



مطالعه عددی تأثیر فشار سیال بر رفتار ترک گسترده در پوش سنگ مخازن ذخیره سازی گاز

میثم رجبی^۱؛ حسین سالاری راد^۲؛ محسن مسعودیان سعدآباد^۳

۱. استادیار؛ دانشکده مهندسی معدن، دانشگاه صنعتی بیرجند

۲. استادیار؛ دانشکده مهندسی معدن و متالورژی، دانشگاه صنعتی امیرکبیر

۳. محقق؛ دانشگاه کوئینزلند استرالیا

دریافت دست نوشته: ۱۳۹۷/۰۹/۱۶ پذیرش دست نوشته: ۱۳۹۷/۱۰/۳۰

شناسه دیجیتال (DOI): 10.22107/JPG.2019.173228.1087

واژگان کلیدی	چکیده
مدل سازی عددی، یکپارچگی پوش سنگ، الگوی ترک گسترده، فشار سیال در ترک	از جمله مسائل چالشی در حوزه مهندسی نفت، اطمینان از یکپارچگی پوش سنگ است. به طوری که با استحصال یا ذخیره سازی مواد هیدروکربوری، فشار حفره ای داخل مخزن تغییر کرده و ضمن باز توزیع تنش ها، باعث ایجاد زون های آسیب دیده در پوش سنگ و نشن از آن می گردد. بنابراین، هدف اصلی در این مقاله، توسعه مدلی از پوش سنگ بوده تا از یک طرف بتواند المان های آسیب دیده به واسطه ایجاد ترک را شناسایی نموده و از طرف دیگر تأثیر فشار سیال داخل ترک بر توسعه ترک خوردگی را لحاظ نماید. بدین منظور از رویکرد ترک گسترده استفاده شده است. مطالعه تأثیر نفوذ سیال بر چگونگی رشد و توسعه ترک، همواره به عنوان چالشی جدی در مطالعه ترک مطرح بوده است؛ زیرا مدل سازی چنین فرایندی مستلزم انجام برنامه نویسی حرفه ای و پیچیده برای ترک گسترده و یا جایگزین کردن ترک منفصل در نرم افزارهای تجاری است. از این رو در این مقاله تأثیر فشار سیال در رشد ترک گسترده بر اساس تحلیل غیرخطی دینامیکی و کد نویسی در محیط برنامه نویسی فرترن مورد مطالعه قرار گرفته و بر اساس نرم افزار تجاری آباکوس اعتبارسنجی گردیده است. نتایج نشان داد که نه تنها جواب های حل مسئله از هر دو روش، تطابق خوبی داشته بلکه با ورود سیال به داخل ترک، بازشدگی ترک نیز به طور قابل ملاحظه ای افزایش می یابد. چنان که با افزایش میزان بار، ناحیه ترک خورده، گسترده تر شده به نحوی که برای بار ۲۴۰ کیلونیوتن، ترک ها در فاصله ۱ متری و برای بار ۳۰۰ کیلو نیوتنی ترک ها در فاصله ۲/۵ متری از تکیه گاه، تیر یک سر گیر دار ایجاد شد. همچنین با افزایش فشار سیال از صفر به ۰/۰۵ و ۰/۱ مگاپاسکال، میزان بازشدگی ترک (که همان افزایش کرنش سازه پس از ایجاد ترک می باشد)، از ۱۵ تا ۲۵ درصد، در مقایسه با حالت بدون اعمال فشار سیال در ترک افزایش می یابد؛ که این نتیجه با واقعیت موجود منطبق است. از طرفی براساس نتایج حاصله، در گام های محاسباتی یکسان، با افزایش فشار سیال، مقدار باربرداری در کرنش های بزرگ تری حادث شده، که این مهم نیز به دلیل افزایش بازشدگی دهانه ترک می باشد. نتایج مربوط به تاریخچه ی مقادیر تنش در نقطه گوسی از یک طرف نشان می دهند که در کدام گام محاسباتی، نقاط مورد نظر در گیر بار گذاری، باربرداری، کشش یا فشار می باشند و از طرفی دیگر گویای این واقعیت هستند که با افزایش فشار سیال داخل ترک، میزان تنش مؤثر کاهش می یابد.

سیال (لیوو همکاران، ۲۰۱۲؛ سابو و همکاران، ۲۰۱۶)، شکست ژئومکانیکی (راتکوویست و همکاران، ۲۰۰۸؛ کریم نژاد و همکاران، ۲۰۱۴)، لرزه خیزی القا شده (دمپسی و همکاران،

۱. پیش گفتار
در سالیان اخیر، حجم زیادی از مطالعات به ارزیابی یکپارچگی پوش سنگ از جنبه های مختلفی چون اثر متقابل سنگ و

مدل‌سازی را تسهیل می‌نماید. این رویکرد، توانایی مدل کردن ترک در هر جهتی را داشته و مستقل از گسسته‌سازی شبکه المان محدود است. در این روش، ترک‌های کوچک در یک باند تشکیل شده به طوری که در هر نقطه انتگرال‌گیری، یک یا چند ترک می‌تواند تعریف شود. ایده ترک گسترده اولین بار توسط رشید (۱۹۶۸) مطرح و بعدها به وسیله مایر و اوکامورا (۱۹۸۶) توسعه داده شد. تأثیر نفوذ سیال بر چگونگی رشد و توسعه ترک به عنوان چالشی جدی در مطالعه ترک مطرح است؛ زیرا مدل‌سازی چنین فرایندی مستلزم انجام برنامه‌نویسی حرفه‌ای و پیچیده برای ترک گسترده و یا جایگزین کردن ترک منفصل در نرم‌افزارهای تجاری است. در پژوهش پیش رو، بر اساس کدنویسی مدل ترک گسترده ثابت در محیط برنامه‌نویسی فرترن، این مهم مورد مطالعه قرار گرفته است. لازم به توضیح این که در ادامه‌ی مطالعات محققین پیشین (اسپیندار و لطفی، ۲۰۰۳)، بررسی رفتار توده سنگ تحت فشار سیال با تکیه بر مدل ترک گسترده، به عنوان نوآوری تحقیق مطرح است.

۲. روش آنالیز

در این مقاله، از روش اجزای محدود به عنوان ابزار عددی حل معادلات استفاده شده است. نظر به سادگی، انعطاف‌پذیری، قابلیت مدل‌سازی هر گونه هندسه، بارگذاری و شرایط مرزی و همچنین قابلیت مدل‌سازی تغییرات موضعی در جنس مصالح، این روش به یکی از قوی‌ترین و عمومی‌ترین ابزارهای مورد استفاده برای محققین در حل مسائل پیچیده تبدیل شده است.

۲.۱ تحلیل غیرخطی دینامیکی

در این بخش به بررسی روش نیومارک در حل مسائل مربوط به آنالیز دینامیکی غیر خطی پرداخته می‌شود. معادله تعادل دینامیکی در گام $n+1$ ام به صورت زیر نوشته می‌شود:

$$[M]\{\ddot{U}\}_{n+1} + [C]\{\dot{U}\}_{n+1} + \{F\}_{n+1} = \{R\}_{n+1} \quad (1)$$

جایی که $[M]$ ، $[C]$ و $[K]$ به ترتیب ماتریس‌های جرم، استهلاک و سختی سیستم را نشان می‌دهند و $\{R\}$ بردار

(۲۰۱۴)، لغزش گسل (اورلیک و واسینگ، ۲۰۱۳) و تحلیل الاستو پلاستیک (رحمتی و نوری، ۲۰۱۴)؛ رحمتی و همکاران، ۲۰۱۵)، پرداخته‌اند. به طوری که می‌توان خلاصه‌ای از فعالیت‌های تحقیقاتی انجام شده را در تعدادی از مقالات مروری ملاحظه نمود (شوکلا و همکاران، ۲۰۱۰؛ هاروی و همکاران، ۲۰۱۳؛ سانگ و ژانگ، ۲۰۱۳). از میان تمامی پارامترهای تأثیرگذار بر یکپارچگی هیدرومکانیکی پوش سنگ، تعدادی از مطالعات، اهمیت رشد و گسترش ترک را بر عملکرد مؤثر پوش سنگ برجسته کرده‌اند (شوکلا و همکاران، ۲۰۱۰). علی‌رغم تاریخچه طولانی مدت مطالعات رشد ترک در مکانیک سنگ، به ویژه در مورد شکست هیدرولیکی، این مهم همچنان به عنوان یک موضوع چالشی مطرح می‌باشد؛ به گونه‌ای که هیچ اجماعی بر روی رویکردی یکپارچه و بهینه وجود نداشته و جهت تحلیل و مدل‌سازی، متدولوژی و مکانیسم‌های مختلفی به کار می‌رود (دتورنی، ۲۰۰۴؛ بونگر و همکاران، ۲۰۰۵؛ دونتسوف، ۲۰۱۶؛ محمدنژاد و آندرید، ۲۰۱۶؛ عبداللهی پور و همکاران، ۲۰۱۶). بنابراین، هدف اصلی در این پژوهش، توسعه مدلی ژئومکانیکی از پوش سنگ بوده تا از یک طرف بتواند المان‌های آسیب دیده به واسطه ایجاد ترک را شناسایی نموده و از طرف دیگر تأثیر فشار سیال داخل ترک بر توسعه ترک خوردگی را لحاظ نماید؛ بدین منظور از رویکرد ترک گسترده استفاده شده است.

جهت تحلیل رشد و توسعه ترک، غالباً روش‌های عددی چون المان محدود و المان مرزی به کار می‌رود. به طوری که سه رویکرد معمول جهت مدل‌سازی ترک در مکانیک جامدات، شامل ترک منفصل، المان میان لایه‌ای و ترک گسترده می‌باشد. اگر چه رویکرد ترک منفصل، هم‌خوانی زیادی با پدیده توسعه شکست داشته؛ ولی به واسطه تحمیل هزینه‌های محاسباتی فراوان، انطباق چندانی با طبیعت روش‌های عددی ندارد (روتز و بلاوندرا، ۱۹۸۹). به طوری که با توسعه ترک، هر گره می‌بایست با گره‌های بیشتری جایگزین شده و شبکه مش‌بندی المان محدود، باز تعریف گردد. از طرف دیگر، ترک گسترده رویکردی پیوسته در مکانیک خرابی بوده به طوری که ترک‌ها را بر اساس اصلاح کردن سختی و مقاومت ماده، مدل می‌نماید. هر چند این روش ممکن است با ماهیت پدیده ترک خوردگی سازگاری زیادی نداشته باشد ولی به طور قابل ملاحظه‌ای هزینه‌های محاسباتی را کاهش داده و فرایند

اختلاف میان بردارهای تغییر مکان در گام‌های n و $n+1$ می‌باشد. همچنین $\{\Delta U\}^{i+1}$ ، میزان اصلاحی است که بایستی در هر تکرار مربوط به یک گام زمانی محاسبه شده و به مقادیر تغییر مکان اضافه گردد. تقریب بعدی برای بردار نیروهای معادل داخلی به صورت زیر حاصل خواهد شد:

$$\{F\}_{n+1}^{i+1} \cong \{F\}_{n+1}^i + [K]\{\Delta U\}^{i+1} \quad (8)$$

که در آن $[K]$ مربوط به سختی سیستم سازه‌ای می‌باشد که با توجه به الگوریتم انتخاب شده جهت آنالیز می‌تواند برابر سختی مماسی (الگوریتم نیوتن رافسون) یا سختی اولیه انتخاب گردد. با جایگزین کردن رابطه (۷) در رابطه (۲) میتوان نوشت:

$$\{\dot{U}\}_{n+1}^{i+1} = a_0\{\Delta U\}^{i+1} + \{\dot{U}\}_{n+1}^i \quad (9)$$

حال با جایگزین کردن این مقدار بردار شتاب در رابطه (۳)، رابطه ذیل حاصل می‌شود:

$$\{\dot{U}\}_{n+1}^{i+1} = \{\tilde{U}\}_{n+1} + a_1\{\Delta U\}^{i+1} + \frac{a_1}{a_0}\{\dot{U}\}_{n+1}^i \quad (10)$$

