



دانشکده مهندسی معدن، نفت و ژئوفیزیک

رساله دكترى اكتشاف مواد معدني

شبیه سازی عددی رفتار شکست هیدرولیکی در مواجهه با شکستگیهای مخزن

نگارنده: ابوالفضل مرادی

اساتید راهنما: دکتر بهزاد تخمچی دکتر وامق رسولی

استاد مشاور

دكتر محمد فاتحى مرجى

بهمن ۱۳۹۵

دانشگاه صنعتی شاهرود

دانشکده : مهندسی معدن، نفت و ژئوفیزیک

گروه : مهندسی اکتشاف معدن

پایان نامه رساله دکتری آقای ابوالفضل مرادی

تحت عنوان: شبیه سازی عددی رفتار شکست هیدرولیکی در مواجهه با شکستگیهای مخزن

| امضاء | مشاور | امضاء | اساتید راهنما |
|-------|---------------------|-------|---------------------|
| | نام و نام خانوادگی: | | نام و نام خانوادگی: |
| | نام و نام خانوادگی: | | نام و نام خانوادگی: |

| امضاء | نماینده تحصیلات تکمیلی | امضاء | اساتيد داور |
|-------|------------------------|-------|---------------------|
| | نام و نام خانوادگی: | | نام و نام خانوادگی: |
| | | | نام و نام خانوادگی: |
| | | | نام و نام خانوادگی: |

هديم به روح پاک پدرم ؛ کومی استوار و حامی من در طول تام زندگی. مادرم؛ متى من زمتى اوست ما متم مست دارمش دوست. بمسرم ؛ نشانه لطف الهي در زمدي من. زهراخانم ومحایی عزیز؛ امید بخش جانم که آسایش او آرامش من است. برادران وخواهرانم ، بمسفران مهربان زندمی ام. آقاسد کاظم، سد ابراہیم، سدطانب وحاج سد مدی ؛ مردانی از جس بلور وامید.

قدرداني ساس محضوص خداوند مهرمان که به انسان توانایی و دانایی بخشد مایه بندگان شفقت ورزد، مهرمانی کند و در حل مشكلاتشان مارى شان غايد. به مصداق «من لم يشكر المخلوق لم يشكر الحالق» بسی شايسة است از اسا تيد فر پنجة و فرزانه ، جناب آقايان د کتر بهزاد بخم چی، دکتر دامق رسولی و دکتر محد فاتحی مرجی، که در محال سعه صدر، باحس خلق و فروتنی ، از ، سچ کلی در این عرصه بر من دیغ ننمودند و زحمت را بهمایی اینجانب را بر عهده داشتند ؛ تقدیر و تشکر نایم . با مشکر از دوست بزگوار ، جناب آقای دکتر ابوالفضل عبدالهی پور که از مشاوره کمی راه کشای ایشان در انجام این رساله بهره مند شده ام . را منایی ای روش بخش این اسا تید بزرگوار بمواره چراغ راه در مسیر انجام این پژویش بوده است. تهمچنین از تامی معلان و اساتید در طول دوران تحصیل کال قدردانی را دارم. یروردگاراحس عاقبت، سلامت و سعادت را برای آنان مقدر فرما.

دانشجو تأیید می نماید که مطالب مندرج دراین پایان نامه (رساله) نتیجه تحقیقات خودش می باشد و در صورت استفاده از نتایج دیگران مرجع آن را ذکر نموده است.

کلیه حقوق مادی مترتب از نتایج مطالعات، آزمایشات و نو آوری ناشی از تحقیق موضوع این پایان نامه (رساله) متعلق به دانشگاه صنعتی شاهرود می باشد.

بهمن ۱۳۹۵

هیدروکربور موجود در مخازن با توجه به فشار بالای آن در مراحل اولیه بدون پمپاژ قابل استخراج است. با ادامهٔ برداشت، فشار مخزن کاهش یافته و درنتیجه میزان هیدروکربور استخراجی نیز کاهش مییابد. روشهای مختلف ازدیاد برداشت از جمله شکست هیدرولیکی به منظور حل این م شکل تو سعه داده شدهاند. با توجه به ضرورت انجام مطالعات اولیه امکان سنجی اجرای شکست هیدرولیکی به منظور تعیین راسـتای شـکسـت هیدرولیکی و تنش حاکم بر میدان مطالعاتی که نقش مؤثري در موفقیت این عملیات دارد، در این مطالعه فرآیند امکانســنجي و چگونگي تجزیه و تحلیل نتایج حاصله مورد بررسی قرار گرفته است. از طرفی برخلاف استفاده گسترده روش شکست هیدرولیکی در استخراج نفت و گاز، جنبههای اساسی و مهمی از آن همچنان مبهم باقی مانده است و مستلزم انجام تحقیقات و سیعتر بمنظور افزایش کارایی عملیات شکست هیدرولیکی می با شد. از آن جمله می توان به گسترش شکست هیدرولیکی در مخازن شکافدار و اندرکنش آن با ناپیو ستگیهای طبیعی موجود در مخزن اشاره نمود. این پژوهش، به بررسی این جنبههای مبهم و اثرات آن بر مکانیزم گسترش شکست می پردازد. در این مطالعه، روشهای ناپیوستگی جابجایی و تنش موهومی جهت مدل سازیهای عددی و اصول مکانیک شکست الاستیک خطی برای شبیهسازی فرآیند شکست و گسترش آن، در کنار معیارهای اندرکنش جهت بررسی رفتار شکست هیدرولیکی در مواجهه با شکست طبیعی، مورد استفاده قرار گرفتهاند. کاربرد دو روش ناپیوستگی جابجایی و تنش موهومی موجب افزایش دقت در تعیین میدان تنش (ویژگی برتر روش تنش موهومی) و جابجاییها (ویژگی برتر روش ناپیوستگی جابجایی) می گردد. پس از ترکیب این دو روش عددی و معرفی الگوریتمهای مورد نیاز، مدل عددی با استفاده از چندین حل تحلیلی و نتایج آزمایشگاهی مورد اعتبار سنجی قرار گرفت و دقت و صحت آن تایید گردید. در اولین قسمت مدلسازیهای عددی، به بررسی پارامترهای هندسی موثر بر نحوه گسترش شکست هیدرولیکی از جمله راستای شکست هیدرولیکی اولیه، راستای شکست طبیعی، طول شکستهای هیدرولیکی و طبیعی و فاصلهداری شکستگیهای طبیعی از شکست هیدرولیکی پرداخته شد. بر این ا ساس مشاهده شد در حالاتی که پارامترهای انتخابی موجب نزدیک شدن نوک شکست هیدرولیکی به شکست طبیعی می شود، مقدار فاکتور شدت تنش ترک در حال گسترش، برخلاف معمول، کاهش می یابد. در مواردی که مسیر این ترک در حال رشد بسیار نزدیک به نوک شکست طبیعی باشد، بدلیل اغتشاش در میدان تنش اطراف ترک طبیعی ر شد ترک متوقف می شود. میزان باز شدگی دهانه شکست هیدرولیکی به عنوان یکی از پارامترهای موثر بر نرخ تولید از چاه مورد بررسی قرار گرفت. بدین منظور تاثیر پارامترهای گوناگون از جمله راستای ترک، میدان تنشی و خصوصیات مکانیکی سنگ بر تغییر میزان بازشدگی با در نظر گرفتن ۱۵۰۰ مدل مختلف اجرا و تحلیل شد. با بکارگیری برازش چند متغیره رابطهای جدید با ضریب همبستگی بالا (٪۹۴/۳۵) برای

