

بررسی امکان فعالیت مجدد گسل ها و تحلیل پایداری چاه بر اثر تخلیه مخازن هیدروکربنی

مرتضی حسن زاده^۱، محمد آبدیده^{۲*}

پذیرش مقاله: ۹۹/۰۷/۲۳

دریافت مقاله: ۹۸/۱۲/۲۸

چکیده

باگذشت زمان و تولید از مخزن، فشار منفذی لایه تولیدی در صورت نبود منبع تأمین فشار کاهش می یابد. این کاهش فشار به طور مستقیم باعث تغییر در مقدار و جهت تنش های برجا می شود. تغییر در مقدار تنش های برجا می تواند باعث تغییرات ژئومکانیکی در مخزن و لایه های تولیدی گردد. در صورتی که لایه های مخزن گسل خورده باشد، کاهش فشار مخزن می تواند منجر به فعال شدن این گسل ها و همچنین تغییر مقاومت کششی دیواره چاه جهت حفاری جدید در لایه تخلیه شده گردد. این تحقیق در یکی از مخازن جنوب غرب ایران انجام شده است. در این مخزن سه لایه تولیدی با ضخامت های متفاوت مورد بررسی قرار گرفتند و احتمال فعالیت مجدد گسل ها و مقاومت کششی در حالت اولیه و پس از افت فشار ۱۸۰۰ پوند بر اینچ مربع مورد ارزیابی قرار گرفت. در لایه شماره ۱ مقدار مسیر تنش ۰/۶۷ به دست آمد که با توجه به اینکه مماس بر مقدار تنش بحرانی می باشد، با تولید از مخزن و کاهش فشار مخزن در این لایه گسل ها مجدداً فعال خواهند شد. همچنین در این لایه حداکثر وزن گل مجاز برای عدم شکست کششی سنگ در حالت اولیه ۱۷/۸۱-۲۵/۱۳ پوند بر گالن و پس از کاهش ۱۸۰۰ پوند بر اینچ مربع فشار لایه، در محدوده ۱۵/۰۷-۲۳/۴۲ پوند بر گالن قرار دارد. همچنین مقاوم ترین حالت دیواره چاه، حفاری با زاویه ۶۰ درجه و در جهت تنش افقی حداقل می باشد.

کلیدواژه ها: تخلیه مخزن، اثر افت فشار، پایداری چاه، مقاومت کششی، فعالیت مجدد گسل ها.

۱. دانشجوی کارشناسی ارشد، گروه مهندسی نفت، واحد امیدیه، دانشگاه آزاد اسلامی، امیدیه، ایران

۲. عضو هیات علمی، گروه مهندسی نفت، واحد امیدیه، دانشگاه آزاد اسلامی، امیدیه، ایران m.abdideh@yahoo.com

* مسئول مکاتبات

۱. مقدمه

در موارد بسیاری از مطالعات موردی استخراج یا تزریق سیال به مخزن باعث ایجاد گسل فعال گردیده است (Grasso, 1992). تزریق سیال یا ایجاد شکاف هیدرولیکی به دلیل افزایش فشار منفذی و در نتیجه کاهش تنش مؤثر ممکن است باعث حرکت و لغزش گسل و یا ایجاد گسل القایی گردد. بر اساس مطالعات دوسر و همکاران گسل‌های القایی نرمال در مخزن می‌تواند در اثر تولید هیدروکربن نیز ایجاد شوند (Doser et al. 1991). همچنین بر اساس مطالعات زوبک در سال ۲۰۰۲ در صورتی که کاهش در فشار منفذی قابل توجه باشد باعث ایجاد گسل القایی در مخازن نفت و گاز می‌گردد (Zoback and Zinke, 2002). در مخازنی که به صورت جانبی گسترش یافته‌اند با فرض ثابت ماندن تنش عمودی در هنگام تخلیه، با کاهش تنش افقی حداقل و فشار منفذی اگر مقدار مسیر تنش از حد خاصی فراتر رود باعث ایجاد گسل القایی نرمال می‌شود. این مقدار خاص را می‌توان توسط معیار شکست مور برای گسل خوردگی نرمال محاسبه کرد.

استفاده از وزن گل بیش از حد مجاز می‌تواند منجر به شکست کششی دیواره چاه و هرزروی سیال گردد. تولید از لایه‌ها و تخلیه آنها می‌تواند سبب تغییرات ژئومکانیکی در سنگ مخزن گردد. این تغییر می‌تواند به تغییر جهت تنش‌های برجا و مقدار آنها گردد؛ بنابراین لازم است این اثر جهت حفاری مجدد در این لایه‌ها مورد بررسی قرار گیرد. برای حفظ یکپارچگی سنگ‌ها، لازم است بین عوامل قابل کنترل شامل وزن و خواص سیال حفاری و عوامل غیرقابل کنترل مانند رژیم تنش در منطقه و فعل و انفعالات شیمیایی تعادل برقرار شود (Cheatham, 1984). عوامل ناپایداری سنگ‌ها در حین حفاری عبارت‌اند از: ۱. عوامل مکانیکی ۲. عوامل شیمیایی ۳. تأثیر متقابل این عوامل (Hussain, 2002). نتیجه این عدم تعادل و ناپایداری، پدیده‌هایی مانند ریزش جزئی و کلی دیواره، تورم سازند، گیرکردن رشته حفاری، ایجاد درزه، ترک و شکستگی در دیواره چاه و غیره می‌باشد. همچنین با تولید از مخزن، فشار مخزن کاهش می‌یابد که این می‌تواند باعث

تغییرات ژئومکانیکی در سنگ مخزن گردد. از حدود سال ۱۹۴۰ استفاده از روش‌های مکانیک سنگی برای حل این موضوع آغاز شده است. بدین منظور نخست مدل مکانیکی زمین ساخته شده و سپس به کمک معیارهای شکست ارائه شده، می‌توان پنجره‌ی گل ایمن را محاسبه نمود تا از مشکلات یادشده کاسته شود.

مطالعات آماری نشان می‌دهد سالیانه حدود ۶ میلیارد دلار آمریکا، به دلیل مشکلات ناپایداری چاه در سراسر دنیا هزینه می‌شود (Al-Ajmi, 2002). مشکلات ناپایداری چاه می‌تواند باعث ایجاد هزینه‌های اضافی و خطرات جانی برای کارکنان شود. به همین دلیل آنالیز پایداری چاه و طراحی وزن گل و مسیر بهینه در مراحل مختلف میدان بسیار اهمیت دارد. آنالیز پایداری دیواره چاه به وسیله تعیین پارامترهای مقاومت سازند و تخمین تنش‌های برجا انجام می‌شود و هم‌اکنون این پارامترها در یک معیار شکست قرار می‌گیرند و در انتها فشار گل حفاری لازم برای پایدار کردن دیواره چاه و پایدارترین مسیر برای حفاری تعیین می‌گردد (Zeynali, 2012).

آدنوی و چنورت در سال ۱۹۸۷ مکانیک مربوط به جامدات را برای تحلیل پایداری دیواره چاه‌های با شیب زیاد به کار بردند، این مطالعه بر اساس مدل کشسان خطی و همسان گرد بودن، تنش‌های اطراف دیواره چاه را محاسبه می‌کرد. نتایج این مطالعه نشان می‌داد که وقتی چاه از حالت عمودی به افقی تغییر کند احتمال ناپایداری بیش‌تر می‌شود هرچند که بررسی‌های بعدی نشان داد این نتیجه تنها برای حالات خاصی از رژیم تنش صادق است (Aadnoy and Chenevert, 1987).

گاوچ و همکاران در سال ۲۰۰۱ تحلیل پایداری چاه را بر روی سه نوع لیتولوژی معمول مخازن شامل ماسه‌سنگ‌های مستحکم، ماسه‌سنگ‌های شیلی و سازندهای سنگ آهکی انجام دادند و آنیزوتروپی تنش‌ها را بر روی پایداری مکانیکی دیواره چاه در هنگام تغییر زاویه انحراف از حالت ۰ تا ۹۰ درجه ارزیابی کردند و برای هر دو معیار شکست موهر-کولمب و دراکر-پرگر و رژیم‌های تنش بر جای سنگ

بستگی به پارامترهای ژئومکانیکی دارد. با افزایش عمق مخزن نوع شکاف‌ها از کشش الاستیک به کشش پلاستیک تبدیل می‌شوند (Gao, 2018).

امیری و همکاران در سال ۲۰۱۸، به کمک داده‌ای آزمایشگاهی و نمودارهای پتروفیزیکی رابطه‌ای تجربی برای ضریب بایوت در مخازن جنوب غربی ایران ارائه کرده‌اند (Amiri et al, 2018).

در سال ۲۰۱۹ امیری و همکاران یکپارچگی سنگ مخزن و سنگ پوش را در هنگام تزریق گاز دی اکسید کربن در فرآیند ازدیاد برداشت در یکی از مخازن جنوب غربی ایران بررسی کردند. نتایج آنها شامل سطح آستانه شروع ناپایداری در واحدهای سنگی بر اساس میزان افزایش فشار تزریق می‌باشد (Amiri et al, 2019).

در ایران در سال‌های اخیر در موارد معدودی اثر افت فشار مخازن در طراحی وزن گل و مسیر بهینه مورد بررسی قرار گرفته شده است. در سال ۱۳۹۵ بهنودفر و عامری امکان شکل‌گیری شکاف در مخازن تخلیه‌شده را بررسی کردند و نتیجه گرفتند که وزن گل لازم جهت حفاری لایه‌های تخلیه‌شده کمتر می‌شود و همچنین نتیجه گرفتند که تخلیه کاهش فشار منفذی باعث می‌شود که برای ایجاد شکاف هیدرولیکی به فشار پمپ کمتری نیاز می‌باشد؛ و در اثر چرخش جهت تنش‌ها، شکاف هیدرولیکی در جهت‌های جدیدی گسترش می‌یابد و می‌توان به نقاط جدیدی از مخزن دست یافت (بهنودفر و عامری، ۱۳۹۵).

هدف اصلی این مقاله بررسی اثر افت فشار ناشی از تولید بر روی سنگ مخزن و پیش‌بینی فعالیت مجدد گسل‌ها در سنگ مخزن می‌باشد. همچنین با بررسی سه لایه تولیدی در مخزن احتمال بازشدگی و حرکت گسل‌ها در این سه لایه بررسی می‌گردد. برای این منظور سه لایه که در آنها افت فشار اتفاق افتاده است مورد بررسی قرار می‌گیرند. با محاسبه‌ی خواص ژئومکانیکی هر سه لایه وزن گل مورد نیاز جهت شکست کششی در آنها محاسبه می‌گردد. سپس با اعمال افت فشار ایجادشده مجدداً این مقادیر محاسبه می‌گردد.

مشخص شد که آنیزوتروپی تنش‌ها اثرات مهمی بر روی دانسیته‌ی مورد نیاز برای حفاری و همچنین یکپارچه نگه‌داشتن پایداری چاه دارند (Garrouch and Ebrahim., 2001).