سپس با جایگذاری مقادیر بردارهای شتاب و سرعت (رابطه (۹) و (۱۰)) و بردار نیروهای معادل داخلی (رابطه (۸)) در رابطه (۱)، بردار نمو تغییر مکان در تکرار $i+1$ بدست می‌آید:

$$\begin{aligned} & (a_0[M] + a_1[C] + [K])\{\Delta U\}^{i+1} \\ & = \{R\}_{n+1} \\ & - \{F\}_{n+1}^i \\ & - [M]\{\dot{U}\}_{n+1}^i \\ & - [C]\{\dot{U}\}_{n+1}^i \end{aligned} \quad (11)$$

در این رابطه $i+1$ آمین اصلاح مربوط به بردار تغییر مکان، برآورد شده و سپس با استفاده از روابط (۷)، (۹) و (۱۰) مقادیر بردارهای تغییر مکان، شتاب و سرعت متناظر با آن به دست خواهند آمد. این روند تا جایی که معیار همگرایی ارضاء شود ادامه خواهد یافت. معیار همگرایی بر اساس نیروی

نیروهای گرهی خارجی و $\{F\}_{n+1}$ بردار نیروهای گرهی داخلی می‌باشد؛ که خود از طریق تنش‌های داخلی المان به دست می‌آید و در روش نیومارک سعی بر این است که رابطه (۱) به همراه روابط زیر ارضاء گردد:

$$\{U\}_{n+1} = \{\bar{U}\}_{n+1} + \frac{1}{a_0}\{\dot{U}\}_{n+1} \quad (2)$$

$$\{\dot{U}\}_{n+1} = \{\tilde{U}\}_{n+1} + \frac{a_1}{a_0}\{\dot{U}\}_{n+1} \quad (3)$$

که در آن

$$\{\bar{U}\}_{n+1} = \{U\}_n + \Delta t\{\dot{U}\}_n + \frac{a_3}{a_0}\{\ddot{U}\}_n \quad (4)$$

$$\begin{aligned} \{\tilde{U}\}_{n+1} & = \{\dot{U}\}_n + a_6\{\ddot{U}\}_n \\ a_0 & = \frac{1}{\alpha\Delta t^2}, \quad a_1 = \frac{\delta}{\alpha\Delta t}, \quad a_3 = \\ & \left(\frac{1}{2\alpha} - 1\right), \quad a_6 = \Delta t(1 - \delta) \end{aligned} \quad (5)$$

در روابط فوق δ و α ضرایب ثابت اختیاری هستند که باید مشخص شوند. باید توجه داشت که بردارهای $\{U\}_n$ ، $\{\dot{U}\}_n$ و $\{\ddot{U}\}_n$ مقادیر تقریبی برای بردارهای تغییر مکان، سرعت و شتاب در گام n ام می‌باشند. در روابط (۲) تا (۵) مقادیر بردارهای $\{\bar{U}\}_{n+1}$ و $\{\tilde{U}\}_{n+1}$ مقادیر پیش‌گو و مقادیر بردارهای $\{U\}_{n+1}$ و $\{\dot{U}\}_{n+1}$ مقادیر اصلاح‌گر نامیده می‌شوند.

با توجه به غیر خطی بودن طبیعت مسئله، غالباً با یک گام نمی‌توان به جواب‌های صحیحی دست یافت که شرایط همگرایی را ارضاء نمایند. لذا لازم است از یک روش تکراری برای رسیدن به شرط همگرایی استفاده شود. برای این منظور با به دست آوردن مقدار بردار شتاب از روابط (۲)، (۴) و (۵) و برای $i+1$ آمین برآورد از جواب‌ها، معادلات ذیل حاصل می‌شود:

$$\{\dot{U}\}_{n+1}^{i+1} = a_0\{\bar{U}\}_{n+1}^{i+1} - a_2\{\dot{U}\}_n - a_3\{\ddot{U}\}_n \quad (6)$$

که در آن

$$\{\bar{U}\}_{n+1}^{i+1} = \{\bar{U}\}_n + \{\Delta U\}_{n+1}^{i+1} \quad (7)$$

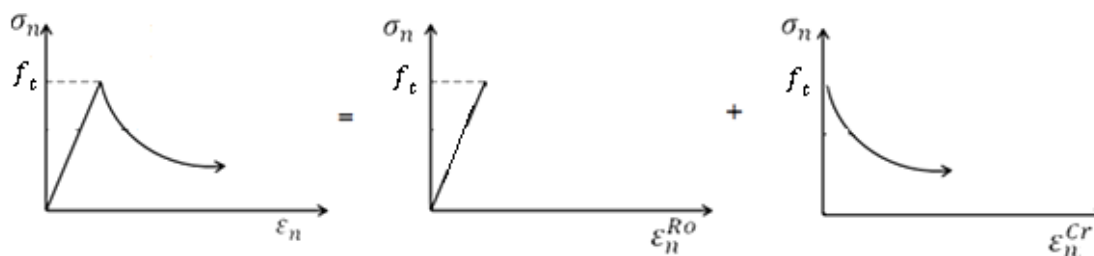
و $\{\bar{U}\}_n^i$ و $\{\bar{U}\}_{n+1}^{i+1}$ به ترتیب برآوردهای i ام و $i+1$ ام برای

نمی‌زند، بلکه به دلیل عدم محدودیت ناشی از اعمال یک جهت خاص برای ترک (به عبارت دیگر محور ارتوتروپی)، برای محققین بسیار جذاب و کاربردی است. لذا روش ترک گسترده، به سرعت جایگزین روش ترک گسسته گردید و در دهه ۱۹۷۰ به طور گسترده مورد استفاده قرار گرفت. با وجود این که از نظر مدل‌سازی رفتار فیزیکی ترک، درز گسسته با طبیعت مسئله به خوبی هم‌خوانی دارد (چرا که در اصل، ترک به معنای ایجاد یک گسست هندسی می‌باشد)، اما ترک گسترده می‌تواند به‌طور واقعی‌تری باند ریز ترک‌ها را مدل نماید. عرض چنین باندهای که در نوک ترک تشکیل می‌شود از مشخصات مصالح است (بازانت و همکاران، ۱۹۸۳).

روش ترک گسترده به دو روش ترک گسترده ثابت و ترک گسترده چرخشی تقسیم‌بندی می‌شود. در روش ثابت، جهت هر ترک در طول فرآیند محاسباتی ثابت می‌باشد. در حالی که در روش چرخشی، این اجازه داده می‌شود که جهت ترک به همراه محور کرنش اصلی بچرخد. در این مقاله، از روش ترک گسترده ثابت استفاده شده است.

۳.۱ المان حجمی ترک گسترده

روشی که در اینجا ارائه می‌شود، نمو بردار کرنش $\{\Delta\epsilon\}$ را به دو قسمت تجزیه می‌کند: قسمت اول به نمو بردار کرنش در سنگ صدمه ندیده میان ترک‌ها $\{\Delta\epsilon^{ro}\}$ و قسمت دوم به نمو بردار ترک‌ها $\{\Delta\epsilon^{cr}\}$ مربوط می‌گردد (شکل (۱) به طوری که در فاز قبل از ترک، جهت ساده‌سازی ارتباطی خطی الاستیک میان تنش - کرنش برای سنگ فرض گردیده است.



شکل ۱. تجزیه بردار کرنش برای سنگ ترک خورده (اسپیندار و لطفی، ۲۰۰۲)

نامتعادل (به عبارت دیگر سمت چپ معادله (۱۱) و یا اصلاح بسیار جزئی در مقدار تغییر مکان (به عبارت دیگر طول بردار $\{\Delta U\}^{i+1}$ در رابطه (۱۱)) تعیین و با مقدار رواداری از پیش تعیین شده، مقایسه می‌گردد. در روش پیش‌گو-اصلاح‌گر نیومارک، از روابط زیر به عنوان مقادیر اولیه پیش‌گو، برای بردارهای تغییر مکان، سرعت و شتاب استفاده می‌شود:

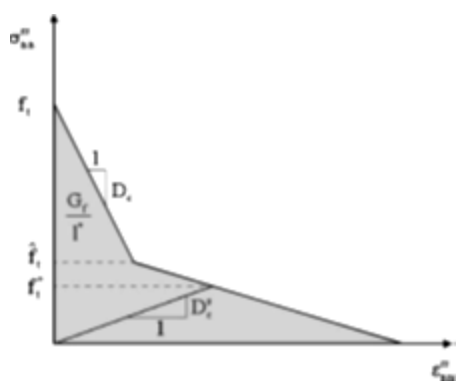
$$\begin{cases} \{U\}_{n+1}^0 = \{\tilde{U}\}_{n+1} = \{U_n\} + \Delta t\{\dot{U}_n\} + \frac{a_3}{a_0}\{\ddot{U}_n\} \\ \{\dot{U}\}_{n+1}^0 = \{\tilde{\dot{U}}\}_{n+1} = \{\dot{U}_n\} + a_6\{\ddot{U}_n\} \\ \{\ddot{U}\}_{n+1}^0 = \{0\} \end{cases} \quad (12)$$

۳. مدل ترک گسترده

هم چنان که قبلاً اشاره شد، می‌توان روش برخورد محققین با مقوله ایجاد ترک در مصالح را به دو دسته تقسیم نمود: دسته اول شامل درز گسسته، و دسته دوم ترک گسترده، روش اول ترک را به صورت یک گسست هندسی مدل می‌کند، حال آنکه در روش دوم، جسم ترک خورده به صورت یک محیط پیوسته فرض می‌گردد.

روش ترک گسترده نخستین بار توسط رشید (۱۹۶۸) ارائه گردید که در آن ایجاد ترک به کمک رابطه میان تنش و کرنش و تبدیل مصالح از حالت ایزوتروپ به ارتوتروپ پس از ایجاد ترک مدل‌سازی شد. در این حالت محور ارتوتروپی مصالح بر اساس شرایط تشکیل ترک به دست می‌آید. چنین نحوه برخوردی نه تنها مش‌بندی اولیه اجزای محدود را بر هم

دوم منحنی نرم شوندگی را می‌توان با استفاده از تنش عمود بر ترک به دست آورد. به طوری که شیب دوم در $f_t = \alpha_1 f_t$ (شکل ۲) آغاز شده که α_1 یک مقدار مشخص از سوی کاربر می‌باشد. به عبارت دیگر، تنش عمود بر ترک در شروع شیب دوم منحنی نرم شوندگی، درصدی از مقاومت کششی اولیه مصالح است. پارامترهای دیگر در این شکل f_t^* و D_c^s بوده که به ترتیب نشان‌دهنده مقاومت کششی کاهش یافته و سختی در جهت عمود بر ترک هنگامی که باربرداری و بارگذاری مجدد رخ می‌دهد، است. لازم به ذکر اینکه، مقادیر α_2 برای دو شاخه به گونه‌ای باید در نظر گرفته شود که مساحت کلی زیر نمودار نرم شوندگی برابر با چگالی انرژی شکست ماده باشد. برای یک رفتار دوخطی ایده‌آل، یک شاخه پایانی به منحنی نرم شوندگی اضافه شده تا از صفر شدگی سختی در جهت عمود بر ترک جلوگیری نماید. نکته قابل توجه اینکه برای مقادیر بسیار زیاد انرژی شکست، فقط شکل منحنی نرم شوندگی اندکی تغییر می‌یابد. در این خصوص، شاخه اصلی منحنی باید تقریباً به موازات محور افقی قرار گیرد.



شکل ۲. ایده‌آل سازی دو خطی شاخه نرم شوندگی کرنشی (اسپندار و لطفی، ۲۰۰۳)

برای ترک گسترده، شکستگی در عرض باند ترک (l^*) گسترش یافته که به ابعاد المان محدود و آرایش آن مرتبط است. بنابراین، انرژی شکست باید در این عرض آزاد شود (بازانت و اه، ۱۹۸۳). گزینه‌های مختلفی برای مشخص کردن عرض باند ترک پیشنهاد شده است. به عنوان مثال، عرض باند ترک را می‌توان برابر با طول ضلع مکعبی که حجمی معادل حجم تحت تأثیر نقطه نمونه‌گیری مورد نظر در المان‌های ایزو پارامتریک حجمی ۲۰ گرهی دارد، فرض نمود (سرورا، ۱۹۸۶).