پیشبینی باز شدگی دهانه ترک هیدرولیکی (در شرایط ژئومکانیکی و طول ترک دلخواه) ارائه گردید. همچنین تأثیر پارامترهای هندسی نظیر شعاع چاه و رشد شکست هیدرولیکی و طول گسترش شکست هیدرولیکی بر مقدار باز شدگی ترک اولیه برر سی شد که در هر دو مورد روابطی با ضریب همبستگی بالا و تقریباً خطی از طریق برازش بدست آمد. مدلسازی عددی اندرکنش شکست هیدرولیکی و طبیعی نیز با در نظر گرفتن شرایط مختلف، شبیهسازی شده است. نتایج مطالعات نشان داده است که انرژی شکست هیدرولیکی پس از هر عبور موفق از شکست طبیعی واقع در مسیر ر شد خود کاهش می یابد و احتمال عبور شکست هیدرولیکی در دفعات بعد کمتر خواهد بود. همیچنین فاصله داری کمتر شکست گی های طبیعی موجب افزایش برخورد شکست هیدرولیکی و طبیعی می شود. انجام مدل سازیها در حالات مختلف، شرایط لازم را برای توقف، عبور و یا ر شد شکست می شود. انجام مدل سازیها در حالات مختلف، شرایط داد.

کلمات کلیدی: شکست هیدرولیکی، شکست طبیعی، گسترش ترک، روش ناپیوستگی جابجایی، روش تنش موهومی، مخازن نفتی.

فهرست مقالات مستخرج از رساله دکتری

مقالات كنفرانسي

- ۱) ابوالفضل مرادی؛ بهزاد تخمچی؛ وامق رسولی، محمد فاتحی مرجی "یک تحلیل عددی نوین از تاثیر ترک های طبیعی سنگ مخزن بر فاکتور های شدت تنش شکست هیدرولیکی در حال گسترش" دومین کنفرانس بین المللی و سومین همایش ملی کاربرد فناوری های نوین در علوم مهندسی،مشهد، اسفند ماه ۱۳۹۴.
- ۲) <u>ابوالفضل مرادی</u>؛ بهزاد تخمچی؛ وامق رسولی، محمد فاتحی مرجی "بررسی تأثیر پارامترهای مختلف شکست هیدرولیکی بر روی بازشدگی دهانه ترک" کنفرانس بین المللی پژوهشهای نوین در علوم مهندسی،تهران، خرداد ماه ۱۳۹۵.
- ۳) ابوالفضل مرادی؛ بهزاد تخمچی؛ وامق رسولی، محمد فاتحی مرجی " مطالعات پتروفیزیکی مورد نیاز جهت تعیین پارامترهای ژئومکانیکی در امکانسنجی عملیات شکست هیدرولیکی" دومین کنفرانس ملی ژئومکانیک نفت، مدیریت اکتشاف شرکت ملی نفت ایران، بهمن ماه ۱۳۹۵.

مقالات مجله

1. <u>A. Moradi</u>, B. Tokhmechi, V. Rasouli, M. Fatehi Marji, "A comprehensive numerical study of hydraulic fracturing process and its affecting parameters" Geotechnical and Geological Engineering. 2017. DOI: 10.1007/s10706-017-0159-2.

 ۲. <u>ابوالفضل مرادی</u>؛ بهزاد تخمچی؛ وامق ر سولی، محمد فاتحی مرجی "تحلیل المان مرزی غیر مستقیم اندرکنش شکست هیدرولیکی و شکست طبیعی در مخازن هیدروکربنی درزه دار " مجله علمی و پژوهشی روشهای تحلیلی و عددی در مهندسی معدن، دانشگاه یزد، (جلد ۱۱) ۸۸–۷۷. ۱۳۹۵.

- 3. <u>A. Moradi</u>, B. Tokhmechi, V. Rasouli, M. Fatehi Marji, "Geometrical Effects of Natural Fractures on the Process of hydraulic fracturing". Geomechanics and Geoengineering. (Under Review)
- 4. <u>A. Moradi</u>, B. Tokhmechi, V. Rasouli, M. Fatehi Marji, "Displacement discontinuity analysis of the effects of various hydraulic fracturing parameters on the crack opening displacement (COD)" Journal of Petroleum Science and Technology. (Under Review)

فهرست مطالب

فصل اول: كليات

| بان مساله و ضرورت انجام تحقیق۲ | ۱-۱- ب |
|------------------------------------|--------|
| رضيات پژوهش۵ | ۱–۲– ف |
| والات و نتايج قابل انتظار از رساله | ~ −۳−۱ |
| وش انجام تحقيق | ۴-۱- ر |