زوباک در سال ۲۰۰۳ مجموعه‌ای از روش‌های تعیین مقدار وجهت تنش‌ها، در چاه‌های عمیق را مورد بررسی قرار داد (Zoback, 2003). این روش‌ها می‌توانند در چاه‌های عمودی و انحرافی مورد استفاده قرار گیرند. در سال ۲۰۱۷ کانفر و همکارانش با در نظر گرفتن جداگانه‌ی فاکتورهای مهمی از جمله اثر آنیزوتروپی و فشار منفذی و گرادیان شیمیایی و دمایی در محاسبات خود و با استفاده از روش المان محدود، ارزیابی پایداری چاه به صورت تابعی از زمان در طول حفاری و یا بعد از آن را مورد بررسی قرار دادند و نتیجه گرفتند این عوامل می‌تواند بر روی پایداری دیواره چاه اثرگذار باشد (Kanfar et al, 2017). همچنین بررسی اثر افت فشار در مخزن و تأثیر آن روی پایداری دیواره چاه توسط بعضی از محققین مورد توجه قرار گرفته است.

چاجنز در سال ۲۰۰۷ اثر تخلیه در دو مخزن با تراوایی بالا و پایین بررسی کرد و نتیجه گرفت که چاه با تراوایی پایین در ابتدای عمر خود تحت تنش‌های برشی بالایی قرار می‌گیرد در حالی که چاه با تراوایی بالا در درازمدت و پس از تخلیه نسبتاً زیاد تنش‌های برشی افزایش می‌یابند. (Schutjens, 2007). همچنین لی و گری در سال ۲۰۱۵ با بررسی اثر تخلیه بر پایداری دیواره چاه به این نتیجه رسیدند که گرادیان شکست دیواره بر اثر تخلیه مخزن در چاه‌های کاملاً عمودی همواره کاهش می‌یابد در صورتی که در چاه‌های انحرافی ممکن است کاهش یا افزایش یابد و همچنین اظهار کردند اثر تخلیه در چاه‌های انحرافی و افقی بسیار شدیدتر از چاه‌های عمودی است (Li and Gray, 2015).

در سال ۲۰۱۸ ژائو با به کار بردن یک مدل الاستوپلاستیک ایجاد شکاف‌های القایی در حین حفاری در مخازن تخلیه‌شده را بررسی کرد و نتیجه گرفت در مخازن تخلیه‌شده احتمال ایجاد شکاف‌های القایی زیاد است و نوع شکاف ایجادشده

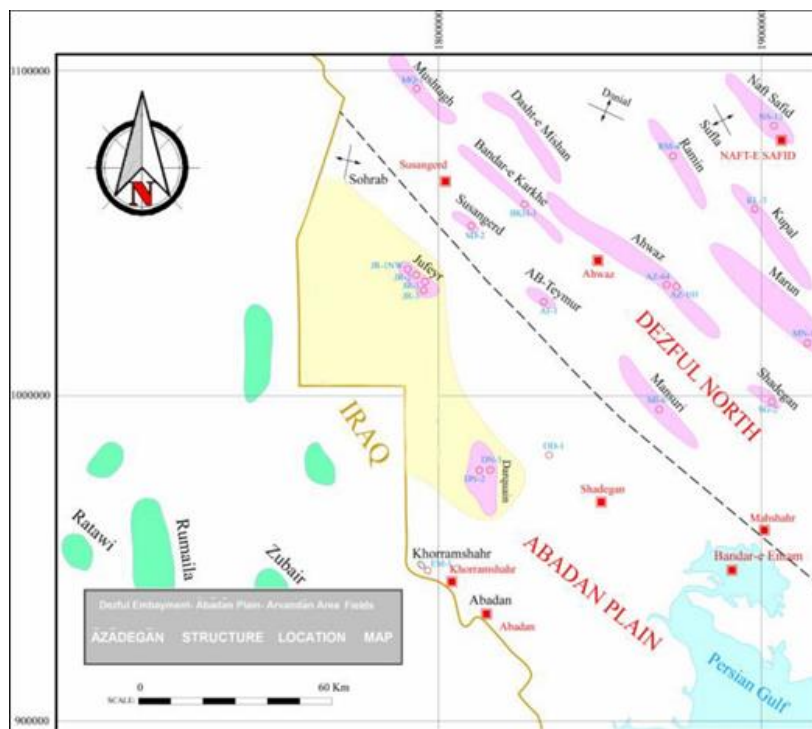
۲. جایگاه زمین‌شناسی

این تحقیق روی یکی از میدان‌های جنوب غرب ایران انجام شده است. این میدان در منطقه دشت آزادگان، در فاصله ۱۰۰ کیلومتری از غرب اهواز در جنوب ایران مستقر می‌باشد (شکل ۱). این میدان در سال ۱۳۷۶ توسط مدیریت اکتشاف شرکت ملی نفت ایران، در محدوده‌ای به وسعت ۲۰ در ۷۵ کیلومتر، کشف گردید. میدان مورد مطالعه از شمال در مجاورت میدان مجنون عراق قرار دارد. حجم ذخیره در جای نفت خام این میدان معادل ۳۳ میلیارد بشکه تخمین زده می‌شود. همچنین ظرفیت این میدان ۲۶۰ هزار بشکه در روز اعلام شده است. اطلاعات سازندهای در مسیر برای رسیدن به مخزن در شکل ۲ نشان داده شده است. لایه مخزنی این

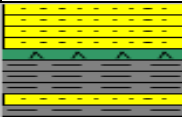
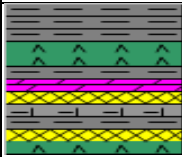
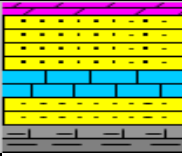
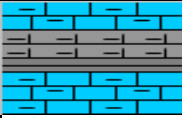
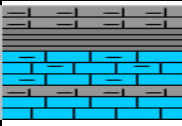
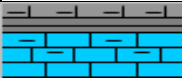


میدان سازند سروک می‌باشد که از جنس آهک و شیل می‌باشد (Motiei, 2010).

۳. مواد و روش‌ها

مدل‌سازی ژئومکانیکی مخزن یکی از اهداف مهم در دستیابی به یک استراتژی موفق در توسعه مخزن می‌باشد؛ که پایه و اساس سایر مطالعات ژئومکانیکی از جمله آنالیز پایداری دیواره چاه، عملیات شکاف هیدرولیک، طراحی پنجره وزن گل ایمن و امکان فعالیت مجدد گسل بر اثر تولید می‌باشد. مدل ژئومکانیکی یک‌بعدی ساده‌ترین شکل یک مدل ژئومکانیکی در راستای چاه است که یک بیان عادی از وضعیت میدان تنش و تغییرات خصوصیات فیزیکی و مکانیکی زمین در مخزن می‌باشد.



شکل ۱. محدود جغرافیایی میدان نفتی مورد مطالعه (Motiei, 2010).

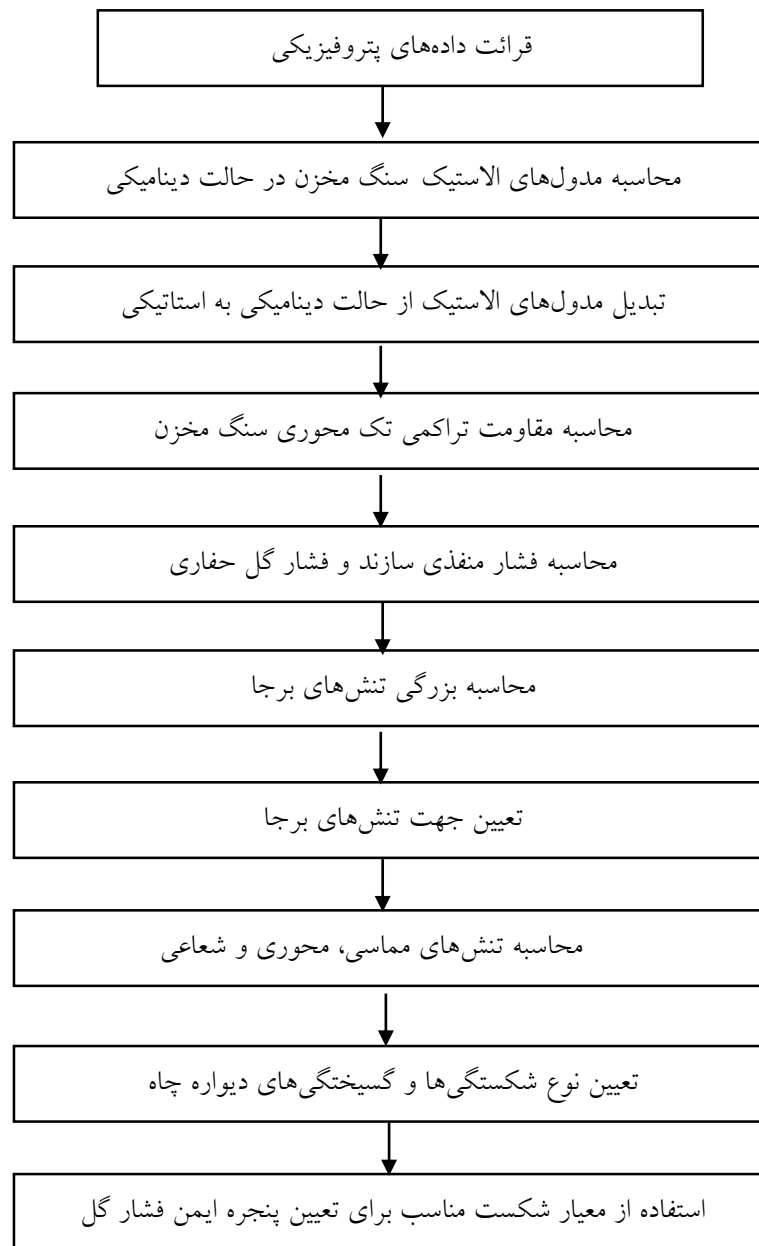
Era	Period	Epoch	Formation	Lithology Description	Lithology
Cenozoic	Tertiary	Miocene - Pliocene	Aghajari	Sandstone, Clay stone & Gypsum and Anhydrite	
		M. Miocene	Gachsaran	Anhydrite and Gypsum, Clay stone, Marl, Limestone and Salt	
		Oligocene-Miocene	Asmari	Sandstone, Limestone, Clay stone and Marl	
		U.Paleocene-L.Oligocene	Pabdeh	Argillaceous Limestone, Shale and Marl	
Mesozoic	Cretaceous	Upper	U.Gurpi	Argillaceous Limestone, Shale, Marl and Limestone	
			Tarbur		
			L.Gurpi		
		Ilam	Marl, Shale and Limestone		
		Laffan	Shale and Limestone		
		Sarvak	Limestone, Shale		

شکل ۲. جنس لایه‌های میدان نفتی مورد مطالعه (Motiei, 2010).

۳-۱. مراحل طراحی مدل ژئومکانیکی چاه

مدل مکانیکی زمین در واقع مجموعه‌ای از خواص مکانیکی مشتمل بر مقاومت تراکمی سنگ، خصوصیات الاستیک، پروفایل تنش‌ها در اطراف چاه و فشار سازند می‌باشد. این مدل در واقع پایه‌ای برای انجام مطالعات پایداری دیواره چاه، تولید ماسه، تراکم مخزن و مچالگی لوله جدار می‌باشد. علاوه بر این موارد، از این مدل می‌توان برای انتخاب مته مناسب، انتخاب جهت بهینه حفاری چاه‌های انحرافی و طراحی عملیات تحریک سازند مانند عملیات اسیدکاری و شکاف هیدرولیکی استفاده کرد؛ بنابراین میزان دقت انجام شده به شدت تابع دقت مدل مکانیکی ساخته شده برای زمین می‌باشد (Zoback, 2010). برای ساخت مدل ژئومکانیکی زیر سطحی در میدان نفتی مورد نظر بر اساس روش آورده شده در فلوچارت شکل ۳ عمل شده است.