تجزیه بردار کرنش کلی و ارتباط میان بردار تنش و کرنش به قرار ذیل است:

$$\{\Delta \varepsilon\} = \{\Delta \varepsilon^{Ro}\} + \{\Delta \varepsilon^{cr}\} \quad (13)$$

$$= \{\Delta \varepsilon^{Ro}\} + \sum_{i=1}^{n_{cr}} \{\Delta \varepsilon^{cr}\}_i$$

$$\{\Delta \sigma\} = \left\{ [D^{Ro}]^{-1} + \sum_{i=1}^{n_{cr}} \left[[T_{\varepsilon}^*]_i [D^{cr}]_i^{-1} [T_{\varepsilon}^*]_i^T \right] \right\}^{-1} \{\Delta \varepsilon\} \quad (14)$$

جایی که $\{\Delta \varepsilon\}$ بردار کرنش کلی، $\{\Delta \varepsilon^{Ro}\}$ بردار کرنش مربوط به سنگ بدون ترک و $\{\Delta \varepsilon^{cr}\}$ بردار کرنش ترک، n_{cr} تعداد ترک‌های مجاز در هر نقطه نمونه‌گیری گوس، $\{\Delta \sigma\}$ بردار تنش و $[T_{\varepsilon}^*]_i$ ماتریس مربوط به انتقال مختصات از مختصات محلی به مختصات کلی می‌باشد. ضمناً $[D^{cr}]_i$ تشکیل‌دهنده هسته اصلی فرمولاسیون ترک گسترده بوده که در حالت سه‌بعدی، ماتریسی سه در سه می‌باشد. این ماتریس به صورت قطری و به شکل زیر تعریف می‌گردد:

$$[D^{cr}]_i = \begin{bmatrix} D_c & 0 & 0 \\ 0 & G_{cs} & 0 \\ 0 & 0 & G_{ct} \end{bmatrix}_i \quad (15)$$

جایی که D_c نشان‌دهنده سختی در جهت عمود بر صفحه ترک، G_{cs} و G_{ct} مؤلفه‌های سختی برشی در امتداد t و s روی صفحه ترک بوده؛ که در ادامه معرفی می‌گردد:

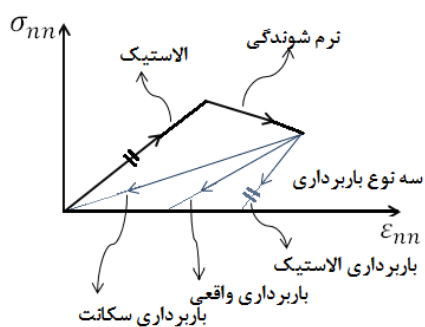
$$D_c = - \frac{\alpha_2 f_t^2 l^*}{2 G_f} \quad (16)$$

پارامتر f_t ، نشان‌دهنده مقاومت کششی سنگ یا تنش اولیه شروع ترک بوده و G_f بیانگر نرخ رهایی انرژی شکست است که همان مقدار انرژی مورد نیاز برای شکل‌گیری واحد سطح ترک است. این پارامترها به عنوان ثابت‌های ماده در نظر گرفته می‌شود. پارامتر α_2 ، ضریبی است که اختلاف شیب خطوط منحنی نرم شوندگی را مشخص می‌سازد. نقطه شروع خط

شده است (به عبارت دیگر در زمانی که ریز ترک‌ها به هم پیوسته و تشکیل درشت ترک را می‌دهند) به طور تدریجی کاهش یابد. در واقع با این کار اتصال میان مؤلفه‌های برشی و قائم به‌طور غیر صریح اعمال می‌شود.

۳.۲ باربرداری و بارگذاری مجدد

شکل (۳)، دو وضعیت الاستیک و سکانت را برای گزینه‌های باربرداری - بارگذاری مجدد نشان می‌دهد. در باربرداری الاستیک، ترک به محض عوض شدن جهت کرنش بسته می‌شود. در غیر این صورت در زمان باربرداری و بارگذاری فشاری از تجزیه بردار کرنش استفاده نمی‌گردد و لذا یک بازگشت فوری به رفتار الاستیک ایجاد می‌شود. در این صورت اصولاً عبارت بسته شدن ترک به کار برده نمی‌شود چرا که کرنش بازگشت ناپذیر است. لذا درست‌ترین است که از عبارت ترک غیرفعال یا ترک در حال استراحت استفاده گردد. در مورد باربرداری سکانت، کرنش قائم ترک، برگشت پذیر بوده و پس از رسیدن به مبدأ منحنی، ترک واقعاً بسته می‌شود (به عبارت دیگر $\varepsilon_{nn}^{cr} = 0$) و پس از آن رفتار مصالح به‌صورت الاستیک خواهد بود. البته در واقعیت رفتار سنگ هیچ کدام از این دو حالت حدی نبوده و شیب شاخه باربرداری در بین این دو حالت حدی قرار می‌گیرد (رینهارد و همکاران، ۱۹۸۶).



شکل ۳. منحنی بارگذاری - باربرداری (اسپندار و لطفی،

۲۰۰۳)

با توجه به توضیحات فوق در برنامه نوشته شده توانایی انجام هر سه نوع باربرداری (باربرداری با مدول‌های سکانت، الاستیک و سکانت - الاستیک) ایجاد گردید تا کاربر بتواند با توجه به نوع مسئله یکی از این روش‌ها را انتخاب نماید. شیب

این روش که به راحتی در برنامه اجزای محدود قابل استفاده می‌باشد، در این مقاله، از آن بهره برده شده است. بدین منظور کافی است مقدار دترمینان ژاکوبین به دست آمده برای هر نقطه نمونه‌گیری گوس را در ضرایب وزنی گوس ضرب نموده و از حاصل ریشه سوم گرفت. به عبارت دیگر:

$$l^* = \sqrt[3]{W_i \cdot W_j \cdot W_k \cdot |J|} \quad (17)$$

مؤلفه‌های مربوط به سختی برشی ترک، G_{CS} و G_{CT} می‌تواند بر اساس مدول برشی سنگ سالم (G) تعریف گردد (روتز و بلاوندراد، ۱۹۸۹):

$$G_{CS} = \frac{\beta_s}{1 - \beta_s} G \quad (18)$$

$$G_{CT} = \frac{\beta_t}{1 - \beta_t} G \quad (19)$$

جایی که β_s و β_t ، فاکتورهای ابقای برش در جهات s و t بوده؛ که معمولاً برابر با یکدیگر در نظر گرفته شده و از صفر تا ۰/۵ تغییر می‌یابد. مقدار ضریب β نزدیک به ۰/۵ می‌تواند در بعضی موارد گسترش غیر عادی ترک را ایجاد کند و مقدار ضریب β نزدیک به صفر ناپایداری عددی در حل معادلات را به همراه خواهد داشت (برزگر، ۱۹۹۷). در این مورد روش دیگری که پیشنهاد شده است و آن، وابستگی مقدار سختی برشی پس از ترک خوردگی به کرنش قائم ترک می‌باشد ((سدولین و همکاران، ۱۹۷۷) و (روتز و همکاران، ۱۹۸۵)). ارائه چنین مدلی مبین این مطلب است که درهم قفل شدن سنگدانه‌ها با افزایش بازشدگی ترک کاهش می‌یابد. این پدیده برای درشت ترک‌ها مشاهده شده (والراون، ۱۹۸۰) و همچنین زمانی که ترک در مرحله نرم شوندگی می‌باشد، محتمل است. بدین منظور می‌توان از یک رابطه نمایی برای تعریف ضریب β استفاده نمود (روتز، ۱۹۸۸):

$$\beta = \left(1 - \frac{\varepsilon_{nn}^{cr}}{\varepsilon_u}\right)^p \quad (20)$$

جایی که ε_{nn}^{cr} کرنش قائم ترک در ابتدای نمو بار، ε_u کرنش نهایی ترک (حداکثر کرنش قابل قبول) و p یک مقدار ثابت می‌باشد. رابطه (۲۰) سبب می‌شود که مقدار سختی برشی در صفحه ترک از بینهایت (به ازای $\beta = 1$) در زمان جوانه‌زنی ترک تا صفر در مرحله‌ای که نرم شوندگی کامل

نظر گرفتن اثر تغییر شکل ذاتی دانه‌های جامد تشکیل دهنده محیط تحت اثر فشار هیدروستاتیک حفره‌ای می‌باشد. مقدار این ضریب را برای اغلب مصالح دانه‌ای می‌توان یک در نظر گرفت.

۴. ایجاد مدل

جهت مدل‌سازی پوش سنگ، همه معادلات مورد نیاز در یک موتور عددی با سابروتین‌های مختلف، پیاده‌سازی گردید، به طوری که تمامی مدل‌ها و معادلاتی که پیش‌تر توضیح داده شد، به وسیله زبان برنامه‌نویسی فرترن کدگذاری گردیده است. شایان ذکر این که، این برنامه بر اساس روش اجزای محدود عمل می‌نماید و قادر است تحلیل‌های خطی و غیر خطی استاتیکی و دینامیکی را پشتیبانی نماید.

جهت مدل‌سازی عددی ترک گسترده لازم است وضعیت ترک با دو پارامتر A و B مشخص شود. پارامتر A بیان‌کننده وضعیت ترک تا این مرحله بوده که مقادیر صفر تا چهار را انتخاب می‌کند. به طوری که $A=0$ ، بدین معنی است که ترک تا به حال در نقطه نمونه‌گیری تشکیل نشده است. $A=1$ به معنای تشکیل ترک فعال و قرارگیری بر شاخه اول منحنی نرم شوندگی می‌باشد. $A=2$ ، ورود ترک به شاخه باربرداری منحنی تنش- کرنش را بیان می‌کند. $A=3$ ، به معنای ورود تنش قائم بر ترک به منطقه فشاری و $A=4$ بیان‌کننده ورود ترک فعال به شاخه دوم منحنی نرم شوندگی می‌باشد. پارامتر B نیز مشخص‌کننده تعداد ترک‌هایی است که در یک لحظه و در چند جهت ایجاد می‌شوند.

در کد نوشته شده، ابتدا نمو تنش‌ها، بر اساس نمو کرنش و ماتریس صلبیت مرحله قبل محاسبه می‌شود. با جمع مقدار بردار نمو تنش به بردار تنش‌های قبلی، بردار تنش تا این مرحله به دست می‌آید. به کمک بردار تنش‌ها، تنش‌های اصلی برآورد می‌شوند. در شکل (۴)، الگوریتم کامل مدل پوش سنگ و ترک گسترده آورده شده است.

خط باربرداری D_C^S در حالت نرم شوندگی خطی از رابطه زیر به دست می‌آید:

$$D_C^S = \frac{D_C}{\lambda_C^S (1 - \frac{f_t}{f_t^*})} \quad (21)$$

جایی که D_C شیب خط نرم شوندگی، f_t و f_t^* به ترتیب مقاومت کششی اولیه و کاهش یافته مصالح می‌باشند. نوع باربرداری به کمک ضریب λ_C^S مشخص می‌گردد. در صورتی که $\lambda_C^S = 1$ باشد باربرداری با مدول سکانت، اگر $\lambda_C^S = 0$ باربرداری با مدول الاستیک و به ازای $0 < \lambda_C^S < 1$ باربرداری از نوع سکانت-الاستیک خواهد بود. در صورتی که تنش عمود بر ترک از تنش‌های قبلی در زمان باربرداری (f_t^*) یا مقاومت کششی کاهش یافته مصالح) بیشتر گردد، ترک مجدداً بارگذاری می‌شود. لذا بازگشایی ترک نظیر ایجاد اولیه ترک یک فرآیند وابسته به تنش می‌باشد.