فصل دوم: روششناسی تحقیق

| ١٠ | ۲-۱- تاریخچه شکست هیدرولیکی |
|--|--|
| 17 | ۲-۲- امکانسنجی انجام عملیات شکست هیدرولیکی |
| ۱۶ | ۲-۳- مدلهای شکست هیدرولیکی |
| ۱۷ | ۲-۲-۱- مدلهای دو بعدی |
| ۲۰ | ۲-۲-۲ مدلهای سه بعدی |
| ۲۱ | ۲-۳- مطالعات شکست هیدرولیکی |
| 77 | ۲-۳-۲- مطالعات میدانی |
| ۲۳ | ۲-۳-۲ مطالعات آزمایشگاهی |
| ۲۷ | ۲-۳-۳- مطالعات تحلیلی و عددی |
| | |
| ۴۱ | ۴-۲- جمع بندی |
| لی-عددی در پیشبینی روند انتشار ترک | ۲-۴- جمع بندی فصل سوم: فرمولاسیون مدلهای تحلیا |
| ۲۱ لی-عددی در پیشبینی روند انتشار ترک ۲۴ | ۴-۲- جمع بندی فصل سوم: فرمولاسیون مدلهای تحلیا ۲-۱- مقدمه |
| ۲۱ لی–عددی در پیشبینی روند انتشار ترک ۲۴ | ۲-۴-۲ جمع بندی فصل سوم: فرمولاسیون مدلهای تحلیا ۳-۱- مقدمه ۳-۲-۳ روش المان مرزی |
| ۲۱ لی – عددی در پیشبینی روند انتشار ترک ۲۴ ۲۵ | ۲-۴-۲ جمع بندی فصل سوم: فرمولاسیون مدلهای تحلیا ۱-۳- مقدمه ۲-۳- روش المان مرزی |
| ۲۱ لی – عددی در پیشبینی روند انتشار ترک ۲۴ ۲۵ ۲۷ | ۲-۴-۲ جمع بندی فصل سوم: فرمولاسیون مدلهای تحلیا ۳-۱- مقدمه ۳-۲- روش المان مرزی ۳-۲-۱- روش تنش موهومی ۳-۲-۱-۱-۱-۱-۱- مساله کلوین در کرنش صفحهای |
| ۲۱ لی – عددی در پیشبینی روند انتشار ترک ۲۴ ۲۵ ۲۷ ۲۷ | ۲-۴-۲ جمع بندی فصل سوم: فرمولاسیون مدلهای تحلیا ۳-۱- مقدمه ۳-۲- روش المان مرزی ۳-۲-۱- روش تنش موهومی ۳-۲-۱-۲- مساله کلوین در کرنش صفحهای |
| ۲۱ لی – عددی در پیشبینی روند انتشار ترک ۲۴ ۲۵ ۲۷ ۲۷ | ۲-۴- جمع بندی فصل سوم: فرمولاسیون مدلهای تحلیا ۳-۱- مقدمه ۳-۲- روش المان مرزی ۳-۲-۱ روش تنش موهومی ۳-۲-۱- روش تنش موهومی ۳-۲-۱- مساله کلوین در کرنش صفحهای ۳-۲-۱- توزیع حل کلوین بر روی یک پاره خط ۳-۲-۲- روش ناپیوستگی جابجایی با المانهای ثابت |
| ۲۱ یی – عددی در پیشبینی روند انتشار ترک ۲۴ ۲۵ ۲۷ ۲۷ ۲۸ ۵۰ ۵۲ | ۲-۴- جمع بندی فصل سوم: فرمولاسیون مدلهای تحلیا ۳-۱- مقدمه ۳-۱- مقدمه ۳-۲- روش المان مرزی ۳-۲-۱- روش تنش موهومی ۳-۲-۱- روش تنش موهومی ۳-۲-۱- مساله کلوین در کرنش صفحهای ۳-۲-۱- توزیع حل کلوین بر روی یک پاره خط ۳-۲-۳ روش ناپیوستگی جابجایی با المان های درجه دو |

| ۳-۴- المان نوک ترک |
|---|
| ۵۸-۳- مکانیک شکست |
| ۵۹-۱-۵-۳ مکانیک شکست الاستیک خطی LEFM |
| ۳-۶- ضرایب شدت تنش |
| ۶۱-۳-۱- چقرمگی شکست |
| ۳-۶-۲- تنش و جابجایی در نوک ترک |
| ۳-۶-۳- معیارهای متداول در مکانیک شکست |
| ۵-۳-۶-۳- معیار حداکثر تنش مماسی م |
| ۶۷-۳-۶-۳- معیار حداکثر انرژی کرنشی آزاد شده G |
| ۳-۶-۳- معیار حداقل چگالی انرژی S |
| ۳-۷- کدهای ارائه شده برای مدلسازی عددی |
| ۶۸۶۸ کوپل روشهای تنش موهومی و ناپیوستگی جابجایی |
| ۲-۷-۳ روند عددی کد 2DFSDDMPROP. |
| ۳-۷-۳- کد 2DFSDDMINTER برای بررسی اندرکنش شکست هیدرولیکی و طبیعی |
| ۳-۸- اعتبارسنجی مدل عددی با استفاده از مسائل متداول در ادبیات مکانیک شکست |
| ۳-۸-۳- ترک مرکزی مایل تحت کشش |
| ۳-۸-۲- ترک لبهای در صفحه محدود |
| ۸۰-۸-۳- اعتبار سنجی گسترش ترک |
| ۳-۸-۴- اعتبارسنجی کد اندرکنش شکستگیها |
| ٩-٣- جمع بندى |

فصل چهارم: شبیهسازی عددی رفتار شکست هیدرولیکی در مخزن شکاف دار و اندرکنش آن با شکستگیهای طبیعی

| ٨٨ | ۴–۱– مقدمه |
|----|---|
| ٨٩ | ۴-۲- اندازه بازشدگی دهانه ترک |
| ٩٠ | ۴-۳- تاثیر پارامترهای گوناگون بر اندازه بازشدگی دهانه ترک |
| ۹۱ | ۴-۳-۴- مدلسازی عددی پارامترهای موثر بر اندازه بازشدگی دهانه ترک |
| ۹۳ | ۴–۳–۲-برازش چندمتغیره اندازه بازشدگی دهانه ترک |

| ۹۴ | ۴-۳-۳- تاثیر گسترش ترک بر اندازه بازشدگی ترک اولیه |
|-----------|---|
| ۹۶ | ۴–۳–۴– اثر شعاع چاه بر بازشدگی دهانه ترک |
| ٩٨ | ۴-۴- مدلسازی عددی تاثیر پارامترهای هندسی |
| حال گسترش | ۴-۴-۱- تاثیر شکستگیهای طبیعی بر فاکتورهای شدت تنش شکست هیدرولیکی در |
| ۱۰۶ | ۴-۴-۲- شکستگیهای طبیعی عمود بر راستای شکستگیهای هیدرولیکی اولیه |
| ۱۱۰ | ۴-۴-۳- شکستگیهای طبیعی مایل نسبت به راستای اولیه شکست هیدرولیکی |
| ۱۱۸ | ۴-۵- جمع بندی |

فصل پنجم: نتیجه گیری و پیشنهادات

| 177 | ۵-۱- نتیجه گیری |
|-----|-----------------|
| ۱۲۵ | ۵–۲– پیشنهادات |
| ١٢٧ | منابع و مراجع |
| ۱۳۰ | پيوست الف |