در این پژوهش ابتدا با طراحی مدل ژئومکانیکی چاه و تعیین پارامترهای رفتاری و مقاومتی سنگ مخزن مانند ضرایب الاستیک و همچنین میدان تنش حاکم بر مخزن در عمق مورد مطالعه محاسبه می‌شود. سپس پنجره ایمن گل حفاری با استفاده از معیار شکست موهر-کلمب تعیین می‌گردد؛ و در ادامه با تعیین مسیر و مقدار بحرانی تنش‌ها فعالیت مجدد گسل‌ها از طریق روابط موجود، بر اثر تولید و تخلیه مخزن محاسبه می‌شود. نتایج به دست آمده از داده‌ها و روابط وارد نرم افزار StabView شده و نمودارها و شماتیک کلی مخزن مورد مطالعه به دست آمده و تفسیر می‌گردد.



شکل ۳. مراحل ساخت مدل ژئومکانیکی در میدان نفتی (Al-Ajmi, 2006).

از حفاری یک چاه، توده سنگ در یک حالت تعادل قرار دارد و با حفاری کردن، این تعادل از بین می‌رود (Fjar, 2008). برای تعیین بزرگی تنش‌های افقی زیرسطحی از روش‌های زیر استفاده می‌شود.

- تئوری الاستیک خطی: هنگامی که داده‌های چاه‌پیمایی و همچنین داده‌های شکاف در دسترس باشد، از تئوری الاستیک خطی می‌توان برای تعیین مقادیر تنش‌های برجای افقی استفاده کرد. این مدل تابعی از ضریب یانگ، نسبت پواسون، ضریب بایوت، تنش روباره و

۳-۲. محاسبه بزرگی مؤلفه‌های میدان تنش برجا یکی از پایه‌ای‌ترین مفاهیم در هر مطالعه مکانیک سنگی به‌ویژه در محیط‌های زیرسطحی مطالعه و بررسی مؤلفه‌های مختلف میدان تنش برجا می‌باشد. واحدهای سنگی در زیرزمین، در معرض تنش فشاری عمودی به علت وزن لایه‌های بالایی و تنش‌های افقی ناشی از نیروهای جانبی زمین‌ساختی، قرار می‌گیرند. تحت عملکرد این تنش‌های برجا، قبل

روشی اثبات شده برای کالیبره کردن مقادیر $H\sigma$

وجود ندارد (Bowes and Procter, 1997).

• روابط تجربی

• استفاده از چندضلعی تنش

۳-۳. تغییرات مؤلفه‌های میدان تنش در اثر افت فشار مخزن

برای پیش‌بینی تغییرات تنش در اثر افت فشار مخزن، معادلات پوروالاستیک می‌توانند استفاده شوند. در مخازن همگن و متخلخل در صورتی که نیروهای جانبی وجود نداشته باشد، رابطه‌ی بین تنش افقی و تنش عمودی به صورت رابطه‌ی زیر

می‌باشد (Zoback, 2010):

$$\sigma_{Hor} = \left(\frac{\nu}{1-\nu}\right)(\sigma_v) + \alpha P \left(1 - \frac{\nu}{1-\nu}\right) \quad (6)$$

در این رابطه σ_{Hor} تنش افقی است که متناظر با σ_h و σ_H می‌باشد، ν نسبت پواسون و α ضریب بایوت می‌باشد. با مشتق‌گیری از طرفین رابطه برحسب فشار منفذی رابطه زیر حاصل می‌شود:

$$\Delta\sigma_{Hor} = \alpha \frac{(1-2\nu)}{(1-\nu)} \Delta P_p \quad (7)$$

این رابطه با فرض اینکه سنگ مخزن دارای رفتار پوروالاستیک و همگن می‌باشد، به دست آمده است و از دیگر محدودیت‌های آن فرض عدم کرنش در جهت جانبی است. به عنوان مثال اگر در سنگ مخزنی عدد بایوت ۱ و مقدار نسبت پواسون ۰/۲۵ باشد. در این صورت $\Delta\sigma_{Hor} \sim \frac{2}{3} \Delta P_p$ خواهد بود که نشان می‌دهد با کاهش فشار مخزن و تخلیه آن مقدار تنش‌های افقی نیز کاهش می‌یابد (Amiri et al, 2019).

در صورتی که معادله (۷) را دوباره نویسی شود یک عبارت به نام مسیر تنش تعریف می‌شود که متناظر با تغییرات فشار برحسب تولید و افت فشار مخزن می‌باشد (Zoback, 2010):

$$A = \alpha \frac{(1-2\nu)}{(1-\nu)} = \frac{\Delta\sigma}{\Delta p_p} \quad (8)$$

در این رابطه $\Delta\sigma$ اختلاف بین تنش‌ها و ΔP_p تغییرات فشار منفذی مخزن بر اثر تخلیه یا تزریق می‌باشد.

در مخازنی که به طور جانبی گسترش یافته‌اند با توجه به ضخامت آنها، تنش‌های افقی با افت فشار مخزن کاهش

فشار سازند می‌باشد. در این مطالعه برای محاسبه

بزرگی میدان تنش از روش تئوری الاستیک خطی

استفاده شده است. معادلات مربوط به این مدل به

صورت زیر می‌باشند (Moos, 2003):

$$\sigma_h = \frac{\nu}{1-\nu}(\sigma_v - aP_p) + aP_p + \frac{E\sigma_a}{1-\nu^2}(\varepsilon_x + \nu\varepsilon_y) \quad (1)$$

$$\sigma_H = \frac{\nu}{1-\nu}(\sigma_v - aP_p) + aP_p + \frac{E\sigma_a}{1-\nu^2}(\varepsilon_y + \nu\varepsilon_x) \quad (2)$$

که در این روابط $H\sigma$ تنش افقی بیشینه و $h\sigma$ تنش افقی کمینه، ν نسبت پواسون، a ضریب بایوت، P_p فشار سازند، $E\sigma_a$ ضریب یانگ، $\nu\sigma$ تنش روباره و $x\varepsilon$ و $y\varepsilon$ به ترتیب کرنش‌های سازند در جهت x و y هستند.

برای محاسبه ضریب بایوت از رابطه زیر استفاده می‌شود. این رابطه برای میدان‌های نفتی جنوب غربی ایران ارائه شده است (Amiri et al, 2018):

$$\alpha = 1 - (0.81 - \varphi)^{3.13} \quad (3)$$

در این رابطه φ برابر با تخلخل سنگ می‌باشد.

برای محاسبه‌ی کرنش‌های سازند می‌توان از دو روش زیر استفاده کرد:

۱- مقادیر ε_x و ε_y را با استفاده از سعی و خطا

آن قدر تغییر داده شود که نتایج حاصل از معادلات فوق با آزمون‌های شکاف و همچنین رژیم تنش‌های منطقه مطابقت داشته باشند (Canady, 2011).

۲- استفاده از روابط زیر که دارای دقت قابل قبولی

می‌باشند (Kidambi and Kumar, 2016):

$$\varepsilon_x = \frac{S_v \times \theta}{E} \left(\frac{1}{1-\theta} - 1 \right) \quad (4)$$

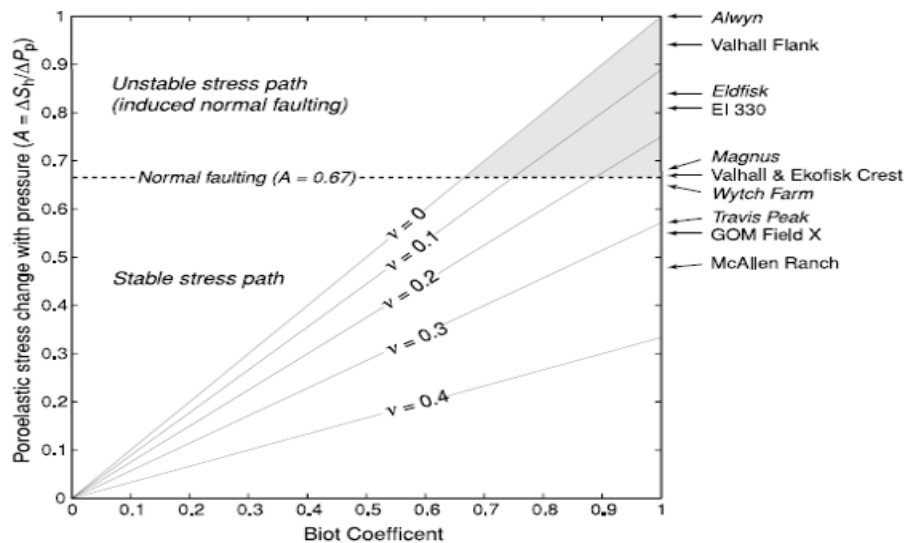
$$\varepsilon_y = \frac{S_v \times \theta}{E} \left(1 - \frac{\theta^2}{1-\theta} \right) \quad (5)$$

همچنین پس از محاسبه‌ی مقادیر σ_h و σ_H از روابط فوق ممکن است مقادیر به دست آمده با مقادیر واقعی تنش‌های برجا در منطقه مطابقت نداشته باشند و دارای خطا باشند. در این صورت می‌توان مقادیر σ_h را با استفاده از داده‌های آزمون نشتی کالیبره کرد اما متأسفانه

۰/۶۷ بالاتر برود تخلیه مخزن باعث حرکت گسل نرمال از پیش وجود داشته و یا باعث القای گسل جدید می‌شود (Zoback, 2010). همان‌طور در شکل مشخص است در ناحیه خاکستری‌رنگ احتمال ایجاد ترکیبی از مقادیر نسبت پواسون و عدد بایوت وجود دارد که منجر به ایجاد گسل نرمال می‌شود. در قسمت سمت راست شکل مخازنی که مقدار A در آنها اندازه‌گیری شده است نشان داده شده است؛ بنابراین با داشتن مقادیر نسبت پواسون و عدد بایوت و با به دست آوردن پارامتر مسیر تنش می‌توان احتمال ایجاد گسل القایی و یا حرکت گسل‌های از پیش وجود داشته بر اثر تخلیه شدن مخزن را بررسی کرد. همچنین با تغییر مقادیر تنش‌های برجا لازم است که برای حفاری مجدد در آن لایه، در طراحی وزن گل بازنگری شود.

می‌یابند. به دلیل اینکه برای تعیین پنجره گل ایمن و مسیر بهینه از مقادیر تنش‌های برجا استفاده می‌شود با افت فشار مخزن و تغییر مقادیر تنش‌ها لازم است که وزن گل جدید و یا مسیر بهینه‌ی جدید برای حفر چاه‌های دیگر در مخزن و یا امتداد چاه‌های قبلی دوباره تعیین گردد. همچنین در مواردی که برای رسیدن به مخازن عمیق‌تر عبور از لایه‌های تولیدی بالاتر اجتناب‌ناپذیر باشد بایستی اثرات افت فشار در آن لایه‌ها جهت وزن گل ایمن و اجتناب از هرزروی در نظر گرفته شود.

در شکل ۴ مسیر تنش به‌عنوان تابعی از عدد بایوت و نسبت پواسون نشان داده شده است. همان‌طور که مشخص است برای مقادیر معقول نسبت پواسون و عدد بایوت تغییرات مسیر تنش با تخلیه مخزن عموماً در محدوده ۰/۵ تا ۰/۷ می‌باشد که متناظر با مقادیر مشاهده‌شده برای تعدادی از مخازن است (Zoback, 2010). هنگامی که مقدار A از مقدار



شکل ۴. مقدار کاهش تنش بر اثر افت فشار مخزن (Zoback, 2010).