۳.۳ اعمال فشار سیال داخل ترک

در این مقاله، برای اعمال فشار آب در داخل ترک‌ها و درزها در مدل ترک گسترده (که مبتنی بر مکانیک محیط‌های پیوسته می‌باشد) از مفهوم تنش مؤثر استفاده شده است (ترزاقی و رندالیک، ۱۹۳۴) به طوری که فشار سیال را می‌توان به صورت یک نیروی حجمی در هر سه راستا در نظر گرفت (زینکوویچ و تیلور، ۲۰۰۵). رابطه تنش مؤثر برای مصالح متخلخل سه فازی در حالت غیر اشباع به صورت رابطه (۲۲) نوشته می‌شود:

$$\sigma'_{ij} = \sigma_{ij} + \alpha p_s \delta_{ij} \quad (22)$$

جایی که σ'_{ij} و σ_{ij} به ترتیب نشان‌دهنده مقدار تنش مؤثر و مقدار تنش کل و p_s نیز نماد فشار سیال است. α که به عنوان ضریب بایوت شناخته می‌شود در واقع ضریب اصلاح جهت در



شکل ۴. الگوریتم محاسباتی ترک گسترده

۵. تحلیل عملکرد کد بر اساس حل تیر یک

سرگردار ۲۰ المانی

در این بخش، چگونگی کارکرد کد، برای تیر یک سرگردار ۲۰ المانی که می تواند به عنوان نماینده پوش سنگ مخازن ذخیره سازی گاز مطرح باشد، به چالش کشیده می شود. به عبارتی دیگر با کوپل کردن کد مخزن به کد ترک گسترده

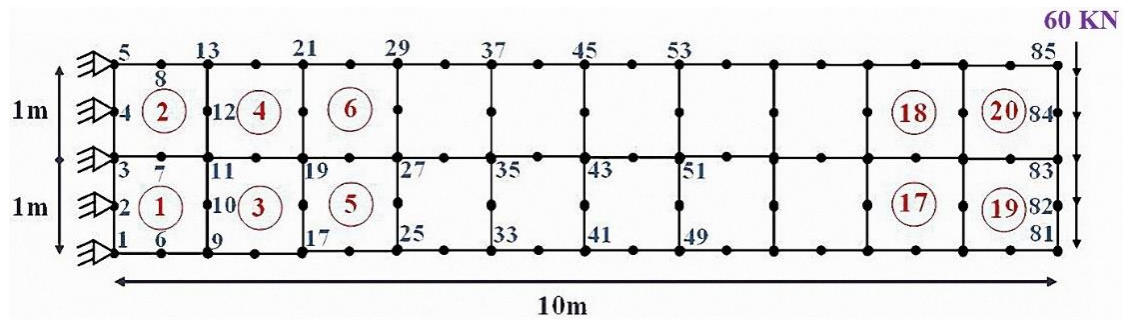
نوشته شده، نه تنها، می توان یکپارچگی پوش سنگ مخازن ذخیره سازی گاز را بدون استفاده از نرم افزارهای تجاری تحلیل نمود، بلکه این قابلیت به کاربر داده می شود که تأثیر فشار سیال در ترک را نیز آنالیز نماید. قابلیت مهم، که می تواند متدولوژی تحلیل رفتار سازه را قبل و بعد از ترک، بهبود بخشد.

جابه‌جایی در شکل (۶)، نشان داده شده است. به طوری که با شروع تحلیل و در گام‌های محاسباتی مختلف، جابه‌جایی نقاط، بر اساس ضرایب نشان داده شده در شکل (۶)، تعریف می‌شود. همچنین، مشخصات مکانیکی مصالح که از پژوهش پیشین (لطفی و اسپندار، ۲۰۰۴) استخراج گردیده، به همراه دیگر اطلاعات مورد نیاز در جدول (۱) آمده است.

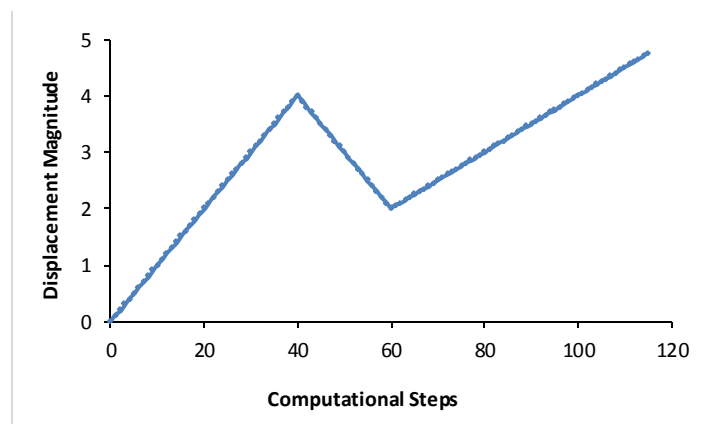
لازم به ذکر این که از تأثیر دمای مخزن صرف نظر شده و صرفاً تأثیر فشار سیال در ترک به همراه تنش مؤثر در محاسبات لحاظ گردیده است. جهت آشنایی بیشتر با چگونگی مدل سازی مخزن و فرضیات به کار گرفته شده در آن، مطالعه مقاله مسعودیان و همکاران (۲۰۱۶) پیشنهاد می‌شود.

در شکل (۵)، تیر یک سر گیر داری با ضخامت واحد و ابعاد ۲ در ۱۰ متر نشان داده شده است که نیرویی به میزان ۶۰ کیلونیوتن در انتهای آن وارد می‌شود.

از آن جایی که مسئله بر اساس کنترل جابه‌جایی حل می‌شود، جابه‌جایی گره‌های مختلف، متناظر با بار وارده به عنوان ورودی تعریف می‌گردد. با توجه به این که هدف، مشاهده تأثیر فشار سیال بر رفتار ترک گسترده می‌باشد، در اینجا فرض بر این است که فشار سیال به میزان یکسان بر ضلع بالایی و پایینی تیر عمل می‌کند. از این رو به محض ترک خوردگی، سیال وارد ترک شده و محاسبات بر اساس میزان فشار سیال انجام می‌شود. تاریخچه اعمال بار از جنس



شکل ۵. هندسه مسئله به همراه مش بندی و چگونگی آرایش المان‌ها و گره‌ها



شکل ۶. تاریخچه اعمال بار از جنس جابه‌جایی

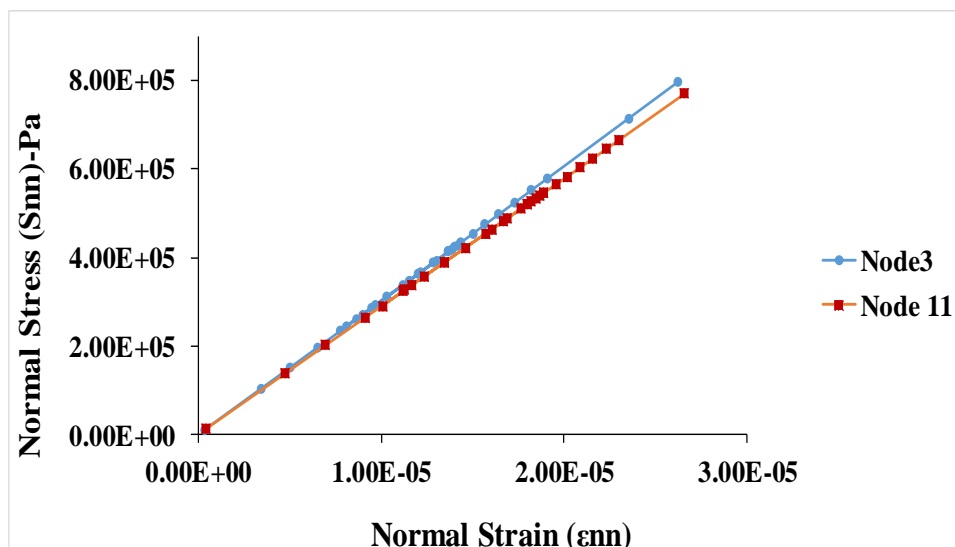
۵.۱ نتایج تحلیل

جهت مطالعه عددی رفتار سازه، قبل و بعد از ترک خوردگی، مقادیر تنش و کرنش در چهار نقطه گوسی نزدیک به گره‌های شماره ۳، ۱۱، ۵ و ۱۳، محاسبه شده است. این گره‌ها متعلق به المان شماره ۲ بوده که حداکثر میزان تنش و ممان را تجربه می‌کنند. سپس در شکل‌های (۷) تا (۹)، منحنی تنش - کرنش نقاط گوسی نزدیک به این گره‌ها ترسیم شده است. همان‌طور که در شکل (۷) مشاهده می‌شود، نقاط گوسی نزدیک به گره‌های ۳ و ۱۱، رفتار الاستیک از خود نشان داده و وارد شاخه نرم شوندگی نشده‌اند و این بدان معناست که نقاط مذکور، ترک خوردگی را تجربه نکرده‌اند. اما در نقاط گوسی نزدیک به گره‌های ۵ و ۱۳، رفتار به گونه‌ای دیگر است. به طوری که با رسیدن میزان تنش به مقاومت کششی، ترک ایجاد می‌شود (شکل‌های ۸ و ۹). انطباق کامل منحنی تنش - کرنش با مدل نرم شوندگی مفروض، دلیلی بر صحت عملکرد کد نوشته شده می‌باشد. به طوری که رفتار سازه در نقطه گوسی نزدیک به گره شماره ۵، تا رسیدن تنش به مقدار مقاومت کششی مصالح (که این جا ۳ مگاپاسکال می‌باشد)، الاستیک بوده و با ترک خوردگی، منحنی رفتار سازه وارد شاخه نرم شوندگی می‌گردد تا این که کرنش، به مقدار حداکثر خود (یعنی ϵ_{u}) برسد. شکل (۱۰)، تاریخچه جابه‌جایی افقی در گره شماره ۸۳، را نشان می‌دهد، به طوری که تغییر در شیب نمودار، بیان‌کننده تغییر در رفتار مصالح می‌باشد.

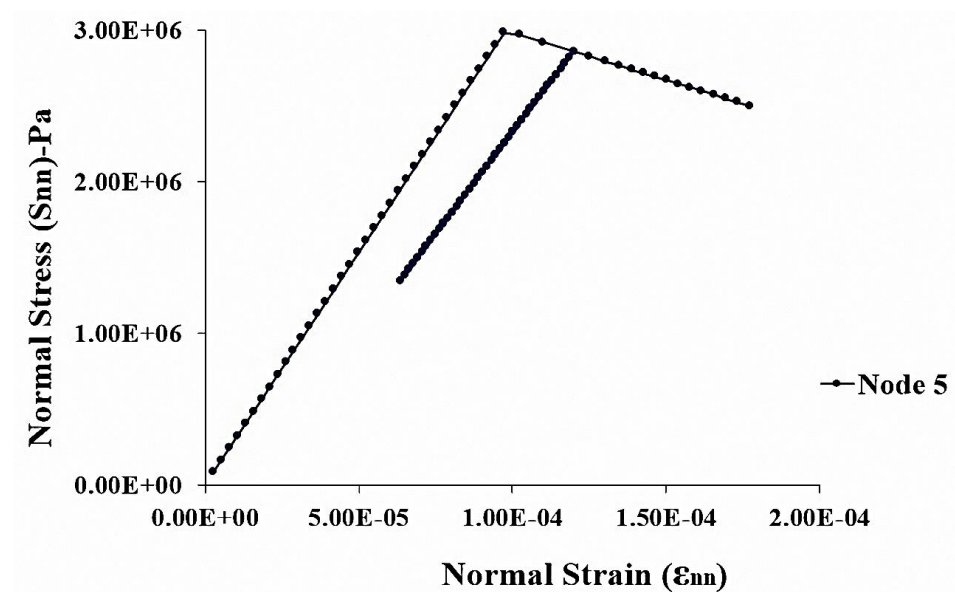
جدول ۱. اطلاعات کلی مربوط به ورودی کد

مقدار	نوع ورودی
۸۵	تعداد گره‌های المان
۲۰	تعداد المان‌های مسئله
۹	تعداد نقاط گوس
۰/۰۱	ورودی‌های ماتریس میرایی
۱	مقدار هر گام محاسباتی
۱۱۵	تعداد کل گام‌های محاسباتی
۰	آیا بار زلزله وجود دارد: (۱) آری، (۰) خیر
۳	مقاومت کششی مصالح (مگا پاسکال)
۳۰	مدول الاستیسیته (گیگاپاسکال)
۰/۱۸	نسبت پواسون
۲۵۰۰	دانسیته (کیلوگرم بر متر مکعب)
۱	ضخامت المان (متر)
۴۰۰	انرژی شکست (نیوتن بر متر)
در سه حالت	در نظر گرفتن فشار سیال: مقادیر مثبت، فشاری و مقادیر منفی، کششی
۰	نوع راه حل نیوتن رافسون: (۰) سختی اولیه، (۱) نیوتن رافسون اصلاح شده، (۲) نیوتن رافسون کامل
۲	تعداد گره جهت گزارش تاریخچه جابه‌جایی
۸۳ و ۸۵	شماره گره‌ها جهت گزارش تاریخچه جابه‌جایی
۳	تعداد المان برای گزارش تاریخچه تنش
۲ و ۴ و ۶	شماره المان برای گزارش تاریخچه تنش