فهرست شکلها فصل دوم

| | فصل سوم |
|----|---|
| ٣٠ | شکل ۲- ۶- پارامترهای معیار بلانتون برای اندرکنش شکست هیدرولیکی و شکست طبیعی |
| ۲۸ | شکل ۲- ۵-اندرکنش شکست هیدرولیکی و شکست طبیعی |
| 74 | شکل ۲- ۴- نحوه رفتار شکست هیدرولیکی در مواجهه با یک شکستگی طبیعی[۸۱] |
| ۱۹ | شکل ۲- ۳- مدلهای پایه ۲ بعدی شکست هیدرولیکی KGD PKN و شعاعی [۶۲] |
| ۱۵ | شکل ۲- ۲- کنترل راستای شکستگیهای هیدرولیکی در چاه توسط راستای تنشها |
| ۱۵ | شکل ۲- ۱- اهمیت شناخت دقیق راستای تنش ها در یک میدان هیدروکربوری |

| سوم | فصل |
|-----|-----|
|-----|-----|

| شکل ۳- ۱- روشهای عددی در ژئومکانیک [۹۵] |
|---|
| شکل ۳- ۲- مسئله کلوین، صفحه کرنش [۱۳۳]. |
| شکل ۳- ۳- توزیع حل کلوین روی یک پاره خط۴۹ |
| شکل ۳- ۴- مولفههای D _x و D _y ناپیوستگی جابجایی[96] |
| شکل ۳- ۵-توزیع جابجایی در المان ناپیوستگی جابجایی درجه دو |
| شکل ۳- ۶- المان نوک ترک۵۷ |
| شکل ۳- ۷-مودهای مستقل تغییر شکل ترک الف) مود I بازشدگی ب) مود IIبرش ج) مود IIIپارگی [۱۳۹] ۶۰ |
| شکل ۳- ۸-نمونههای آزمایش تعیین چقرمگی الف) نمونه خمش سه نقطهای PB۳ ب) نمونه کششی CT ۶۲ |
| شکل ۳- ۹-موقعیت تنش های موضعی نزدیک نوک ترک۶۳ |
| شکل ۳- ۱۰- شبیهسازی حفاری و لغزش درزه با آزادسازی تدریجی مرزها الف) مدل اولیه ب) گام k/م آزادسازی ۷ |
| شکل ۳- ۱۱- الگوریتم کلی مورد استفاده در برنامه 2DFSDDMPROP |
| شکل ۳- ۱۲- الگوریتم اندرکنش شکست هیدرولیکی و طبیعی اضافه شده به کد ناپیوستگی جابجایی با المانهای درجه |
| دو |
| شکل ۳- ۱۳- ترک مرکزی مایل تحت کشش۷۵ |
| شکل ۳- ۱۴- مقایسه تغییرات فاکتورهای شدت تنش استاندارد در راستاهای مختلف |
| شکل ۳- ۱۵- تغییرات فاکتور شدت تنش نسبت به تعداد المان در ترک بطول ۰/۵ متر |
| شکل ۳- ۱۶- ترک لبهای تحت کشش در صفحه محدود۷۸ |
| شکل ۳- ۱۷- اثر نسبت طول المان نوک ترک بر طول ترک۷۹ |
| شکل ۳- ۱۸- اثر نسبت طول ترک به عرض صفحه۸۰ |
| شکل ۳- ۱۹- موقعیت ترکهای اولیه در مدل آزمایشگاهی۸۱ |
| شکل ۳- ۲۰- مقایسه نتایج شبیهسازی گسترش ترک در الف) مدل عددی و ب) در نمونههای آزمایشگاهی۸۲ |

فصل چهارم

| شکل ۴- ۱- ترک تحت فشار یکنواخت داخلی در مدل اسندون۹۰ |
|--|
| شکل ۴- ۲- مقایسه حل تحلیلی و عددی مسئله اسندون۹۱ |
| شکل ۴- ۳- طرح کلی مسئله مورد بررسی برای میزان بازشدگی دهانه ترک۹۲ |
| شکل ۴- ۴- تغییرات حداکثر بازشدگی دهانه ترک اولیه نسبت به رشد ترک۹۵ |
| شکل ۴- ۵- رشد ترک برای دسته دادههای الف، ب، و ج۹۶ |
| شکل ۴- ۶- مدل اولیه برای بررسی تاثیر شعاع چاه بر میزان بازشدگی دهانه ترک۹۷ |
| شکل ۴– ۷- تاثیر شعاع چاه بر حداکثر میزان بازشدگی دهانه ترک۹۸ |
| شکل ۴- ۸- هندسه اولیه مسئله مورد نظر۹۹ |
| شکل ۴- ۹- توقف شکستهای هیدرولیکی بالا و عبور آنها در مواجه با شکستگی های طبیعی |
| شکل ۴- ۱۰- تغییرات فاکتور شدت تنش با فاصله از نزدیکترین نوک شکست طبیعی برای ^۵ -۶۰° L _{HF} =۰/۵۳، |
| ۱۰۲ |
| شکل ۴- ۱۱- تغییرات فاکتور شدت تنش با فاصله از نوک شکست طبیعی سمت چپ (در شکل ۴- ۸) برای °α=۳۰، |
| $\cdot \cdot \cdot$ |
| شکل ۴- ۱۲-تغییرات فاکتور شدت تنش برای نوک ترک در حال گسترش نسبت به فاصله از نوک شکست طبیعی |
| $S=0.25 \ _{2}\alpha=30^{\circ}, \ L_{HF}=0.75, \ L_{NF}=0.25$ |
| شکل ۴- ۱۳-گسترش شکست هیدرولیکی (بطول ۲۵/۰ متر)بدون وجود شکستگیهای طبیعی الف) ° a =۱۰ ب) ° a =۱۵، |
| $ \cdot \cdot \gamma = \alpha \cdot \circ \circ \delta^{\gamma} = \alpha \cdot \circ \circ \delta^{\gamma} = \alpha \cdot \circ \circ \delta^{\gamma} = \alpha \cdot \circ \delta^{\gamma} = \alpha \circ \circ \delta^{\gamma} =$ |
| شکل ۴- ۱۴- گسترش شکست هیدرولیکی (بطول ۰/۲۵ متر)با وجود شکستگیهای طبیعی (بطول ۲۵/۰متر و نسبت |
| S/L _{HF} =۱)عمود بر راستای شکست هیدرولیکی اولیه الف) °۹=۵ ب) ۵۵=۳۰ ، ج) ۵۰=۵ ، د) ۵۰=۵، ه) ۵۰=۵، و) |
| $\cdot \cdot \gamma$ |
| شکل ۴- ۱۵- گسترش شکست هیدرولیکی (بطول ۰/۵ متر)با وجود شکستگیهای طبیعی (بطول ۰/۵متر و نسبت |
| S/L _{HF} =۱))عمود بر راستای شکست هیدرولیکی اولیه الف) °۹=۵ ب) ۵۵=۳۰ ، ج) ۵۰=۵ ، د) ۵۰=۵، ه) ۵۰=۵، و) |
| $\cdot \cdot \lambda$ |
| شکل ۴- ۱۶- گسترش شکست هیدرولیکی (بطول ۰/۵ متر)با وجود شکستگیهای طبیعی (بطول ۰/۵متر و نسبت |
| S/L _{HF} =۰/۵)عمود بر راستای شکست هیدرولیکی اولیه الف) °۹=۵ ب) °۵=۵ م ج) °۵=۳۰ ، د) ۵٬α=۴۵°، ه) ۵٬α=۶۰°، و) |
| $1 \cdot 9$ |
| شکل ۴- ۱۷- گسترش شکست هیدرولیکی (بطول ۷۵/۰ متر)با وجود شکستگیهای طبیعی (بطول ۵/۰متر و نسبت |
| α=۶۰° (۵، α=۴۵° ، د) ۵۰ (S/L _{HF} =۱/۳۳) عمود بر راستای شکست هیدرولیکی اولیه الف) α=۶۰° ب) ۵ (S/L _{HF} =۱/۳۳) م |
| $\gamma \gamma $ |