محدوده آن از ۰/۶ تا ۱ می‌باشد و معمولاً ۰/۶ در نظر گرفته می‌شود (Lund and Zoback, 1999). با جایگذاری عبارت مسیر تنش (A) در معادله پارامتر A^* تعریف می‌شود که در صورتی که مسیر تنش در اثر افت فشار از این حد بالاتر رود گسل نرمال القایی ایجاد می‌شود:

$$A^* = 1 - \frac{1}{(\sqrt{\mu^2 + 1} + \mu)^2} \quad (10)$$

۳-۱. اثر افت فشار در رژیم تنش‌ی گسل نرمال

بر اساس تئوری اندرسون برای گسل نرمال آرایش تنش‌ها به‌صورت زیر است:

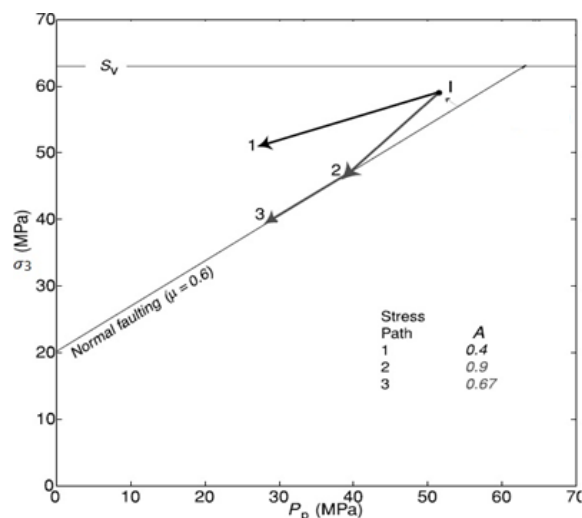
$$\frac{\sigma_1}{\sigma_3} = \frac{\sigma_V - P_P}{\sigma_{hmin} - P_P} \leq [(\mu^2 + 1)^{1/2} + \mu]^2 \quad (9)$$

در این معادله μ یک خاصیت ذاتی سنگ است که ضریب اصطکاک نامیده می‌شود و به صورت زیر تعریف می‌شود و

فرض می‌شود. در صورتی که در مسیر اول تنش حرکت کند مقدار $A=0/6$ که از مقدار $0/67$ کمتر است و خطر ایجاد گسل القایی و یا تحریک گسل‌های از پیش وجود داشته، وجود ندارد. در صورتی که مسیر تنش در مسیر ۲ حرکت کند مقدار $A=0/9$ خواهد بود که هنگامی که افت فشار به اندازه کافی ایجاد شود و خط گسل نرمال قطع شود گسل نرمال القایی ایجاد خواهد شد. در مورد مسیر سوم مقدار $A=0/67$ می‌باشد که مماس با خط گسل نرمال است و اگر این خط قطع شود احتمال ایجاد گسل وجود خواهد داشت.

در شکل ۵ نشان داده شد با در نظر گرفتن مقدار $0/6$ برای μ مقدار A^* برابر با $0/67$ خواهد بود که اگر مسیر تنش (A) بر اثر افت فشار ناشی از تولید از این حد بالاتر وارد ناحیه ناپایدار خواهد شد و احتمال ایجاد گسل القایی نرمال و یا حرکت گسل‌های پیشین خواهد شد؛ و در صورتی که مقدار A از این مقدار کمتر باشد هرچقدر هم مقدار تخلیه زیاد باشد خطر به وجود آمدن گسل القایی وجود ندارد.

در شکل ۵ نقطه I شرایط ابتدایی این مخزن را نشان می‌دهد. سه حالت مسیر تنش در اثر تخلیه برای این مخزن



شکل ۵. مقایسه مسیرهای تنش مختلف (Zoback, 2010).

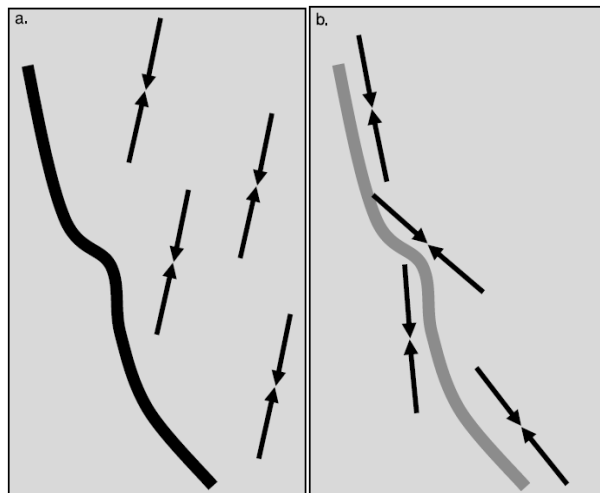
چنین نواحی تخلیه مخزن باعث چرخش جهت تنش‌ها خواهد شد. شکل ۶ این وضعیت را نشان می‌دهد. همان‌طور که در شکل ۶ (a) مشخص است جهت تنش‌ها دارای جهت یافتگی مشخصی نسبت به گسل‌ها می‌باشند. بر اثر تخلیه به دلیل وجود مرز ناتراوا تنش‌ها در نزدیکی مرز ناتراوا تمایل دارند موازی با جهت گسل گردند (شکل ۶ (b)).

شکل ۷ وضعیت تنش در نزدیکی یک گسل ناتراوا در مخزن را نشان می‌دهد که بر اثر تولید به مقدار ΔP_p فشارش کاهش یافته است. θ زاویه بین جهت گسل و جهت تنش افقی ماکزیمم است. با فرض مخزن همگن بزرگی تنش‌ها به

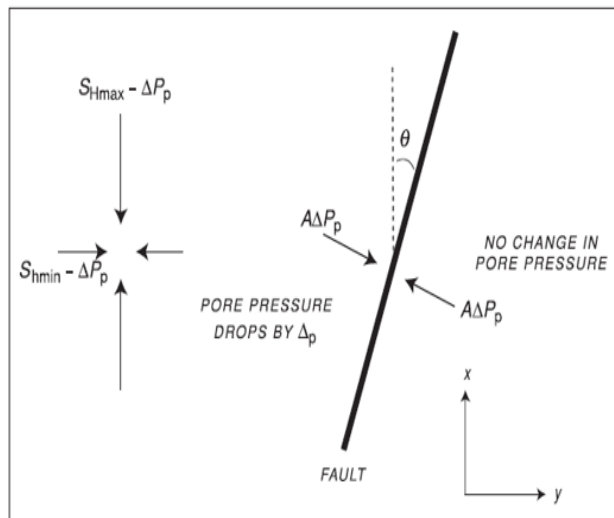
۳-۴. تغییر جهت تنش‌ها بر اثر تخلیه مخزن

همان‌طور که گفته شد تخلیه در مخازن با گسترش جانبی و با فرض همگن و ایزوتروپ، باعث کاهش تنش افقی کمینه و بیشینه به یک اندازه خواهد شد. در این موارد چرخش جهت تنش‌ها بر اثر تخلیه پیش‌بینی نمی‌شود. هرچند بر اساس اندازه گیری جهت تنش‌ها در چندین میدان، در مورد تغییر جهت تنش‌ها در نزدیکی گسل‌ها بحث‌هایی شده است. زوبک در سال ۲۰۰۸ نشان داد در مخازنی که توسط گسل ناتراوا محدود شده‌اند، به دلیل اینکه گسل به‌عنوان یک مانع برای جریان سیال عمل می‌کند تغییرات تنش در اثر تخلیه به‌صورت یکسان پیش‌بینی نمی‌شوند (Zoback, 2010) و بنابراین در

مقدار ΔP_p ، A کاهش می‌یابد. همان‌طور که قبلاً ذکر شد A مسیر تنش می‌باشد.



شکل ۶: تغییر جهت تنش‌ها در نزدیکی گسل ناتراوا بر اثر تخلیه (Zoback, 2010)



شکل ۷: وضعیت تنش یک مخزن پس از تخلیه (Zoback, 2010).

۴. مدل‌سازی ژئومکانیکی

برای شروع مدل‌سازی ژئومکانیکی سنگ مخزن ابتدا به معرفی داده‌های ورودی پرداخته می‌شود. در شکل ۸ نگاره‌های پتروفیزیکی گرفته شده در چاه برحسب عمق نمایش داده شده‌اند. اولین نمودار، نگاره گاما است. در بخش بعدی دو لاگ دانسیته و صوتی ($\mu\text{s/ft}$) و در انتها لاگ نوترون رسم شده‌اند.

با استفاده از داده‌های لاگ رسم شده در شکل ۸ می‌توان خواص الاستیک سنگ را به دست آورد. محاسبه خصوصیات

الاستیک با استفاده از نمودارهای پتروفیزیکی و از طریق

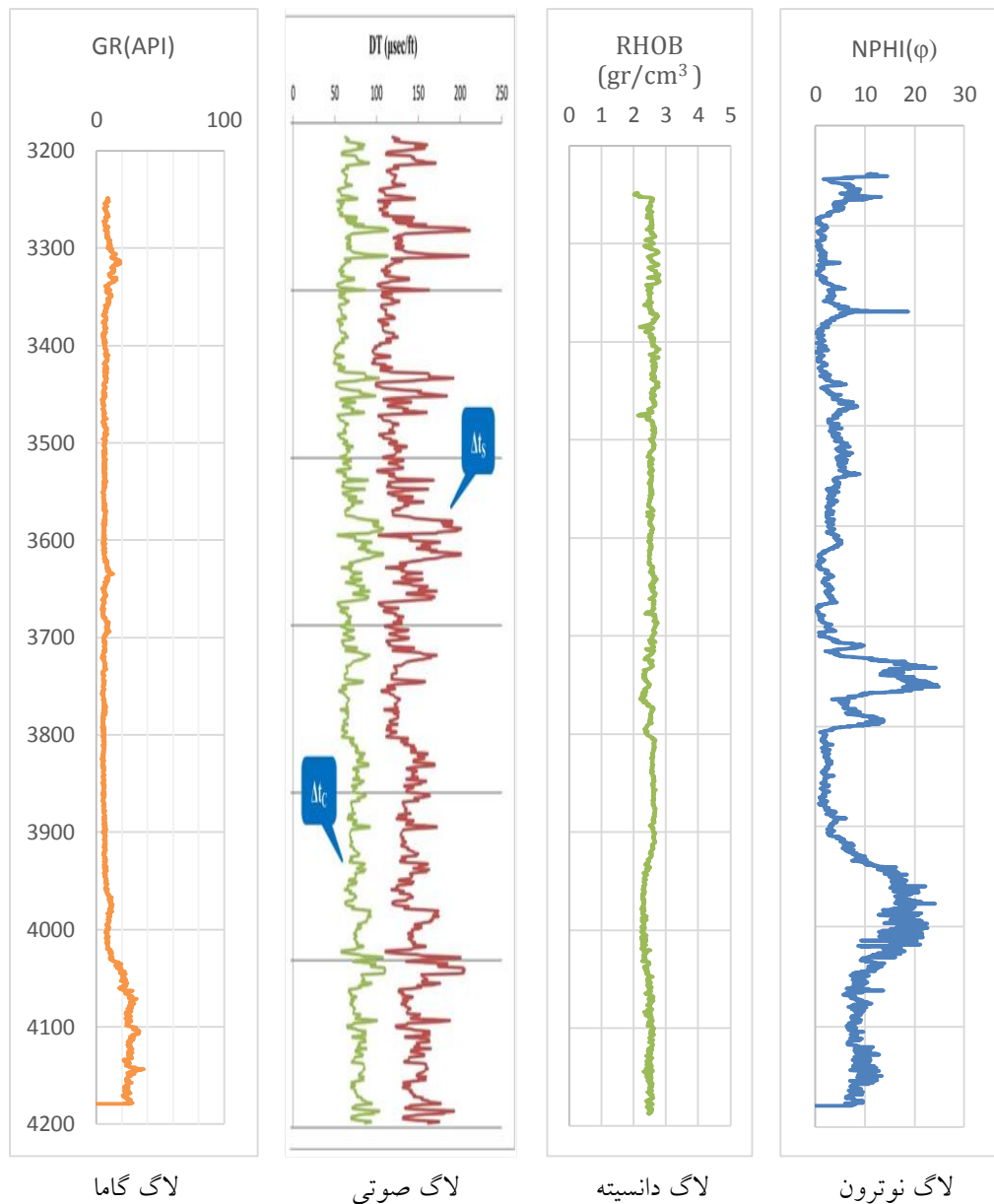
روابط زیر می‌باشد:

$$\nu = 0.5 \left(\left(\frac{\Delta t_s}{\Delta t_c} \right)^2 - 2 \right) / \left[\left(\frac{\Delta t_s}{\Delta t_c} \right)^2 - 1 \right] \quad (11)$$

$$E_d = \frac{\rho_b [3 - 4 \left(\frac{\Delta t_c}{\Delta t_s} \right)^2]}{\Delta t_s^2 - \Delta t_c^2} \quad (12)$$

ν : نسبت پواسون، E_d : مدول یانگ دینامیکی، Δt_c : زمان

تأخیر امواج تراکمی، Δt_s : زمان تأخیر امواج برشی.



شکل ۸: نمودارهای گرفته شده برحسب عمق (متر).

$$UCS = 15.32(E_d/10)^{1.255} \quad (15)$$

E_s : مدول یانگ استاتیکی، UCS: مقاومت فشاری تک‌محوره.

زاویه اصطکاک داخلی برابر با شیب خط معیار شکست موهر-کلمب در نمودار تنش برشی-تنش محوری می‌باشد برای ماسه‌سنگ و شیل رابطه زیر ارائه شده است (Senseny and Pfeifle, 1984).

با توجه به اهمیت حضور داده‌های سرعت موج برشی در محاسبه خواص الاستیک سنگ، (رابطه ۱۳) جهت تخمین این پارامتر برای مخازن کربناته جنوب غربی ایران معرفی شده است. (فتحی و همکاران، ۱۳۹۷).

$$V_s \left(\frac{Km}{s} \right) = -0.1236V_p^2 + 1.6126V_p - 2.3057 \quad (13)$$

مدول یانگ استاتیکی و مقاومت فشاری تک‌محوره از روابط زیر محاسبه می‌شود (نجیبی ۱۳۹۰):

$$E_s = 0.4145E_d - 1.0593 \quad (14)$$

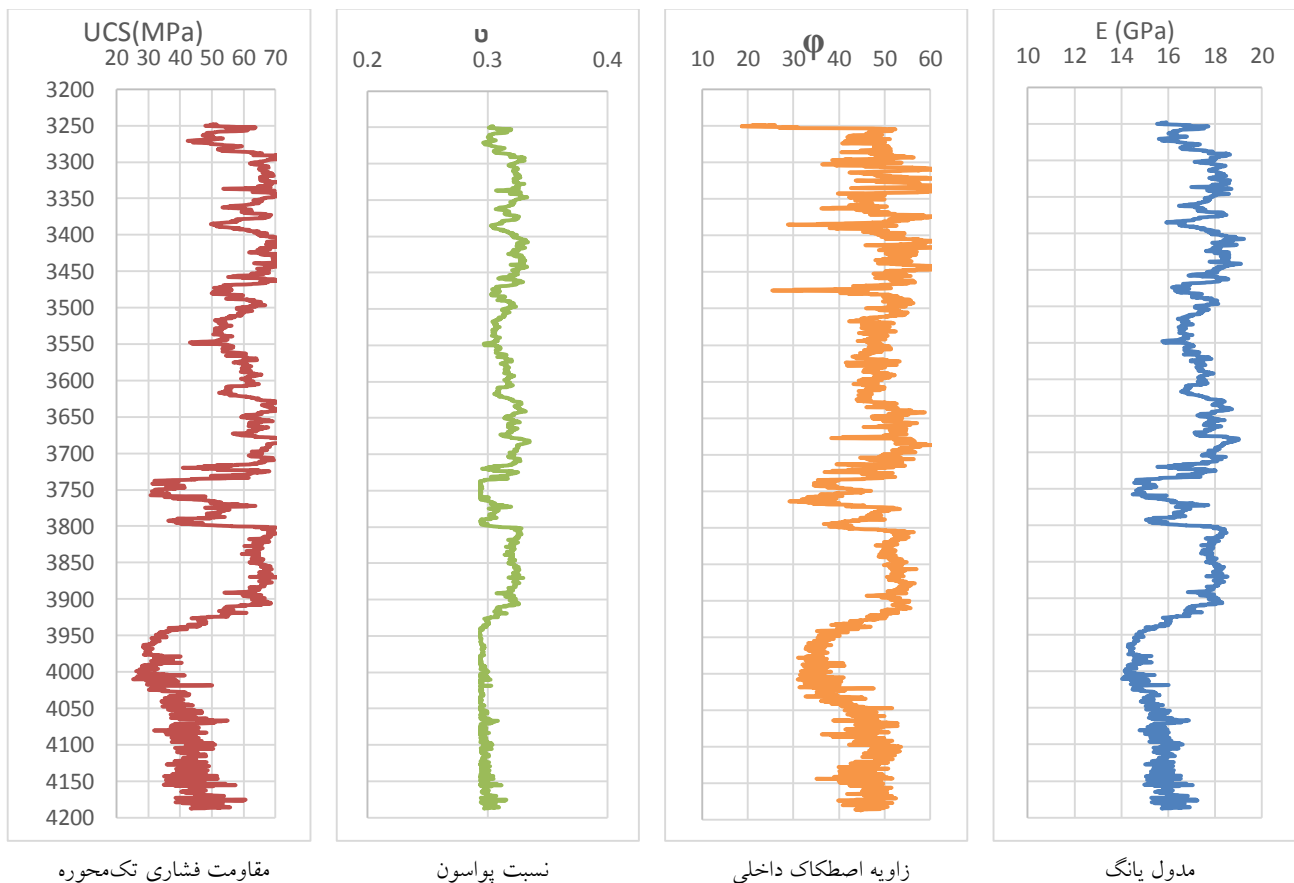
حالت اولیه و قبل از افت فشار مخزن با استفاده از روابط (۲) و (۳) محاسبه گردیده و در شکل ۱۰ نمایش داده شده‌اند. پارامترهای مورد استفاده جهت محاسبه‌ی مقاومت دیواره چاه در برابر شکست کششی در سه لایه تولیدی از سنگ مخزن مورد مطالعه در جداول ۱ و ۲ آورده شده‌اند.

$$\varphi = 26.5 - 37.4 (1 - NPHI - V_{shale}) + \quad (16)$$

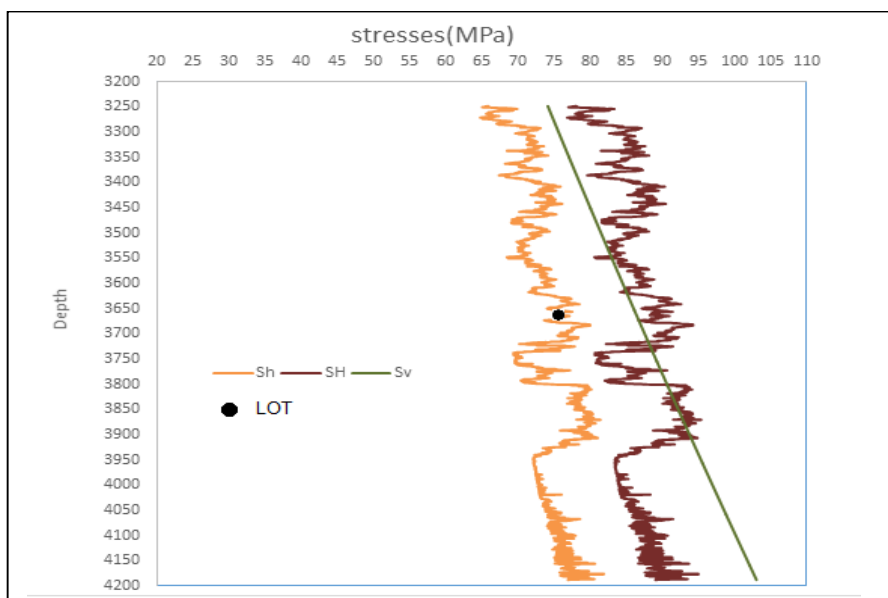
$$62.1 (1 - NPHI - V_{shale})^2$$

در معادله فوق، V_{shale} حجم شیل و $NPHI$ تخلخل سنگ برحسب درصد است.

خواص ژئومکانیکی سنگ مخزن برحسب عمق در طول مخزن، در شکل ۹ نشان داده شده‌اند. تنش‌های برجای اصلی شامل تنش روباره، تنش افقی حداقل و تنش افقی حداکثر در



شکل ۹: خواص مکانیکی و الاستیک سنگ مخزن برحسب عمق.



شکل ۱۰: تنش‌های برجا برحسب عمق.

شده است. لازم به ذکر است که مقدار فشار منفذی به دست آمده از روش ایتون با داده‌های آزمایش فشار مجدد سازند اعتبارسنجی شد.

ریزش‌ها و شکستگی‌های کششی القایی در دیواره‌های چاه به خوبی جهت تنش را نشان می‌دهند. در چاه‌های تقریباً عمودی محور گسیختگی‌های برشی مستقیماً در جهت تنش افقی حداقل است و شکستگی‌های کششی در راستای تنش افقی حداکثر می‌باشند. جهت شکستگی‌ها را می‌توان با استفاده از نمودارهای تصویری مشخص کرد (Zoback, et al., 2003). همان‌گونه که در شکل ۱۲ مشاهده می‌شود، در این میدان نفتی جهت تنش افقی حداکثر شمال شرقی - جنوب غربی (آزیموت تنش افقی حداکثر در لایه مخزنی سروک برابر با N80E می‌باشد) و تنش افقی حداقل در جهت شمال غربی - جنوب شرقی می‌باشد.