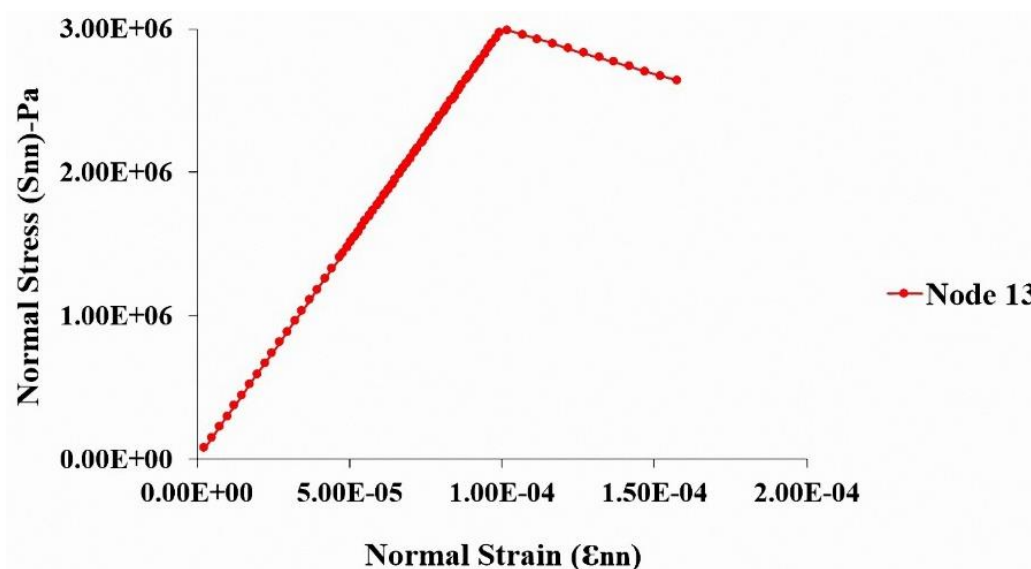
مطالعه عددی تأثیر فشار سیال بر رفتار ترک گسترده در پوش سنگ مخازن ذخیره‌سازی گاز



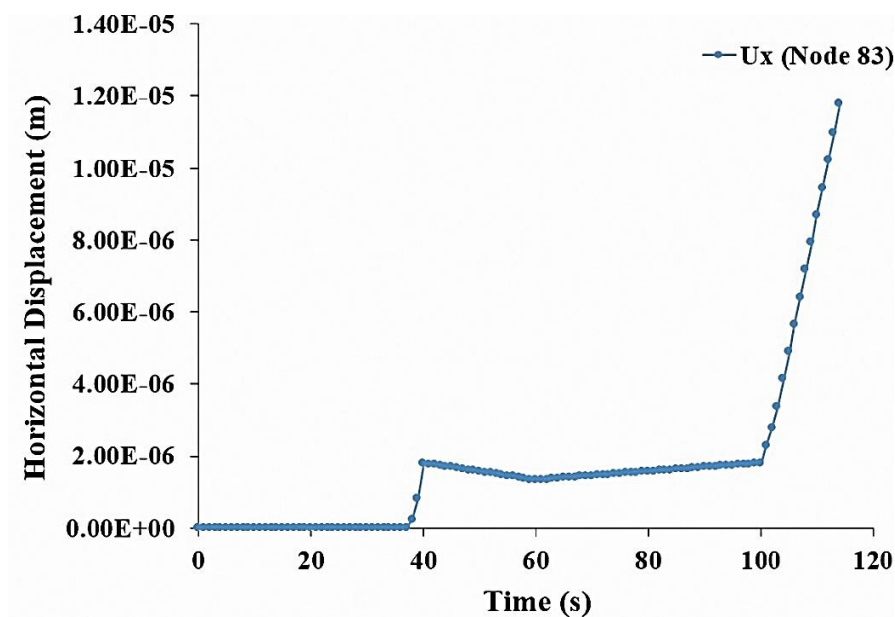
شکل ۷. منحنی تنش- کرنش مربوط به نقاط گوسی نزدیک به گره شماره ۳ و ۱۱



شکل ۸. منحنی تنش- کرنش مربوط به نقطه گوسی نزدیک به گره شماره ۵



شکل ۹. منحنی تنش- کرنش مربوط به نقطه گوسی نزدیک به گره شماره ۱۳



شکل ۱۰. تاریخچه جابه‌جایی افقی در گره شماره ۸۳

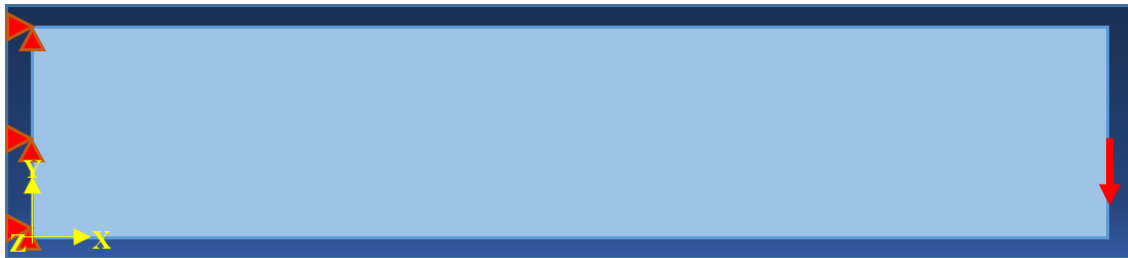
محیط آباکوس و بر اساس ماژول ترک گسترده مدل‌سازی گردید. مقادیر مربوط به مشخصات مصالح، شرایط مرزی و مش بندی مدل در جدول (۲)، شکل‌های (۱۱) و (۱۲) آمده است.

۵.۲ اعتبارسنجی کد ترک گسترده

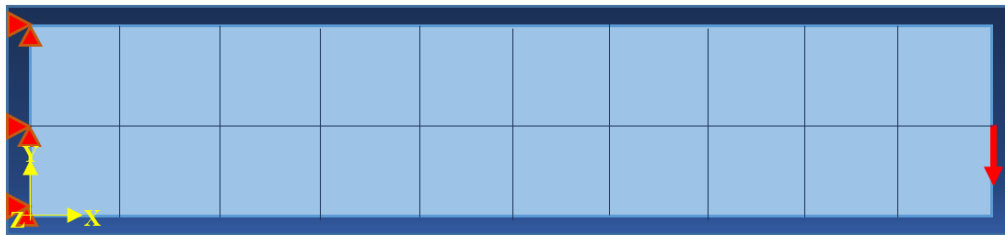
جهت اعتبارسنجی کد نوشته شده در محیط برنامه‌نویسی فرترن، مسئله مربوط به تیر یک سر گیر دار بیست‌الملی، در

جدول ۲. مشخصات مصالح

Parameters	Value	Units
Number of nodes	85	-
Number of elements	20	-
Tensile strength of material	3	MPa
Elasticity Modulus	30	GPa
Poison's ratio	0.18	-
Density	2500	kg/m ³
Thickness	1	m
Fracture Energy	400	N/m
Compressive strength	42.8	MPa
Strain in peak strength	0.0014	-
Yield stress	40	MPa
Failure ratios (r_{bc}^{σ} ; r_t^{σ} ; r_{bc}^{ϵ})	1.16; 0.07; 1.29	-



شکل ۱۱. شرایط مرزی مدل تیر یک سر گیر دار



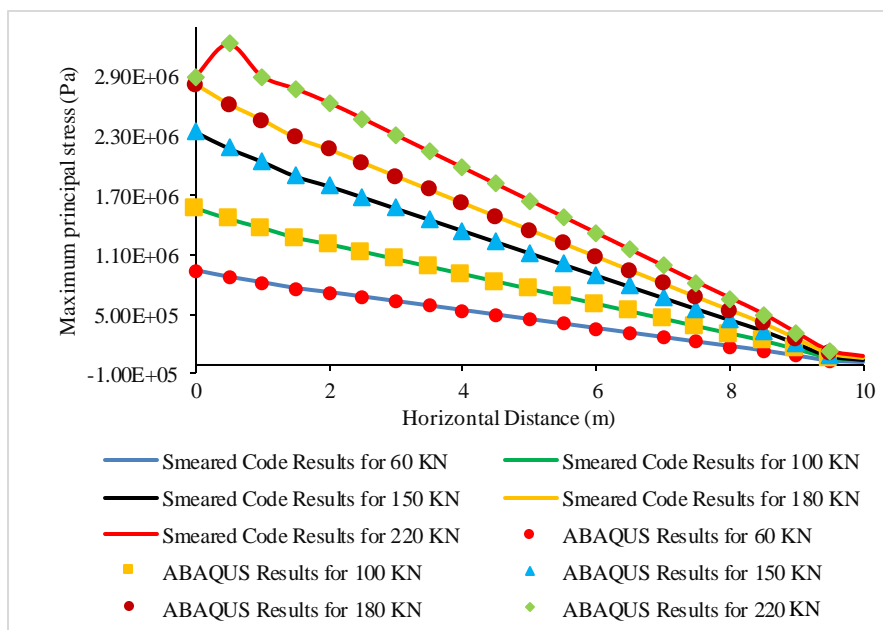
شکل ۱۲. مش بندی مدل تیر یک سر گیر دار در محیط آبکوس

می‌آیند (شکل ۱۴) و این نتیجه تطابق کامل با ترک‌های ایجاد شده در خروجی کد نوشته شده دارد. در ادامه، میزان جابه‌جایی گره‌های مستقر در سطح فوقانی تیر، برای نیروهای ۶۰ تا ۲۲۰ کیلونیوتن (مشابه حالت قبل)، در دو مدل مذکور مورد مقایسه قرار گرفته است. همان‌گونه که از شکل (۱۵) برمی‌آید، مقدار و روند تغییرات جابه‌جایی در دو مدل با یکدیگر مشابه می‌باشد. از طرفی بر اساس شکل (۱۶) با فرض نیروی ۲۲۰ کیلونیوتن، میزان تغییر شکل حداکثر در گره شماره ۲۲، برابر با ۳/۶ میلی‌متر بوده که با نتایج کد نوشته شده، برابری می‌کند. همان‌گونه که قبلاً نیز اشاره شد، رفتار سازه تا قبل از رسیدن به شکست، الاستیک بوده که این مهم

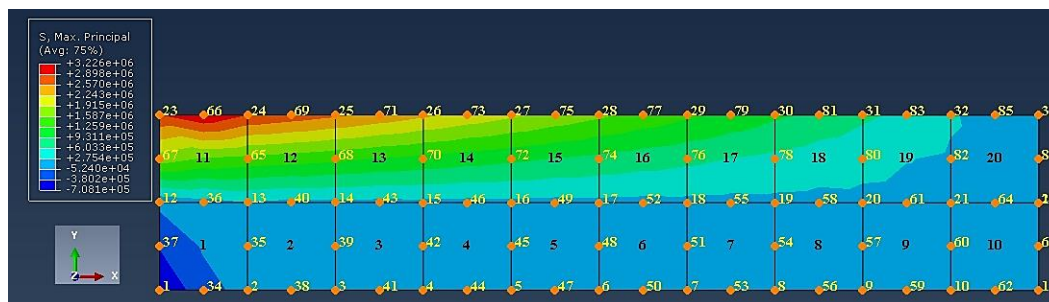
پس از ایجاد مدل و وارد کردن مشخصات، مدل مذکور با مقادیر نیروی ۶۰، ۱۰۰، ۱۵۰، ۱۸۰ و ۲۲۰ کیلونیوتن اجرا می‌گردد. نتایج مربوط به تغییرات تنش حداکثر در سطح فوقانی تیر به شرح شکل (۱۳) آمده و این مقادیر با نتایج کد نوشته شده مورد مقایسه قرار گرفته است. تشابه نتایج می‌تواند دلیلی بر صحت عملکرد کد باشد. علاوه بر این، بر اساس نتایج حاصله تا قبل از رسیدن مقدار نیرو به ۲۲۰ کیلونیوتن رفتار سازه، الاستیک بوده و ترکی در تیر ایجاد نمی‌شود. اما با فراتر رفتن نیرو از ۲۲۰ کیلونیوتن، نیمه بالایی تیر تحت کشش و نیمه پایینی تیر تحت فشار قرار گرفته و ترک‌ها در نقاط گوسی نزدیک به گره‌های ۲۳، ۶۶ و ۲۴ المان شماره ۱۱ به وجود

و نقاط گوسی نزدیک به گره‌های شماره ۱۳ و ۲۱، تحت تنش بیشتر و نقاط گوسی نزدیک به گره‌های شماره ۱۱ و ۱۹، تحت تنش کمتر قرار دارند.

