatehi-Marji, Sensitivity analysis of geomechanical parameters affecting a wellbore stability, *J. Cent. South Univ.* 26 (2019) 768–778. doi:10.1007/s11771-019-4046-2.