| ، هیدرولیکی (با $^\circ$ =•) با زاویه میلهای مختلف شکستگیهای طبیعی الف) | شکل ۴- ۱۸- تغییرات گسترش شکست |
|--|---|
| 111 | $\theta = \theta \cdot \circ (\theta = \theta \cdot \phi) \circ \theta = \theta \cdot \phi$. $\theta = \theta \cdot \phi$ |
| هیدرولیکی (با °۵۵=x) با زاویه میلهای مختلف شکستگیهای طبیعی الف) | شکل ۴- ۱۹- تغییرات گسترش شکست |
| 117 | $\theta = \mathfrak{r} \cdot \circ (\mathfrak{r}, \theta = \mathfrak{r} \cdot \circ (\mathfrak{r}, \theta = \mathfrak{r} \cdot \circ (\mathfrak{r}, \theta = \mathfrak{r} \cdot \circ \mathfrak{r}))$ |
| هیدرولیکی (با °α=۳۰) با زاویه میلهای مختلف شکستگیهای طبیعی الف) | شکل ۴- ۲۰- تغییرات گسترش شکست |
| ۱۱۳ | $\theta = \theta \cdot \circ (\theta = \theta \cdot \circ \theta = \theta \cdot \phi)$ ب $\theta = \theta \cdot \circ \theta = \theta \cdot \phi$ |
| هیدرولیکی (با °a=۴۵) با زاویه میلهای مختلف شکستگیهای طبیعی الف) | شکل ۴- ۲۱- تغییرات گسترش شکست |
| 114 | $\theta = \mathfrak{r} \cdot \circ (\mathfrak{r} \cdot \mathfrak{o} = \mathfrak{r} \cdot \circ \mathfrak{o})$ ب $\theta = \mathfrak{r} \cdot \circ \mathfrak{o}$ |
| هیدرولیکی (با °۹=۶۰) با زاویه میلهای مختلف شکستگیهای طبیعی الف) | شکل ۴- ۲۲- تغییرات گسترش شکست |
| 114 | $\theta = \mathfrak{r} \cdot \circ (\mathfrak{r} \cdot \theta = \mathfrak{r} \cdot \circ (\mathfrak{r} \cdot \theta = \mathfrak{r} \cdot \circ \mathfrak{r}))$ |
| هیدرولیکی (با °۹=۶۰) با زاویه میلهای مختلف شکستگیهای طبیعی الف) | شکل ۴- ۲۳- تغییرات گسترش شکست |
| 110 | $\theta = \mathfrak{r} \cdot \circ (\mathfrak{r} + \mathfrak{r} \cdot \circ \mathfrak{r})$ ب $\theta = \mathfrak{r} \cdot \circ \mathfrak{r}$ |

فهرست جدولها

فصل سوم

| یک ترک مرکزی | جدول ۳- ۱- مقایسه نتایج تحلیلی و عددی در پیشبینی فاکتورهای شدت تنش استاندارد شده برای |
|--------------|---|
| ٧۶ | مایل در زوایای میل مختلف |
| ۸۱ | جدول ۳- ۲- خصوصیات مکانیک مدلهای آزمایشگاهی برای گسترش ترک |
| ٨۴ | جدول ۳-۳- مقایسه نتایج روش تحلیلی، تجربی و عددی |

فصل چهارم

| ی اثر آنها بر میزان بازشدگی دهانه ترک۹۳ | جدول ۴- ۱- حدود تغییر پارامترهای مورد نظر در بررس |
|---|---|
| ۹۵ | جدول ۴- ۲- دسته دادههای استفاده شده در تحلیلها |
| آنها بر مکانیسم رشد شکست هیدرولیکی۹۹ | جدول ۴- ۳- تغییرات پارامترهای هندسی در تحلیل اثر |
| لمهای مختلف از شکست طبیعی، شکست هیدرولیکی ۱ پایین | جدول ۴- ۴- مقادیر فاکتور شدت تنش مود یک در فاص |
| ۱۰۴۹-۲ | سمت راست، شکست هیدرولیکی ۲ بالا سمت چپ درشکل ⁻ |
| درولیکی | جدول ۴- ۵- مقادیر فاکتور شدت تنش برای شکست هی |

فصل اول

كمات

1-1 بیان مساله و ضرورت انجام تحقیق

رشد روز افزون صنایع مختلف و نیاز آنها به انرژی، خصوصاً نفت و گاز، لزوم توجه ویژه به روشهای افزایش تولید را ضروری مینماید تا علاوه بر بهرهبرداری از مخازن متعارف امکان تولید بیشتر از مخازن غیرمتعارف نظیر مخازن شیلی نیز فراهم گردد. از طرفی کاهش فشار مخزن در بخش عمده ذخایر نفت و گاز ایران، پژوهشگران و متخصصین امر را بر آن داشته تا در دوره دوم تولید آنها از روشهای مرسوم و حتی جدید، جهت افزایش برداشت از این مخازن استفاده نمایند. علاوه بر این نفوذپذیری پایین بخشی از مخازن موجب غیر اقتصادی شدن استخراج از آنها شده است.