در شکل ۱۷، مورد مطالعه قرار گرفته است. در اینجا رفتار نقاط گوسی نزدیک به گره‌های المان شماره ۴ از شکل (۵)، با فرض بار ۲۲۰ کیلونیوتن، بررسی شده است. از آن جایی که هنوز این المان به شکست نرسیده، رفتار سازه الاستیک بوده

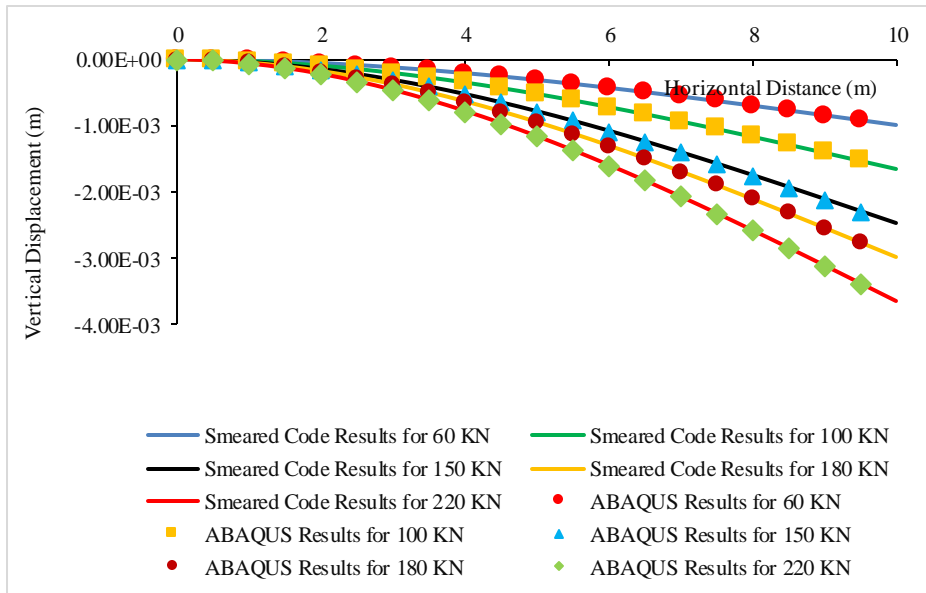


شکل ۱۳. مقایسه منحنی تغییرات تنش‌های اصلی حداکثر مدل آباکوس و مدل مربوط به کد نوشته شده در سطح بالایی تیر

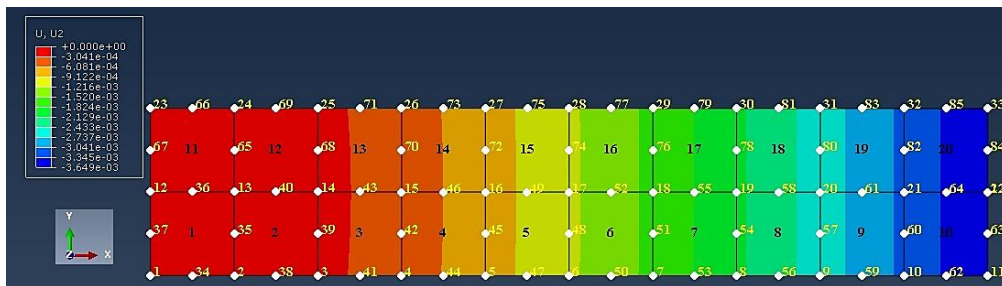


شکل ۱۴. چگونگی توزیع تنش اصلی حداکثر در تیر با بارگذاری ۲۲۰ کیلونیوتن به گره ۲۲

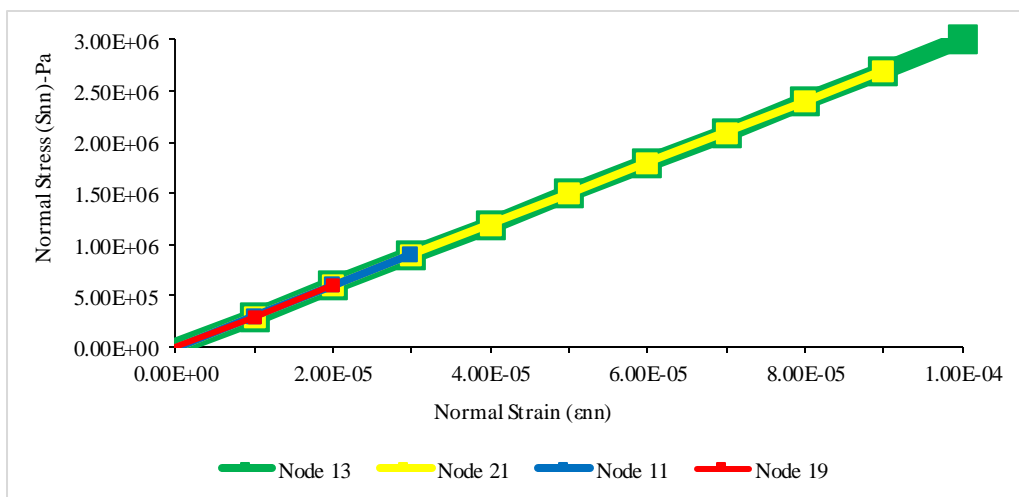
مطالعه عددی تأثیر فشار سیال بر رفتار ترک گسترده در پوش سنگ مخازن ذخیره سازی گاز



شکل ۱۵. مقایسه جابه‌جایی عمودی پوش سنگ مدل آباکوس و مدل مربوط به کد نوشته شده



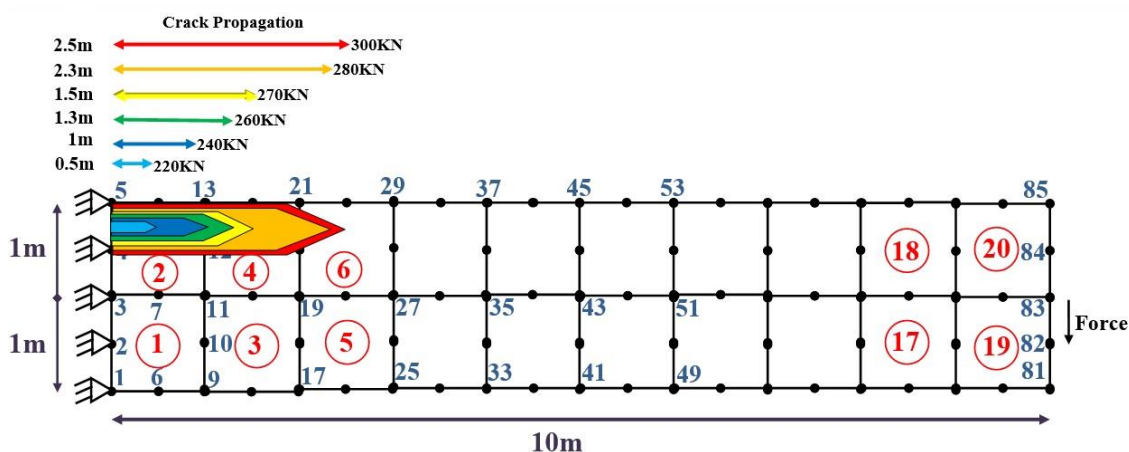
شکل ۱۶. تغییرات جابه‌جایی عمودی در تیر با بارگذاری ۲۲۰ کیلونیوتن به گره ۲۲



شکل ۱۷. منحنی تنش- کرنش مربوط به رفتار الاستیک نقاط گوسی المان شماره ۴

(۱۸)، نشان داده شده است. همان‌گونه که مشاهده می‌شود، با افزایش میزان بار، ناحیه ترک خورده، گسترده‌تر شده به نحوی که برای بار ۲۴۰ کیلونیوتن، ترک‌ها در فاصله ۱ متری و برای بار ۳۰۰ کیلونیوتنی ترک‌ها در فاصله ۲/۵ متری از تکیه‌گاه ایجاد می‌شود. در این حالت نیز، نتایج آباکوس و خروجی کد نوشته شده تطابق خوبی را نشان می‌دهند.

همان‌گونه که قبلاً اشاره شد، آستانه ترک‌خوردگی در نیروی ۲۲۰ کیلونیوتن رخ می‌دهد به طوری که ترک‌ها در فاصله ۰/۵ متری از تکیه‌گاه و در المان شماره ۲ ایجاد می‌شوند (شکل ۱۸). جهت مطالعه توسعه ترک‌خوردگی در بارهای بیشتر، مسئله تیر برای بارهای ۲۴۰، ۲۷۰، ۲۸۰ و ۳۰۰ کیلونیوتن مورد بررسی قرار گرفت که نتایج حاصله در شکل



شکل ۱۸. توسعه ناحیه ترک خورده با افزایش مقدار نیروی اعمالی در گره شماره ۸۳

مقدار باربرداری در کرنش‌های بزرگ‌تری حادث شده، که این مهم نیز به دلیل افزایش بازشدگی دهانه ترک می‌باشد. در شکل (۲۰) نیز روندی مشابه وجود دارد، به طوری که با افزایش فشار سیال، میزان بازشدگی ترک در نقطه گوسی نزدیک به گره شماره ۱۳، افزایش می‌یابد.

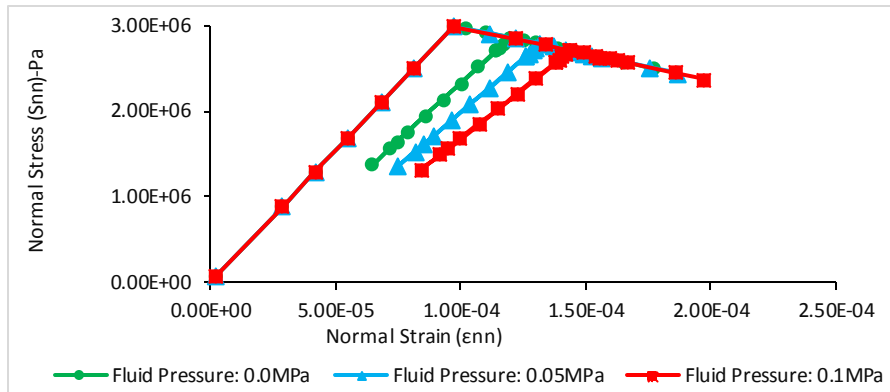
از طرفی با توجه به اطلاعات ورودی و نوع درخواست کاربر، می‌توان خروجی‌هایی از جنس جابه‌جایی را نیز گزارش نمود. به عنوان نمونه در شکل (۲۱)، تاریخچه جابه‌جایی افقی گره شماره ۸۳ نشان داده شده است. همان‌گونه که در شکل (۲۱) مشاهده می‌شود، بر اساس بارگذاری و باربرداری‌های حادث شده، نوساناتی در مقادیر جابه‌جایی گره شماره ۸۳ رخ می‌دهد. به طوری که تغییر شیب نمودار، حکایت از تغییر رفتار سازه در این گره دارد. به عبارت دیگر، هر چه سازه، به واسطه از دست دادن سختی، نرم‌تر شود، جابه‌جایی با شیب تندتری صعود می‌کند و این موضوع با ماهیت رفتاری مصالح مطابقت دارد. از طرفی با افزایش میزان فشار سیال، گره مذکور جابه‌جایی بیشتری را تجربه می‌کند.