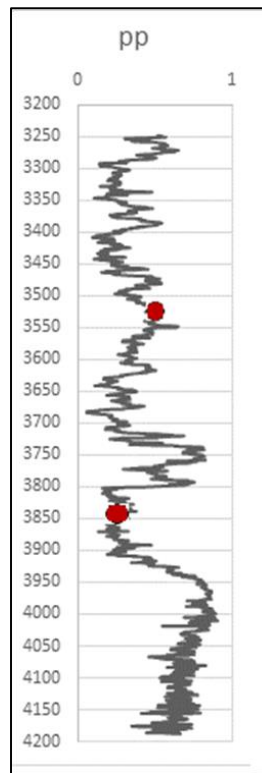
جدول ۱: تنش‌های برجای میدان نفتی موردمطالعه Psi/ft

Parameter	magnitude
Vertical stress	1.1
Maximum horizontal stress	1.25
Minimum horizontal stress	0.95

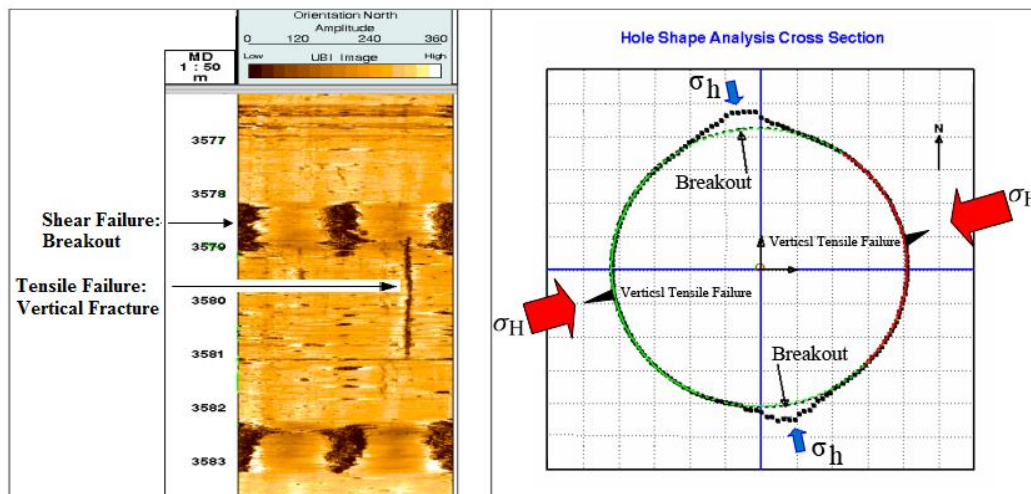
جدول ۲: پارامترهای مورداستفاده برای مدل‌سازی

Layer No. 3	Layer No. 2	Layer No. 1	Parameter
60	90	100	Thickness (m)
48	65	45	Uniaxial compressive strength (MPa)
40	51	36	Internal friction angle
0.3	0.32	0.25	Poisson ratio
15	18	16	Young's modulus (GPa)
0.7	0.7	0.7	Biot factor

برای به دست آوردن فشار منفذی در این تحقیق به دلیل در اختیار نبودن آزمون MDT از روش ایتون برای به دست آوردن فشار منفذی استفاده شده است (Amiri et al, 2019). مقدار فشار منفذی برحسب Psi/ft در شکل ۱۱ نشان داده



شکل ۱۱: فشار منفذی در حالت اولیه (دایره‌های قرمز نتایج داده‌های آزمایش فشار مجدد سازند می‌باشند).

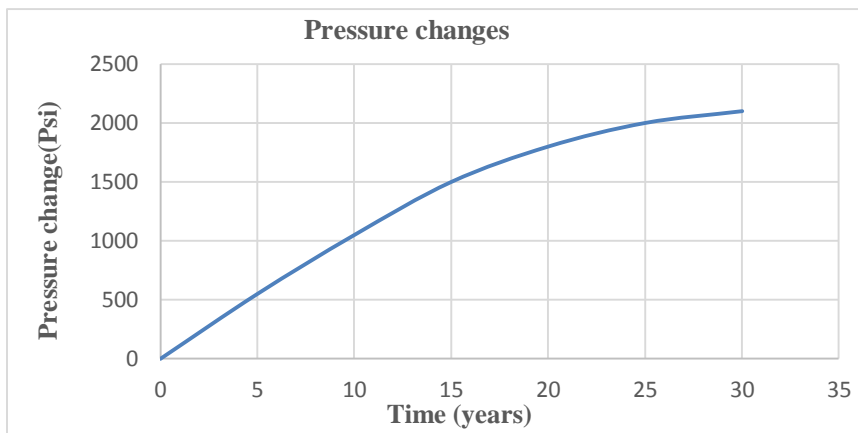


شکل ۱۲: شکستگی‌های کششی و ریزش‌ها در نمودار تصویری نشان‌دهنده جهت تنش‌های افقی حداکثر و حداقل.

۵. نتایج و بحث

نشان داده شده است. این مقدار فشار باعث تغییر در مقادیر تنش‌های برجا می‌گردد که ممکن است باعث تغییر در فشار بازشدگی گسل‌ها گردد. تغییر در تنش‌های برجا باعث تغییر در حد بالای پنجره گل می‌شود.

بر اساس مطالعات انجام‌شده در میدان موردنظر، در لایه‌ی مخزنی موردتحقیق مقدار فشار ۱۸۰۰ پوند بر اینچ مربع در مدت ۲۰ سال کاهش یافته است که مقدار آن در شکل ۱۳

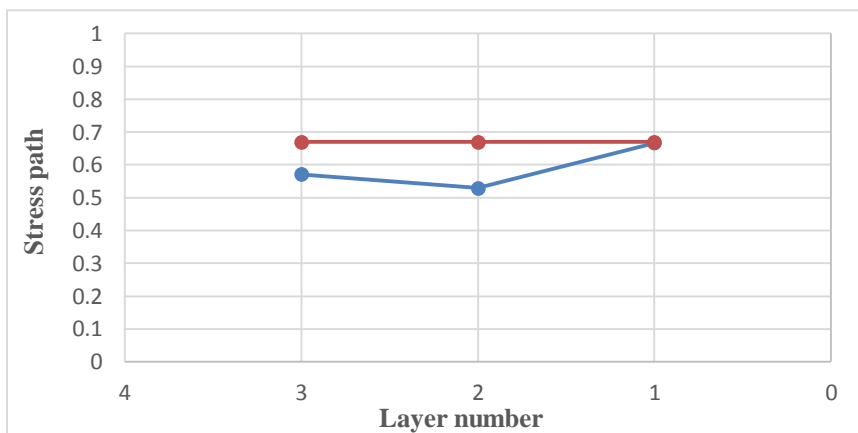


شکل ۱۳: تغییرات فشار در مخزن مورد مطالعه نسبت به زمان

همان گونه که در شکل ۱۴ نشان داده شده است در لایه اول مقدار مسیر تنش مماس با مسیر تنش بحرانی می باشد که نشان می دهد در این لایه احتمال باز شدگی گسل بر اثر تخلیه مخزن وجود دارد. در لایه دوم احتمال باز شدن گسل ها بر اثر افت فشار بسیار کم است. همچنین در لایه سوم نیز مقدار مسیر تنش بین دو لایه دیگر است.

۱-۵. اثرات ژئومکانیکی افت فشار مخزن

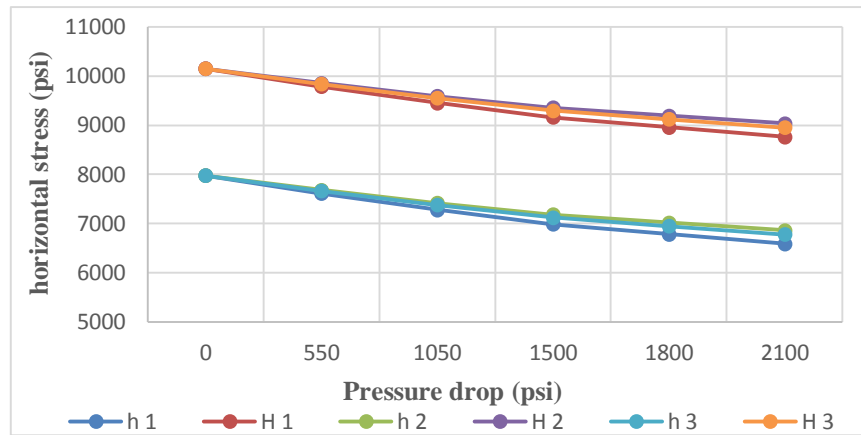
در شکل ۱۴ مسیر بحرانی تنش و مسیر تنش برای سه لایه مشخص شده رسم شده است. مسیر تنش بحرانی بر اساس روابط ۸ و ۱۰ محاسبه گردید. همان طور که در شکل ۱۴ نشان داده شده است مسیر بحرانی تنش برای رژیم تنش گسل نرمال ۰/۶۷ می باشد و میزان مسیر تنش برای لایه شماره ۱ و ۲ و ۳ به ترتیب ۰/۶۶ و ۰/۵۳ و ۰/۵۷ می باشد.



شکل ۱۴: مسیر تنش (خط آبی مسیر تنش و خط قرمز مسیر تنش بحرانی می باشد).

مقدار افت فشار در هر سه لایه رسم شده است. همچنین با توجه به عدم تغییر وزن لایه ها تنش عمودی تغییری نمی کند و ثابت فرض شده است.

شکل ۱۵ نشان دهنده تغییرات مقدار تنش های برجا در حالت اولیه و پس از افت فشار می باشد. بر طبق رابطه شماره ۷ نرخ کاهش تنش های افقی در هر سه لایه با توجه به



شکل ۱۵: تغییر تنش‌های برجای افقی (h) مقدار تنش برجای افقی حداقل و H تنش افقی حداکثر می‌باشد. همچنین عدد نشان‌دهنده‌ی شماره لایه می‌باشد).

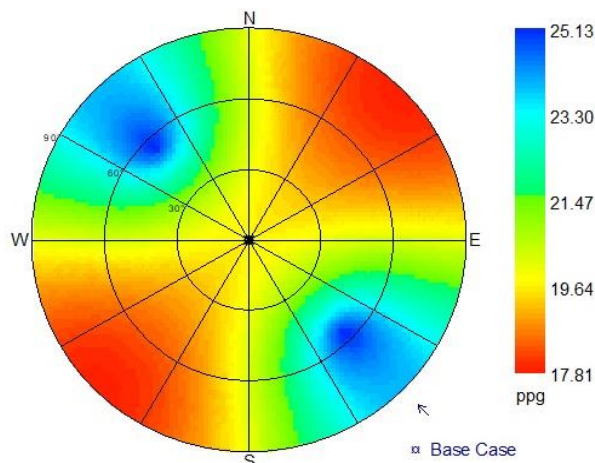
چاه در لایه شماره ۱ در شکل ۱۶ نشان داده شده است. برای محاسبه وزن گل از معیار شکست موهر - کلوب استفاده شده است. این مقادیر در تمام مختصات لایه به صورت نمودار قطبی نشان داده شده است. به طوری که شعاع نمودار نشان‌دهنده‌ی زاویه چاه و محیط آن نشان‌دهنده‌ی آزیموت چاه (زاویه نسبت به جهت شمال) می‌باشد. در این لایه نمودار قطبی نشان می‌دهد محدوده‌ی وزن گل مورد نیاز جهت شکست دیواره ۱۷/۸۱ - ۲۵/۱۳ پوند بر گالن می‌باشد.

با توجه به شکل ۱۶ و با توجه به اینکه در لایه مورد نظر رژیم تنشی به صورت گسل نرمال است بیشترین مقاومت در برابر شکسته شدن در جهت تنش افقی حداقل و در زاویه ۶۰ درجه نسبت به حالت عمود می‌باشد. همچنین می‌توان دریافت که حفاری در جهت تنش افقی حداکثر می‌تواند منجر به شکسته شدن دیواره چاه در وزن‌های گل کمتر گردد.