بدین منظور روشهای مختلف انگیزش ^۱ مخازن جهت ازدیاد برداشت توسعه داده شدهاند که از آن جمله میتوان به تزریق آب، تزریق گاز، شکست هیدرولیکی و ... اشاره نمود. تا سال ۱۹۴۷ هیچ کس توقع نداشت عملیات شکست هیدرولیکی به عنوان یکی از روشهای مطرح در انگیزش مخازن نفت و گاز مورد استفاده قرار گیرد. این عملیات ابتدای امر جهت افزایش تولید چاههای نفت و گاز کاربرد داشت، بطوریکه از دهه ۱۹۵۰ میلادی تاکنون در ۷۰٪ چاههای گازی و ۵۰٪ چاههای حفر شده جهت تولید نفت، شکست هیدرولیکی مورد استفاده قرار گرفته و در حال حاضر نیز تنها راه حل ممکن بهره برداری اقتصادی از مخازن نامتعارف نظیر شیل های گازی و مخازن با نفوذ پذیری بسیار پایین می باشد[۱]. همچنین سالیانه به صورت گسترده از این عملیات در سازندهای زمین شناسی مخازن گازی با نفوذپذیری بایین، استخراج متان از لایههای ذغال نرم، مخازن شکافدار طبیعی و ساختارهای پیچیده هند سی نظیر سازندهای عد سی شکل استفاده می گردد[۲]. شکست هیدرولیکی نه تنها یک تکنیک رایج در افزایش بردا شت از مخازن هیدروکربوری است، بلکه در استخراج انرژی زمین گرمایی نیز به کار می رود [۳،۲]، از

¹ Stimulation

برجا در معادن و پروژههای ژئوتکنیکی [۶،۷] ، انجام مطالعات مربوط به فعال شدن مجدد گسل در معادن [۸] اشاره نمود.

بطور معمول در عملیات شکست هیدرولیکی، سیالی با گرانروی بالا و با نرخ ثابت به داخل چاه تزریق می شود که موجب افزایش فشار تهچاهی شده و ترک اولیه را در بدنه چاه ایجاد مینماید. در ادامه فشار چاه در یک زمان کوتاه به مقدار حداکثر مو سوم به فشار شکست می سد. لذا افزایش فشار باید به حدی با شد که امکان نفوذ شکست هیدرولیکی به محیط متخلخل و افت فشار هدر رفت سیال نا شی از وجود شکستگیهای طبیعی در اطراف بدنه چاه را جبران نماید[۹]. بعد از شکست، ترک در سنگ شروع به انتشار مینماید و فشار چاه نیز به صورت پیو سته در طول زمان افت می کند. سپس با تزریق دوغاب^۱ ماوی پروپانت با نرخ مشخص، می توان از بسته شدن دیوارههای شکستگی القایی جلوگیری نمود که این امر نقش مهمی در حفظ نفوذپذیری ایجاد شـده در مخزن دارد. پس از اتمام تزریق پروپانت و افت فشار، عملیات شکست هیدرولیکی به اتمام ر سیده و مسیری باریک با نفوذپذیری بالا به منظور تسهیل جریان هیدروکربور به درون چاه ایجاد می گردد [۱]. تئوریهای مختلفی جهت تخمین فشار شکست بر اساس مکانیک محیطهای پیوسته و یا مکانیک شکست توسعه یافتهاند [۱] و از جمله عوامل موثر در آن می توان

موفقیت یا ناکامی فن آوری شکست هیدرولیکی وابستگی زیادی به طراحی هندسه شکست و بهینه سازی آن متناسب با شرایط برجا مخزن دارد[۱۰]. کنترل شروع و گسترش شکست هیدرولیکی از درون چاه، نیازمند شناخت عمیق عوامل مؤثر بر روند آغاز و ر شد شکستگی نا شی از تزریق سیال است. مهم ترین مسئله در روش شکست هیدرولیکی، پیشبینی صحیح هندسه شکستگی به منظور طراحی ایمن و بهینه این فرآیند است. بنابراین توانایی کنترل مسیر شکستگیها و طول، عرض، ارتفاع و میزان بازشدگی

¹ Slurry

دهانه ترک، علاوه بر موفقیت عملیات شکست هیدرولیکی موجب افزایش برداشت و سود دهی بیشتر خواهد شد. هندسه شکستگی القایی تحت تاثیر خواص مکانیکی سنگ مخزن، تنشهای برجا، خواص رئولوژیکی سیال تزریقی و ناهمنگیهای محلی نظیر شکستگیهای طبیعی و صفحات لایهای ضیعف قرار دارد. در صورتیکه محیط همگن و هم سانگرد با شد، تنش برجا عامل کنترل کننده ر شد ترک می با شد [۱۱]. شکل ۱–۱ نمایی از عملیات شکست هیدرولیکی در یک چاه قائم را نشان می دهد.

محیط مخزن، بطور معمول دارای شکستگیهای طبیعی است. به منظور درک دقیق رفتار شکست هیدرولیکی شناخت اندرکنش شکست هیدرولیکی در مواجهه با شکستگیهای طبیعی از اهمیت بالایی برخوردار است. گسترش و انجام موفقیت آمیز عملیات شکست هیدرولیکی تنها در صورت درک رفتار دقیق این اندرکنش حاصل می شود. شکست هیدرولیکی در مواجهه با شکست طبیعی سه رفتار اصلی نشان میدهد. شکست هیدرولیکی پس از برخورد ممکن است متوقف گردد، یا به مسیر خود ادامه دهد و یا پس از توقف موجب بازشدن شکست طبیعی و احتمالا گسترش آن گردد.



شكل ۱-۱- عمليات شكست هيدروليكي [۱۲]

از جمله دلایل اصلی در لزوم توجه ویژه به هندسه شکستگی در طراحی و کنترل عملیات شکستگی هیدرولیکی، میتوان به مجاورت و نزدیکی لایههای آب، گاز و نفت و امکان گسترش شکستگی ایجاد شده در لایههای آبدار و سنگ پوشش مخزن اشاره نمود. اصولاً ترکها و شکستگیها باید در مخزن باقی بمانند و به لایههای بالا یا پایین خود وارد نشوند؛ زیرا این عمل میتواند منجر به فرار مواد هیدروکربور به لایههای دیگر و یا ورود سیالات مزاحم به چاه گردد.