۵.۳ بررسی تأثیر فشار سیال بر رفتار ترک گسترده

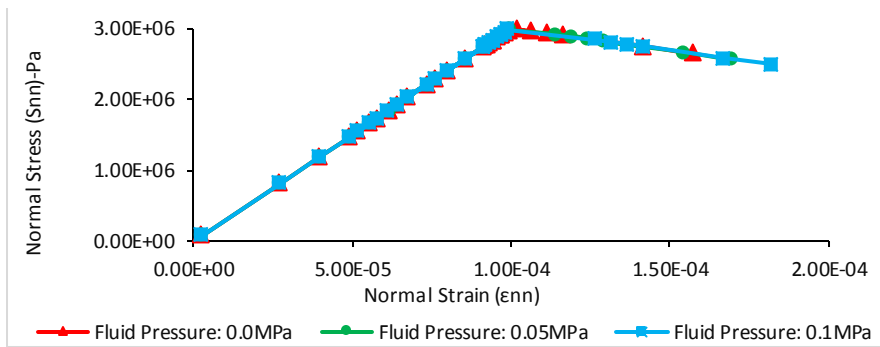
از آنجایی که بررسی رفتار توده سنگ تحت فشار سیال با تکیه بر مدل ترک گسترده و کد نویسی این مهم، در ادامه مطالعات محققین پیشین (اسپنادر و لطفی، ۲۰۰۳) می‌باشد، در اینجا، مسئله تیر برای سه حالت بدون فشار سیال، فشار سیال ۰/۰۵ مگاپاسکال و فشار سیال ۰/۱ مگاپاسکال، مورد مطالعه و مقایسه قرار گرفته است.

بر طبق شکل (۱۹)، با افزایش فشار سیال از صفر به ۰/۰۵ و ۰/۱ مگاپاسکال، مقدار کرنش ترک به ترتیب از مقدار 9×10^{-5} و $1/12 \times 10^{-4}$ و $1/22 \times 10^{-4}$ افزایش می‌یابد و این بدان معنی است که با افزایش فشار سیال داخل ترک، میزان بازشدگی ترک (که همان افزایش کرنش سازه پس از ایجاد ترک می‌باشد)، از ۱۵ تا ۲۵ درصد، در مقایسه با حالت بدون اعمال فشار سیال در ترک، افزایش می‌یابد، که این نتیجه با واقعیت موجود، منطبق است. از طرفی براساس نتایج حاصله، در گام‌های محاسباتی یکسان، با افزایش فشار سیال،

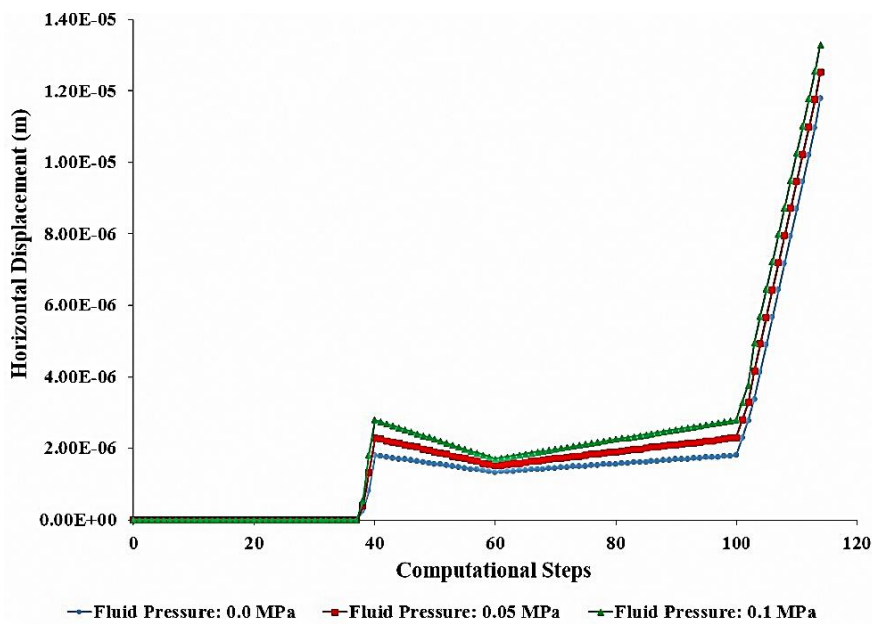
مطالعه عددی تأثیر فشار سیال بر رفتار ترک گسترده در پوش سنگ مخازن ذخیره‌سازی گاز



شکل ۱۹. منحنی تنش- کرنش مربوط به نقطه گوسی نزدیک به گره شماره ۵



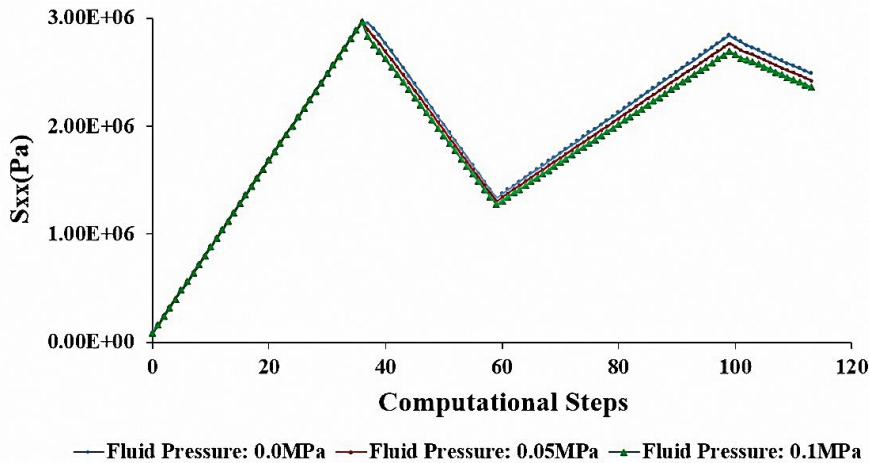
شکل ۲۰. منحنی تنش- کرنش مربوط به نقطه گوسی نزدیک به گره شماره ۱۳



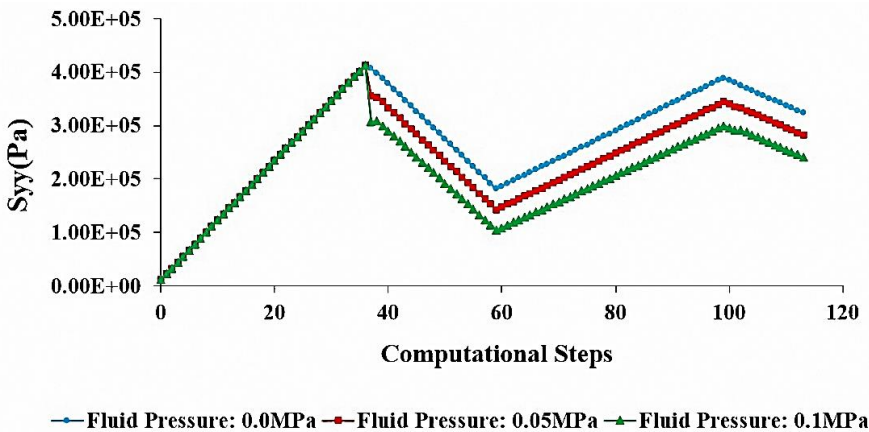
شکل ۲۱. تاریخچه جابه‌جایی افقی در گره شماره ۸۳

شکل‌های (۲۲) و (۲۳) ترسیم شده است. نتایج حاصله، از یک طرف نشان می‌دهند که در کدام گام محاسباتی، نقاط مورد نظر درگیر بارگذاری، باربرداری، کشش یا فشار می‌باشند و از طرفی دیگر گویای این واقعیت هستند که با افزایش فشار سیال داخل ترک، میزان تنش مؤثر کاهش می‌یابد.

از دیگر خروجی‌هایی که می‌شود بر اساس کد گزارش نمود، تاریخچه مقادیر تنش‌های نرمال و برشی در نقاط گوسی نزدیک به گره‌هاست. به عنوان مثال تاریخچه مقادیر تنش S_{xx} و S_{yy} در نقطه گوسی نزدیک به گره شماره ۵، در



شکل ۲۲. تاریخچه مقادیر تنش S_{xx} در نقطه گوسی نزدیک به گره ۵



شکل ۲۳. تاریخچه مقادیر تنش S_{yy} در نقطه گوسی نزدیک به گره ۵

مصرف روبرو می‌باشد. از جمله مسائل چالشی در حوزه مهندسی نفت، اطمینان از یکپارچگی پوش سنگ است. به طوری که با استحصال یا ذخیره‌سازی مواد هیدروکربوری، فشار حفره‌ای داخل مخزن تغییر کرده و ضمن باز توزیع تنش‌ها، باعث ایجاد زون‌های آسیب دیده در پوش سنگ و نشت از آن می‌گردد. بنابراین، هدف اصلی در این مقاله، توسعه

۶. نتیجه‌گیری

انگیزه اصلی از انجام این پژوهش در راستای نیاز کشور به ذخیره‌سازی گاز در سازندهای زیرزمینی می‌باشد. با وجود این که ایران به عنوان دارنده دومین منابع گازی دنیا مطرح است، اما غالباً با مشکلاتی در زمینه عرضه گاز در زمان‌های اوج

در مقایسه با حالت بدون اعمال فشار سیال در ترک، افزایش می‌یابد؛ که این نتیجه با واقعیت موجود منطبق است. از طرفی براساس نتایج حاصله، در گام‌های محاسباتی یکسان، با افزایش فشار سیال، مقدار باربرداری در کرنش‌های بزرگ‌تری حادث شده؛ که این مهم نیز به دلیل افزایش بازشدگی دهانه ترک می‌باشد. نتایج مربوط به تاریخچه مقادیر تنش در نقطه گوسی از یک طرف نشان می‌دهند که در کدام گام محاسباتی، نقاط مورد نظر در گیر بارگذاری، باربرداری، کشش یا فشار می‌باشند و از طرفی دیگر گویای این واقعیت هستند که با افزایش فشار سیال داخل ترک، میزان تنش مؤثر کاهش می‌یابد.

در پایان این که، نتایج این مطالعه علاوه بر این که می‌تواند برای بسیاری از پروژه‌های تزریق گاز به سازندهای زیرزمینی چون ذخیره‌سازی دی‌اکسید کربن و عملیات ازدیاد برداشت مخازن نفت و گاز، سودمند باشد، می‌تواند تأثیر قابل توجهی در بهبود متدولوژی موجود، جهت ارزیابی یکپارچگی پوش سنگ فعالیت‌های ذخیره‌سازی زیرزمینی داشته باشد.

مدلی از پوش سنگ بود تا از یک طرف بتواند المان‌های آسیب دیده به واسطه ایجاد ترک را شناسایی نموده و از طرف دیگر تأثیر فشار سیال داخل ترک بر توسعه ترک خوردگی را لحاظ نماید. بدین منظور از رویکرد ترک گسترده استفاده شده است. اگر چه رویکرد ترک منفصل، هم‌خوانی زیادی با پدیده توسعه شکست داشته ولی به واسطه تحمیل هزینه‌های محاسباتی فراوان، انطباق چندانی با طبیعت روش‌های عددی ندارد. در مقابل، ترک گسترده، رویکردی پیوسته در مکانیک خرابی بوده به طوری که ترک‌ها را بر اساس اصلاح کردن سختی و مقاومت ماده، مدل می‌نماید و به طور قابل ملاحظه‌ای هزینه‌های محاسباتی را کاهش می‌دهد.

تأثیر نفوذ سیال بر چگونگی رشد و توسعه ترک نیز همواره به عنوان چالشی جدی در مطالعه ترک مطرح بوده است. زیرا، مدل‌سازی چنین فرایندی مستلزم انجام برنامه‌نویسی حرفه‌ای و پیچیده برای ترک گسترده و یا جایگزین کردن ترک منفصل در نرم‌افزارهای تجاری می‌باشد که این مهم نیز بر اساس تحلیل غیر خطی دینامیکی و کدنویسی در محیط برنامه‌نویسی فرترن انجام شده است. بر اساس نتایج حاصله با ورود سیال به داخل ترک، میزان بازشدگی ترک به طور قابل توجهی افزایش یافت. از این رو، در این مقاله، تأثیر فشار سیال در رشد ترک گسترده بر اساس تحلیل غیرخطی دینامیکی و کدنویسی در محیط برنامه‌نویسی فرترن مورد مطالعه قرار گرفته و بر اساس حل مسئله تیر یک سر گیر دار نرم‌افزار تجاری آباکوس اعتبارسنجی گردیده است.