همان‌طور که در شکل ۱۰ مشاهده می‌شود رژیم تنش در قسمت‌های بالای مخزن (تا عمق ۳۷۰۰ متری) امتداد لغز و از این عمق به بعد رژیم تنش نرمال می‌شود. بدیهی است این رژیم تنش مشاهده شده در شکل ۱۰ رژیم تنش اولیه و قبل از اعمال افت فشار در مخزن است. اثر افت فشار مخزن بر تنش‌های افقی در شکل شماره ۱۵ نشان داده شده است. با دقت در این نمودار مشاهده می‌شود با افت فشار مخزن به سمت ۱۸۰۰ پوند بر اینچ مربع مقدار (بزرگی) تنش‌های افقی کاهش می‌یابد. با توجه به ثابت ماندن مقدار تنش عمودی اثر افت فشار رژیم تنش حاکم بر مخزن پس از افت فشار هر چه بیشتر به سمت رژیم تنش نرمال خواهد رفت

۲-۵. حد بالای شکست دیواره چاه در حالت اولیه

لایه شماره ۱: در حالت اولیه و بدون اینکه افت فشاری در مخزن اتفاق بیفتد وزن گل لازم جهت شکست کششی دیواره

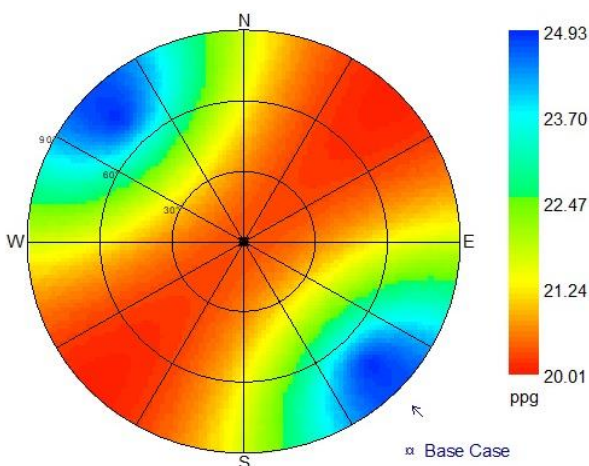


شکل ۱۶: وزن گل لازم جهت شکست کششی در لایه شماره ۱ در شرایط اولیه

می‌باشد.

در این لایه مقاومت در جهت تنش افقی حداکثر بیشتر از جهت تنش افقی حداقل می‌باشد. همچنین در این لایه مقاوم‌ترین دیواره چاه در حالت حفاری یک چاه افقی در جهت تنش افقی حداقل می‌باشد.

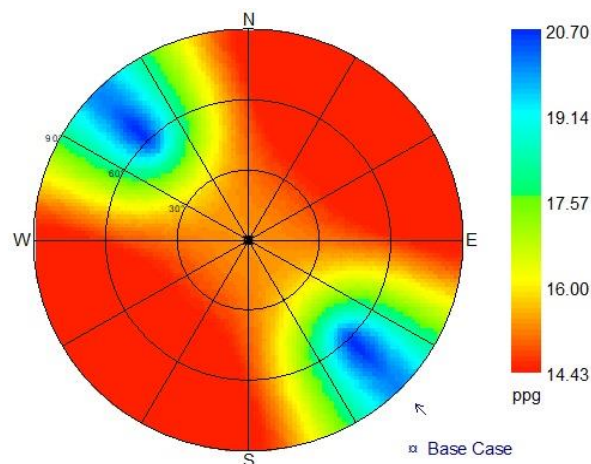
لایه شماره ۲: شکل ۱۷ حد بالای پنجره گل که همان فشار شکست کششی دیواره است را در لایه شماره ۲ در حالت اولیه نشان می‌دهد. در این وزن گل، تنش‌های مماسی دیواره چاه صفر شده و دیواره چاه می‌شکند. در این لایه حداکثر فشار گل مجاز در محدوده ۲۰/۰۱ - ۲۴/۹۳ پوند بر گالن



شکل ۱۷: وزن گل لازم جهت شکست کششی در لایه شماره ۲ در شرایط اولیه

همان‌طور که در شکل ۱۸ نشان داده شده است در بیشتر مختصات این لایه مقاومت دیواره چاه کم است. مقاوم‌ترین حالت دیواره چاه در شرایطی است که چاه حفاری شده در جهت تنش افقی حداقل و در زاویه‌های بیشتر از ۶۰ درجه می‌باشد.

لایه شماره ۳: حداکثر وزن گل در لایه شماره ۳ که باعث شکست دیواره چاه می‌گردد در شکل ۱۸ نشان داده شده است. این لایه نسبت به دو لایه قبل ضعیف‌تر می‌باشد و شکست دیواره در محدوده ۱۴/۴۳ - ۲۰/۷۰ پوند بر گالن می‌باشد.

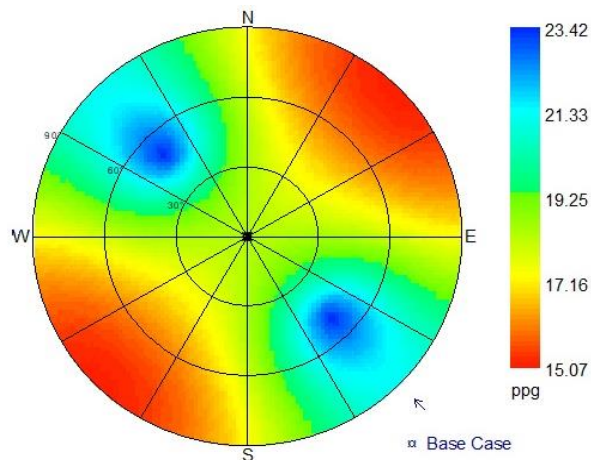


شکل ۱۸: وزن گل لازم جهت شکست کششی در لایه شماره ۳ در شرایط اولیه

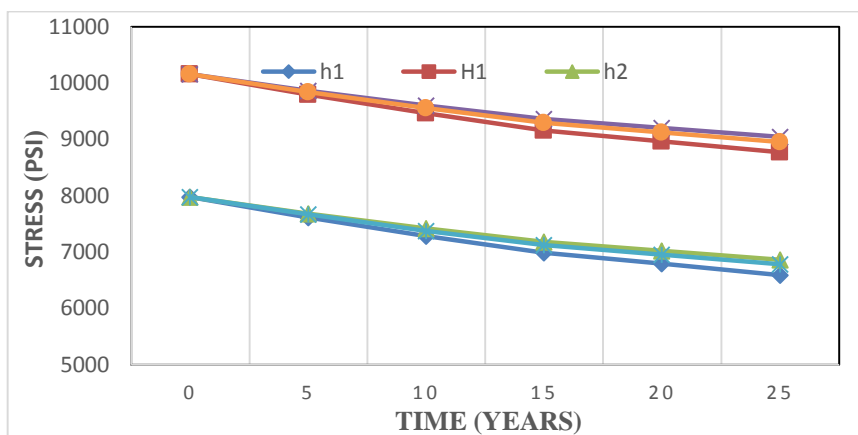
۳-۵. حد بالای شکست دیواره چاه پس از افت فشار مخزن در قسمت قبل مقاومت دیواره در شرایط اولیه در لایه‌های شماره ۱ و ۲ و ۳ به دست آمد و در شکل‌های ۱۶ تا ۱۸ نشان داده شد. بر اثر تولید از این لایه‌ها طی ۱۸ سال، ۱۸۰۰ پوند بر اینچ مربع در این لایه‌ها افت فشار ایجاد می‌شود. این افت فشار باعث تغییر در تنش‌های برجا می‌گردد (شکل ۲۰). تغییر در تنش‌های برجا باعث تغییر مقاومت لایه‌ها می‌گردد. مقدار حد بالای فشار شکست در حالت پس از افت فشار در هر سه لایه در ادامه نشان داده خواهد شد.

۱- لایه شماره ۱: پس از کاهش فشار مخزن در این لایه

بیشترین احتمال حرکت گسل‌ها در این لایه است. همچنین با کاهش فشار مخزن مقاومت لایه در برابر شکست نیز کاهش می‌یابد و در فشار گل پایین‌تری می‌شکند. همان‌طور که در شکل ۱۹ نشان داده شده است در لایه شماره ۱ پس از افت فشار محدوده وزن گلی که باعث شکست کششی دیواره می‌گردد در محدوده ۱۵/۰۷-۲۳/۴۲ پوند بر گالن می‌باشد. همچنین همانند حالت قبل چاهی با زاویه ۶۰ درجه و در جهت تنش افقی حداقل بیشترین مقاومت دیواره را خواهد داشت.



شکل ۲۰: وزن گل لازم جهت شکست کششی در لایه شماره ۱ در شرایط پس از افت فشار

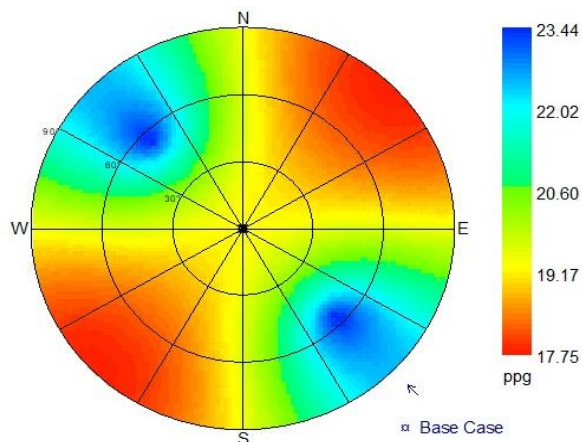


شکل ۱۹: تغییرات تنش‌های برجای افقی با گذشت زمان (h مقدار تنش برجای افقی حداقل و H تنش افقی حداکثر می‌باشد. همچنین عدد نشان‌دهنده‌ی شماره لایه است).

قرار بگیرد.

همچنین با توجه به این شکل همانند قبل از افت فشار مخزن حفاری در جهت تنش افقی حداکثر بیشترین خطر شکست دیواره را دارد و حفاری در جهت تنش افقی حداقل این خطر را کاهش می‌دهد.

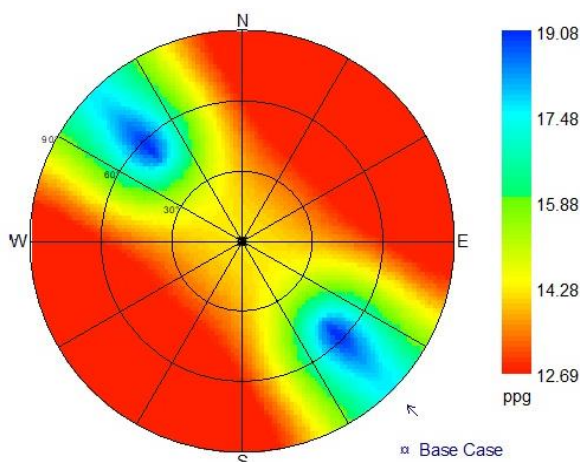
۲- لایه شماره ۲: در لایه شماره ۲ نیز افت فشار مخزن باعث کاهش مقاومت دیواره در برابر فشار کششی وارد شده از طرف گل شده است (شکل ۲۱). در این لایه کاهش فشار مخزن باعث شده است حد بالای پنجره گل در محدوده ۱۷/۷۵ - ۲۳/۴۴ پوند بر گالن



شکل ۲۱: وزن گل لازم جهت شکست کششی در لایه شماره ۲ در شرایط پس از افت فشار

همچنین مقاوم‌ترین حالت دیواره در این لایه در شرایطی است که چاهی در جهت تنش افقی حداقل و با زاویه ۶۰ درجه حفاری شود. این در حالی است که حفاری در جهت تنش افقی حداکثر در این لایه با وزن گل ۱۲/۶۹ پوند بر گالن دیواره چاه دچار شکست کششی می‌گردد.