با توجه به اینکه اکثر مخازن نفت و گاز کشور ایران کربناته بوده و وجود ناپیوستگیهای زمینشناسی نظیر درزه، شکستگیهای طبیعی و گسلها جزء لاینفک این مخازن است، بنابراین بررسی رفتار شکست هیدرولیکی در این نوع مخازن و قبل از طراحی و اجرای عملیات شکست هیدرولیکی نقش موثری در موفقیت آن خواهد داشت. به طور کلی رفتار شکست هیدرولیکی در مواجهه با شکستگیهای مخزن به سه شکل عبور، توقف و انحراف میباشد. با توجه به مشکلات عدیده محاسباتی در مدلسازی سه بعدی گسترش و اندرکنش شکست هیدرولیکی در برخورد با شکستگیهای مخزن، در این پژوهش اندرکنش شکست هیدرولیکی در مواجهه با شکستگیهای طبیعی مخزن را از طریق روش المان مرزی غیر مستقیم (ناپیوستگی جابجایی) و معیارهای تحلیلی ارائه شده تو سط بلانتون، وارپینسکی – توفل و رنشاو – پولارد

۲-۱ فرضیات پژوهش

در این تحقیق رفتار شکست هیدرولیکی در مواجهه با شکستگیهای مخزن با استفاده از تئوری الاستیسیته خطی مدل می گردد. از اثرات سیال و فشار منفذی بدلیل پیچیدگی بالا در ارائه فرمولاسیون و همچنین زمان بسیار بالای حل مدل در این شرایط [۱۳] صرف نظر شده است. فرآیند گسترش شکستگی مبتنی بر تئوری مکانیک شکست الاستیک خطی^۱ میباشد. ترک اولیه در مدلها موجود و خطی است. زبری ترک ها در نظر گرفته نشده است و مدلسازی در دو بعد انجام میشود. همچنین در محیط الاستیک مورد مطالعه مدول یانگ، نسبت پواسون و چقرمگی مشخص تعریف گردید. ضمناً مدلسازی در حالت کرنش صفحهای انجام گرفته است.

۳–۱ سؤالات و نتایج قابل انتظار از رساله

سؤالات اساسی که در انجام این رساله مطرح خواهد شد به شرح زیر خواهد بود:

الف. شکستگیهای طبیعی چه تاثیری بر فاکتور شدت تنش شکست هیدرولیکی در حال گسترش دارند؟

- ب. نحوه گسترش شکست هیدرولیکی در حضور یا عدم حضور شکستگیهای طبیعی چگونه است؟ ت. تاثیر خصوصیات هندسی ترک (طول و عرض، مقدار بازشدگی دهانه) بر رشد شکست هیدرولیکی چگونه است؟
 - ث. نسبت تنشهای برجا بر روند گسترش شکست هیدرولیکی چه تأثیری دارد؟
- ج. تغییر در پارامترهای مختلف شکستگی طبیعی چه تاثیری بر رفتار شکست هیدرولیکی دارد؟ عبور،
 انحراف و توقف شکست هیدرولیکی اتفاق میافتد؟

با پاسخدهی به این سؤالات در روند انجام رساله انتظار میرود نتایج زیر در پایان حاصل گردد: الف. عوامل و پارامترهای موثر بر نحوه گسترش شکست هیدرولیکی در حضور شکستگیهای طبیعی شناسایی گردیده و تاثیر آنها بر رفتار شکست هیدرولیکی مشخص شود.

¹ Linear Elastic Fracture Mechanics

ب. مقدار رشد ترک در شرایط هندسی مختلف قابل پیش بینی باشد. ت. تاثیر خصوصیات هندسی ترک بر نحوه گسترش تعیین شود. ث. مقدار بازشدگی دهانه ترکهای ایجاد شده در اطراف چاه قابل پیش بینی باشد، ج. رفتار شکست هیدرولیکی در مواجهه با شکستگیهای مخزن را بتوان پیش بینی نمود. ح. با توجه به شرایط مخزن (عمق، خواص مکانیک سنگی) مورد استفاده، هندسه مناسبی از شکست هیدرولیکی جهت طراحی بهینه عملیات ارائه گردد.

۱–۴– روش انجام تحقیق

دستیابی به درک صحیح و مناسب از مکانیزم انتشار شکست هیدرولیکی مستلزم بررسی اثر پارامترهای هندسی بر نحوه گسترش و اندرکنش آن در مواجهه با شکست طبیعی است. این فرآیندها بصورت جداگانه و ترکیبی و اثرگذاری آنها بر یکدیگر مد نظر است. لذا با توجه به فرآیندهای مؤثر بر پیش بینی و کنترل شکست هیدرولیکی در مواجهه با شکستگی های طبیعی، در این پژوهش مطالعه این فرآیند با استفاده از موش عددی ناپیوستگی جابجایی (¹DDM) و روش تنش موهومی (¹FSM) در محیط الاستیک انجام می گردد. بدین منظور ابتدا مروری بر ادبیات موضوع، شامل تاریخچه شکست هیدرولیکی و مطالعات میدانی، می گردد. بدین منظور ابتدا مروری بر ادبیات موضوع، شامل تاریخچه شکست هیدرولیکی و مطالعات میدانی، می گردد. بدین منظور ابتدا مروری بر ادبیات موضوع، شامل تاریخچه شکست هیدرولیکی و مطالعات میدانی، مخزن انجام خواهد شد. فرمولاسیون، روشهای عددی و الگوریتمهای مورد استفاده از می مخزن انجام خواهد شد. فرمولاسیون، روشهای عددی و الگوریتمهای مورد استفاده از می مخزن انجام خواهد شد. فرمولاسیون، روشهای عددی و الگوریتمهای مورد استفاده از می مخزن انجام خواه و نتایج آزمایشگاهی اعتبارسنجی می گردد. سپس با استفاده از قابلیتهای روش مخزن انجام زمان مرزی نحوه رفتار شکست هیدرولیکی و مطالعات میدانی، می مرزی نحوه رو نتایج آزمایشگاهی اعتبارسنجی می گردد. سپس با استفاده از قابلیتهای روش مخزن انجام زمان شریخی در برخورد با شکستگیهای مخزن مورد تجزیه و تحلیل قرار

¹ Displacement Discontinuity

² Fictitious Stress Method

می گیرد. سپس با استفاده از مدل عددی توسعه داده شده شرایط مختلف بررسی می شود. در فصل آخر نیز نتایج حاصله از انجام این پژوهش و پیشنهادهایی برای تحقیقات بعدی ارائه می گردد.