نتایج نشان می‌دهد که نه تنها جواب‌های حل مسئله از هر دو روش تطابق خوبی داشته؛ بلکه با ورود سیال به داخل ترک، بازشدگی ترک نیز به طور قابل ملاحظه‌ای افزایش می‌یابد. به طوری که با افزایش میزان بار، ناحیه ترک خورده، گسترده تر شده به نحوی که برای بار 240 کیلو نیوتن، ترک‌ها در فاصله 1 متری و برای بار 300 کیلو نیوتن ترک‌ها در فاصله $2/5$ متری از تکیه‌گاه ایجاد می‌شود. همچنین با افزایش فشار سیال از صفر به $0/05$ و $0/1$ مگاپاسکال، مقدار کرنش ترک به ترتیب از مقدار $9/72 \times 10^{-5}$ به $1/12 \times 10^{-4}$ و $1/22 \times 10^{-4}$ افزایش می‌یابد و این بدان معنی است که با افزایش فشار سیال داخل ترک، میزان بازشدگی ترک (که همان افزایش کرنش سازه پس از ایجاد ترک می‌باشد)، از 15 تا 25 درصد،

۷. مراجع

- Abdollahipour, A.; Fatehi Marji, M.; Yarahmadi Bafghi, A.; Gholamnejad, J., (2016). "DEM simulation of confining pressure effects on crack opening displacement in hydraulic fracturing". *International Journal of Mining Science and Technology*, 26, pp.557-561.
- Barzegar, F., Maddipudi, S., (1997). "Three-dimensional modeling of concrete structures". *J Struct Eng ASCE*, 123(10): pp.1339-56.
- Bazant, Z.P., Cedolin, L., (1979). "Blunt crack band propagation in finite element analysis", *J. of Eng. Mech. ASCE*, 105, pp.297-315.
- Bazant, Z.P., Oh, B.H., (1983). "Crack band theory for fracture of concrete", *Mater. Struct.* 16, 155-177.
- Bunger, A., Detournay, E., Jeffrey, R., (2005). "Crack tip behaviour in near-surface fluid-driven fracture experiments". *Comptes Rendus Mécanique*, 333, pp.299-304.
- Cedolin, L., Crutzen, R., Dei, S., (1977). "PoliTriaxial stress strain relationship for concrete". *J. Engng Mech. Div. ASCE*, 103 (EM3), pp.423-439.
- Cervera, M., (1986). "Nonlinear analysis of reinforced concrete structures using three dimensional and shell finite element models". PhD dissertation. Department of Civil Engineering.
- Dempsey, D., Kelkar, S., Pawar, R., Keating, E., Coblenz, D., (2014). "Modelling caprock bending stresses and their potential for induced seismicity during CO₂ injection". *International Journal of Greenhouse Gas Control*, 22, pp.223-236.
- Detournay, E., (2004). "Propagation regimes of fluid-driven fractures in impermeable rocks". *International Journal of Geomechanics*, pp.4, 35-45.
- Dontsov, E., (2016). "Propagation regimes of buoyancy-driven hydraulic fractures with solidification". *Journal of Fluid Mechanics*, pp.797, 1-28.
- Espandar, R., (2001). "A study on nonlinear dynamic response of concrete arch dams". PhD dissertation. Department of Civil Engineering, Amirkabir University of Technology, Tehran, Iran.
- Espandar, R., Lotfi, V., (2003). "Comparison of non-orthogonal smeared crack and plasticity models for dynamic analysis of concrete arch dams". *Computers and Structures Journal* (81), pp.1461-1474.
- Harvey, O.R., Qafoku, N. P., Cantrell, K.J., Lee, G., Amonette, J.E., Brown, C.F., (2013). "Geochemical implications of gas leakage associated with geologic CO₂ storage—a qualitative review". *Environmental Science & Technology*, 47, pp.23-36.
- Hillerborg, A. Modeer, M. and Peterson, P.E., (1976). "Analysis of crack formation and crack growth in concrete by means of fracture mechanics and finite elements". *Cement Concrete Res*, 6, pp.773-782.
- Hillerborg, A., (1985). "The theoretical basis of method to determine the fracture energy of concrete, Mater". *Struct*, 18, pp.291-296.
- Hillerborg, A., Modeer, M., Petersson, P. E. ., (1976). "Analysis of Crack Formation and Crack Growth in

- Concrete by Means of Fracture Mechanics and Finite Elements". Cement and Concrete Research, vol. 6, pp. 773–782,
- Karimnezhad, M., Jalalifar, H., Kamari, M., (2014). "Investigation of caprock integrity for CO2 sequestration in an oil reservoir using a numerical method". Journal of Natural Gas Science and Engineering, 21, pp.1127-1137.
- Liu, F., Lu, P., Griffith, C., Hedges, S.W., Soong, Y., Hellevang, H., Zhu, C., (2012). "CO2–brine–caprock interaction: Reactivity experiments on Eau Claire shale and a review of relevant literature". International Journal of Greenhouse Gas Control, 7, pp.153-167.
- Lotfi, V., Espandar, R., (2004). Seismic analysis of concrete arch dams by combined discrete crack and non-orthogonal smeared crack technique. Engineering Structures (26), pp. 27–37.
- Maddipudi, S., (1992). "Three-Dimensional Nonlinear Analysis of Components of Reinforced Concrete Framed Structures". LSU Historical Dissertations and Theses, 5453.
- Masoudian, M.S., Airey, D.W., El-Zein, A., (2016). "Modelling stress and strain in coal seams during CO2 injection incorporating the rock–fluid interactions". Computers and Geotechnics, 76, pp. 51–60.
- Meyer, C., Okamura, H., (1986). "Finite element analysis of reinforced concrete structures", American Society of Civil Engineers (ASCE), New York, USA.
- Mohammadnejad, T.; Andrade, J., (2016). "Numerical modeling of hydraulic fracture propagation, closure and reopening using XFEM with application to in-situ stress estimation. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics", 40, pp.2033-2060.
- Orlic, B., Wassing, B.B.T., (2013). "A study of stress change and fault slip in producing gas reservoirs overlain by elastic and viscoelastic caprocks. Rock Mechanics and Rock Engineering", 46, pp.421–435.
- Peterson, P.E., (1981). "Crack growth and development of fracture zone in like concrete and similar material", Report no. TVBM-1006, Division of building materials, Lund Institute Technology, Lund, Sweden.
- Rahmati, E., Fattahpour, V., Nouri, A., Trivedi, J., (2015). "A numerical assessment of the maximum operating pressure for anisotropic caprock in SAGD projects". SPE heavy oil conference, Calgary.
- Rahmati, E., Nouri, A., (2014). "Caprock integrity analysis during a SAGD operation using an anisotropic elasto-plastic model". SPE heavy oil conference, Calgary.
- Rashid, Y.R., (1968). "Ultimate strength analysis of prestressed concrete pressure vessels". Nuclear Engineering and Design, 7, pp.334-355.
- Rutqvist, J., Birkholzer, J.T., Tsang, C. F., (2008). "Coupled reservoir–geomechanical analysis of the potential for tensile and shear failure associated with CO2 injection in multilayered reservoir–caprock systems". International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 45, pp.132-143.
- Reinhardt, H. W., Cornelissen, A. W., Hordijk, D.A., (1986). "Tensile Tests and Failure Analysis of Concrete". Journal of Structural Engineering Vol. 112(11), pp.2462-2477.
- Rots JG., (1988). "Computational modelling of concrete fracture". Doctorate dissertation, TH Delft, The

Netherlands.

- Rots, J.G., Blaauwendraad, J., (1989). "Crack models for concrete, discrete or smeared? Fixed, multi-directional or rotating". Heron, pp.34, 3-59.
- Rots, J.G., Nauta, P., Kuster, G.M.A., Blaauwendraad, J., (1985). "Smeared Crack Approach and Fracture Localization in Concrete". HERON, 30 (1).
- Shukla, R., Ranjith, P., Haque, A., Choi, X., (2010). "A review of studies on CO2 sequestration and caprock integrity". Fuel, 89, pp.2651-2664.
- Song, J., Zhang, D., (2013). "Comprehensive review of caprock-sealing mechanisms for geologic carbon sequestration". Environmental Science & Technology, 47, pp.9-22.
- Szabó, Zs., Hellevang, H., Király, Cs., Sendula, E., Kónya, P., Falus, Gy., Török, Sz., (2016). "Experimental-modelling geochemical study of potential CCS caprocks in brine and CO2-saturated brine". International Journal of Greenhouse Gas Control, 44, pp.262-275.
- Terzaghi, K., Peck, R.B., Mesri, G., (1996). "Soil mechanics in engineering practice (3rd Ed.)". New York: Wiley, pp.246-249.
- Terzaghi, K.v., Rendulic, L., (1934). "Die Wirksame Flächenporositat des Betons. Zietschrift Ostern, Ingenieur und Architeckten Vereines", 86(2), pp.1-9.
- Walraven, J.C., (1980). "Aggregate interlock: A theoretical and experimental analysis. doctoral thesis", Civil Engineering department, Delft University Press,
- Zienkiewicz, O.C., Taylor, R.L., (2005). "The finite element method for solid and structural mechanics", Butterworth-heinemann.



A Numerical Study of the Effect of Fluid Pressure on Smeared Cracking Behavior in the Caprock of Underground Gas Storage Reservoirs

M.Rajabi¹; H. Salari-rad²; M. Masoudian³

1- Assistant Professor; Faculty of Mining Engineering, Birjand University of Technology

2- Assistant Professor; Faculty of Mining and Metallurgical Engineering, Amirkabir University of Technology

3- Researcher; University of Queensland, Australia

Received: 07 Dec 2018; Accepted: 20 Jan 2019

DOI: 10.22107/JPG.2019.173228.1087

Keywords

Numerical Modeling
Caprock Integrity
Smeared Crack
Flow of Fluid into the Crack

Summary

The injection or extraction of gas can change the pore pressure within the reservoir, which in turn results in redistribution of the stress field. Consequently, the induced deformations within the reservoir and the sealing caprock can potentially prompt a damage zone in the caprock. These events may cause considerably leakage of the fluid into the surrounding geological formations, shallow aquifers or ground surface. Therefore, when evaluating the suitability of a reservoir for gas storage, it is important to assess the mechanisms of failure that may take place in the caprock. The main objective of this paper is to develop a model to estimate the growth and extension of cracks in the caprock.

Introduction

There are a great number of studies investigating the caprock integrity from different perspectives such as rock-fluid interactions, geomechanical failure, induced seismicity fault slip and elasto-plastic model. Summary of the research activities in the area of caprock integrity has been provided in a number of review papers. Among all parameters influencing the hydro-mechanical integrity of caprocks, a number of studies have highlighted the importance of crack growth and extension on sealing performance of the caprock. Despite a long history of studies on crack initiation and propagation in rock mechanics, especially in the area of hydraulic fracturing, it remains a challenging topic where there is no consensus on an optimized unified approach and different mechanisms and methodologies have been employed.

Methodology and Approaches

To analyze the initiation and propagation of cracks in structural problems, numerical studies such as finite element and boundary element methods have been frequently used. There are generally three approaches in solid mechanics when modelling cracks: discrete crack, interface elements and smeared crack. Although, discrete crack approach reflects the fracture development phenomenon most closely, it does not fit the nature of numerical methods and it can be computationally expensive with development of cracks, each node is replaced by more nodes, which entails re-definition of finite element mesh and hence more computational resources are needed. On the other hand, smeared crack approach assumes that the cracked solid is a continuum and permits the description of the medium in terms of conventional stress-strain equations. Smeared crack approach can model the crack development in any direction and it is independent of finite element discretization. In this study, a special finite element program is developed based on the smeared crack technique.

Results and Conclusions

As one of the important innovations of this paper, the study of the effect of fluid pressure on the smeared crack propagation has been done, which is based on coding in FORTRAN programming environment. Due to the results obtained by the flow of fluid into the crack, the crack opening increased significantly.