۳- لایه شماره ۳: در لایه شماره ۳ نیز که مقاومت اولیه‌ی کمتری از دولایه دیگر داشت بر اثر افت فشار، مقاومت آن کاهش می‌یابد. همان‌گونه که در شکل ۲۲ نشان داده شده است پس از افت فشار وزن گلی که باعث شکست در این لایه می‌گردد در محدوده ۱۲/۶۹ - ۱۹/۶۸ پوند بر گالن می‌باشد.



شکل ۲۲: وزن گل لازم جهت شکست کششی در لایه شماره ۳ در شرایط پس از افت فشار

تحقیق تأثیر افت فشار مخزن در سه لایه تولیدی از یک سنگ مخزن هیدروکربنی بررسی گردید و احتمال فعالیت مجدد گسل‌ها در این لایه‌ها با کمک نرم‌افزار StabView و حد بالای پنجره گل که همان فشار شکست کششی دیواره است ارزیابی گردید.

در لایه اول مقدار مسیر تنش ۰/۶۷ می‌باشد که مماس بر مقدار تنش بحرانی می‌باشد؛ بنابراین با تولید از مخزن و کاهش فشار مخزن در این لایه گسل‌ها مجدداً فعال خواهند شد. از طرف دیگر در این لایه وزن گل مورد نیاز جهت شکست کششی سنگ در حالت اولیه ۱۷/۸۱ - ۲۵/۱۳ پوند بر گالن می‌باشد. پس از کاهش فشار مخزن این مقدار کاهش می‌یابد و در محدوده‌ی ۱۵/۰۷ - ۲۳/۴۲ پوند بر گالن قرار می‌گیرد. اثر افت فشار بر روی مقاومت کششی این لایه بیشتر از دولایه دیگر است. همچنین مقاوم‌ترین مسیر حفاری در این لایه در حالت اولیه حفاری با زاویه ۶۰ درجه و در جهت تنش افقی حداقل می‌باشد.

که نشان می‌دهد تولید از مخزن و افت فشار در این لایه منجر به حرکت گسل‌ها نخواهد شد. همچنین حداکثر وزن گل

۴-۵. مقایسه‌ی نتایج

نتایج حاصل از تغییر مقاومت دیواره چاه بر اثر کاهش فشار مخزن در سه لایه‌های شماره ۱ و ۲ و ۳ در جدول ۳ نشان داده شده است. همان‌طور که در جدول ۳ نشان داده شده است لایه اول که با کاهش فشار احتمال باز شدن گسل‌ها در آن وجود دارد، دارای بیشترین کاهش مقاومت دیواره می‌باشد.

جدول ۳. مقایسه‌ی نتایج

Drilling mud weight for tensile failure (pounds per gallon)		
Layer number	In the initial state (ppg)	After pressure drop (ppg)
1	17.81- 25.13	15.07- 23.42
2	20.01- 24.93	17.75- 23.44
3	14.43- 20.70	12.69- 19.67

۶. نتیجه‌گیری

بر اثر تولید از مخزن، در صورت نبود فشار حمایتی جهت جبران کاهش فشار، در مخزن افت فشار ایجاد می‌شود. این کاهش فشار می‌تواند باعث تغییر مقدار و جهت تنش‌های برجا شود. تغییر در این پارامترها باعث ایجاد تغییرات ژئومکانیکی در مخزن و مقاومت دیواره چاه می‌گردد. در این

همچنین در لایه دوم مسیر تنش ۰/۵۳ می‌باشد که به مقدار قابل توجهی کمتر از مسیر تنش بحرانی که ۰/۶۷ است می‌باشد

فشار دارد. این لایه که نسبت به دولایه دیگر مقاومت کششی کمتری دارد در حالت اولیه و بدون افت فشار، وزن گل موردنیاز جهت شکست کششی آن در تمام مختصات منطقه در محدوده ۱۴/۴۳ - ۲۰/۷۰ پوند بر گالن می‌باشد. با تولید از مخزن و کاهش فشار آن این مقدار به محدوده ۱۲/۶۹ - ۱۹/۶۸ پوند بر گالن کاهش می‌یابد. همچنین همچون دولایه‌ی دیگر حفاری چاه در جهت تنش افقی حداقل دارای مقاوم‌ترین دیواره و حفاری در جهت تنش افقی حداکثر کمترین مقاومت دیواره را دارد.

مجاز در این لایه ۲۰/۰۱ - ۲۴/۹۳ پوند بر گالن می‌باشد که بر اثر افت فشار مخزن و تغییر تنش‌های برجای افقی به محدوده ۱۷/۷۵ - ۲۳/۴۴ پوند بر گالن کاهش می‌یابد. در این لایه در حالت اولیه مسیر حفاری افقی و در جهت تنش افقی حداقل دارای بیشترین مقاومت دیواره است که پس از افت فشار مخزن، حفاری با زاویه‌ی ۶۰ درجه مقاوم‌ترین حالت دیواره می‌باشد. در لایه سوم نیز مسیر تنش به دست آمده ۰/۵۷ می‌باشد که کمتر از مسیر تنش بحرانی برای گسل‌های نرمال می‌باشد که نشان از عدم فعالیت گسل‌ها بر اثر افت

منابع

- پوریا، بهنود، عامری، محمدجواد، بررسی ژئومکانیکی ایجاد شکاف در مخازن تخلیه شده، پژوهش نفت، ۱۳۹۶، سال بیست و هفتم، صفحه ۴۴ - ۵۴.
- فتحی، حسن، پورکرمانی، محسن، آبدیده، محمد، بوذری، سهیلا، الماسیان، محمود، تغییرات میدان تنش و رژیم گسلش جهت تعیین امکان فعالیت مجدد گسل‌ها در پوش سنگ و مخزن بر اثر تولید و فشار افزایشی در میدان نفتی آغاچاری جنوب غرب ایران فصلنامه کواترنری ایران، (علمی - پژوهشی)، دوره ۴، شماره ۳، پاییز ۱۳۹۷، ص ۲۳۵-۲۵۱.
- نجیبی، ع. (۱۳۹۰). انطباق پارامترهای مکانیکی سنگ با داده‌های پتروفیزیکی در مخزن کویال و تأثیر آن بر تحلیل پایداری دیواره چاه. پایان‌نامه کارشناسی ارشد، دانشگاه تربیت‌معلم.
- Aadnoy, B. and M. Chenevert. 1987. Stability of highly inclined boreholes (includes associated papers 18596 and 18736). SPE Drilling Engineering, 2(04): p. 364-374.
- Al-Ajmi, A., 2006. Wellbore stability analysis based on a new true-triaxial failure criterion. KTH.
- Amiri M, Lashkaripour GR, Ghabezloo S, Hafezi Moghaddas N, HeidariTajareh M., 2018. 3D spatial model of Biot's effective stress coefficient using well logs, laboratory experiments and geostatistical method in the Gachsaran oil field, south-west of Iran. Bull Eng Geol Environ.
- Amiri M, Lashkaripour GR, Ghabezloo S, Moghaddas NH, Tajareh MH, 2019. Mechanical earth modeling and fault reactivation analysis for CO 2-enhanced oil recovery in Gachsaran oil field, south-west of Iran., Environmental Earth Sciences. Feb 1;78(4):112.
- Bowes, C. and R. Procter, 1997. Drillers Stuck Pipe Handbook. Ballater, Scotland: Procter & Collins Ltd.
- Canady, W.J. 2011. A method for full-range Young's modulus correction. in North American Unconventional Gas Conference and Exhibition. Society of Petroleum Engineers.
- Cheatham Jr, J., 1984. Wellbore stability. Journal of petroleum technology. 36(06): p. 889-896.
- Doser, D.I., M.R. Baker, and D.B. Mason, 1991. Seismicity in the War-Wink gas field, Delaware Basin, west Texas, and its relationship to petroleum production. Bulletin of the Seismological Society of America, 81(3): p. 971-986.
- Fjar, E., 2008. Petroleum related rock mechanics. Vol. 53. Elsevier.
- Gao, Q., 2019. Initiation Pressure and Corresponding Initiation Mode of Drilling Induced Fracture in Pressure Depleted Reservoir. Journal of Energy Resources Technology, 141(1): p. 012901.
- Garrouch, A.A. and A.S. Ebrahim. 2001. Assessment of the stability of inclined wells. in SPE Western Regional Meeting. Society of Petroleum Engineers.
- Grasso, J.-R., 1992. Mechanics of seismic instabilities induced by the recovery of hydrocarbons. Pure and Applied Geophysics. 139(3-4): p. 507-534.

- Hussain, R., 2002. Well Engineering and Construction. Entrac Consulting, London.
- Kanfar, M.F., Z. Chen, and S. Rahman, 2017. Analyzing wellbore stability in chemically-active anisotropic formations under thermal, hydraulic, mechanical and chemical loadings. *Journal of Natural Gas Science and Engineering*, 41: p. 93-111.
- Kidambi T, Kumar GS, 2016. Mechanical Earth Modeling for a vertical well drilled in a naturally fractured tight carbonate gas reservoir in the Persian Gulf. *J Pet Sci Eng* 141:38–51. <https://doi.org/10.1016/j.petro.2016.01.003>
- Li, X. and K. Gray, 2015. Wellbore stability of deviated wells in depleted reservoir. in *SPE Annual Technical Conference and Exhibition*. Society of Petroleum Engineers.
- Lund, B. and M. Zoback, 1999. Orientation and magnitude of in situ stress to 6.5 km depth in the Baltic Shield. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 36(2): p. 169-190.
- Maleki, S., 2014. Comparison of different failure criteria in prediction of safe mud weigh window in drilling practice. *Earth-Science Reviews*, 136: p. 36-58.
- Moos, D., 2003. Comprehensive wellbore stability analysis utilizing quantitative risk assessment. *Journal of Petroleum Science and Engineering*, 38(3-4): p. 97-109.
- Motiei, H., 2010. An Introduction to Zagros Petroleum Reservoirs Evaluation, (For Geologist), first ed. V:2, P 681. [In Persian].
- Senseny, P.E., Pfeifle, T.W., 1984. Fracture toughness of sandstones and shales, in: *The 25th US Symposium on Rock Mechanics (USRMS)*.
- Schutjens, P.M, 2007. Wellbore stress change due to drawdown and depletion: An analytical model and its application. in *International Petroleum Technology Conference*. International Petroleum Technology Conference.
- Stewart, D. and P. BYERLY, 1994. Reorientation of propped refracture treatment. *SPE*, 28078.
- Zeynali, M.E., 2012. Mechanical and physico-chemical aspects of wellbore stability during drilling operations. *Journal of Petroleum Science and Engineering*, 82: p. 120-124.
- Zoback, M., 2003. Determination of stress orientation and magnitude in deep wells. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 40(7-8): p. 1049-1076.
- Zoback, M.D. and J.C. Zinke, 2002. Production-induced normal faulting in the Valhall and Ekofisk oil fields, in *The mechanism of induced seismicity*, Springer. p. 403-420.
- Zoback, M.D., A.D. Day-Lewis, and S. Kim, 2010. Predicting changes in hydrofrac orientation in depleting oil and gas reservoirs, US Patent No. 784,889,5B2.
- Zoback, M.D., *Reservoir geomechanics*. 2010: Cambridge University Press, Cambridge, United Kingdom.