فصل دوم

روش مناسی تحقیق

شکست هیدرولیکی بعنوان یکی از روشهای پرکاربرد در ازدیاد تولید در صنعت نفت مطرح است. در این ف صل مروری بر مطالعات گذ شته از زمان پیدایش این روش در صنعت انجام خواهد شد. پس از برر سی هند سه و مدلهای هند سی مطرح در این روش مطالعات انجام شده در این زمینه مرور خواهد شد. این مطالعات به چهار قسمت اصلی میدانی، آزمایشگاهی، تحلیلی، و عددی تقسیم میشود.

۲-۱- تاریخچه شکست هیدرولیکی

شکست هیدرولیکی در دهه ۱۹۴۰ بهعنوان یکی از روشهای انگیزش چاههای نفت با هدف افزایش تولید با ایجاد شکستگی در قسمتی از دیواره چاه تحت فشار طراحی شد. این شکستگی با افزایش فشار تزریق سیال در چاه گسترش یافته و با تزریق ذرات جامد مانند دانههای ما سه یا شیشه باز نگه داشته می شود [۱۳]. در شکست هیدرولیکی با افزایش نفوذ پذیری سنگ، میزان برداشت نفت به مقدار قابل توجهی افزایش مییابد. هوبرت و ویلیس^۱ با استفاده از تئوری الاستیسیته نشان دادند که راستای شکست هیدرولیکی و فشارهای وارده به چاه با تنشهای برجای منطقه ارتباط مستقیم دارد. مهمترین دستاورد این محققین در زمینه هند سه شکستگی این بود که شکستگی در اعماق زمین معمولاً قائم ا ست و نه افقی. دلیل این امر اینگونه بیان شد که شکستگی یک صفحه جدایش در سنگ است و سنگ در جهت کمترین مقاومت باز خواهد شد. از طرفی در اعماق زمین، روباره بیشترین تنش وارده به مخزن را تولید میکند. بنابراین تنشهای افقی کمترین مقدار را خواهند داشت. لذا شکستگیها عمود بر این راستا گسترش مییابند و به همین دلیل قائم هستند. در چاههای کم عمق تنش افقی ممکن است بیش از تنش قائم گردد و درنتیجه شکستگیهای افقی شکل گیرد [۱۴]. حل هوبرت و ویلیس بعدها توسط دیگر

¹. Hubert & Willis

محققین گسترش و بهبود یافت [۱۵–۱۷]. ا شدیگر دریافت که فشار محبوس^۱ برابر با حداقل تنش افقی بوده و گرتنر اهمیت نفوذ ســیال در حل هوبرت و ویلیس را مطرح کرد و اصـلاحاتی بر حل اولیه آنها پیشنهاد داد. این نتایج بدست آمده در سالهای بعد بهصورت آزمایشگاهی تأیید شد [۱۸–۲۰].

در شرایط خاصی از مخزن، چاههای افقی بهبود تولید چشمگیری نسبت به چاههای قائم ایجاد مینمایند [۲۱–۲۳]. با این وجود همچنان از شکست هیدرولیکی برای افزایش بازگشت سرمایه (با توجه به افزایش نرخ تولید حاصل از این روش) در چاههای قائم نیز استفاده میشود. از زمان معرفی این روش در اواخر دهه ۱۹۸۰، شکست چاههای افقی یکی از روشهای معمول تکمیل چاه بوده است. این روش بخصوص در مورد سازندهای گاز با فشار پایین پر کاربرد است [۲۱]. از دیگر مسائل پیش روی شکست هیدرولیکی میتوان به هرزروی^۲ زود هنگام [۲۱،۳۲–۲۶]، تمرکز پایین پروپانت [۲۶–۲۸]، شکستگیهای چندگانه اشاره کرد.

شکست هیدرولیکی علاوه بر افزایش تولید، مشکلات نا شی از استفاده از روش اسیدکاری را نیز ندارد. نتایج بدست آمده از اجرای موفقیت آمیز این روش در افزایش بهرهبرداری از مخازن نفت و گاز نقاط مختلف دنیا و همچنین استفاده این روش در ۹۰٪ از چاه های گاز و ۶۰٪ از چاه های نفت در مخازن غیرمتعارف آمریکا موجب شده است تا بسیاری از کشورهای دارای منابع هیدروکربوری متمایل به استفاده از این روش برای افزایش تولید خود باشند [۳۳].

¹. shut-in

².Screen out

۲-۲- امکانسنجی انجام عملیات شکست هیدرولیکی

امکان سنجی اجرای بهینه شکست هیدرولیکی با هدف انگیزش اولیه چاه و یا آسیب زدائی مستلزم بررسی تأثیر پارامترهای گوناگون بر آن میبا شد. بسیاری از این پارامترها مثل خواص سنگ و سیال مخزن قابل کنترل نمیباشند و یا حتی در بعضی موارد بطور دقیق نیز شناخته شده نیستند. از عوامل عمده قابل کنترل در عملیات شکست هیدرولیکی میتوان به نوع سیال مورد استفاده، گرانروی و مشخصات هرز رفت سیال به درون لایه مخزنی، دبی تزریق سیال و همچنین نوع، اندازه و حجم ماسه مورد استفاده بعنوان پروپانت اشاره نمود. اجرای موفقیت آمیز عملیات شکست هیدرولیکی نیاز به پیش بینی هندسه شکستگی بعنوان تابعی از پارامترهای قابل کنترل و غیر قابل کنترل دارد. بطوریکه علاوه بر متغیرهای قابل کنترل، کارآئی سیال تزریقی و هندسه شکستگی، متأثر از دیگر خواص فیزیکی – مکانیکی غیر قابل کنترل شامل

از سوی دیگر بسیاری از فرآیندهای ازدیاد برداشت مخازن هیدروکربوری نیاز به اطلاعات و مفاهیم ژئومکانیکی در مراحل مختلف عمر مخزن دارند. به عنوان مثال طراحی و انتخاب مسیر و مشخصات چاه بر ۱ ساس پارامترهای ژئومکانیکی نقش به سزایی در کاهش م شکلات گیر کردن لولهها، تنگ شدن چاه و ... دارد. لذا، درک صحیح از رفتار ژئومکانیکی مخازن هیدروکربوری باعث صرفهجوییهای چشم گیر در طی عملیات حفاری و تولید از این مخازن می گردد [۱۲،۳۸].

عمده اطلاعات مربوط به خواص مکانیک سنگی را می توان بر اساس آزمایش های انجام شده بر روی مغزه و یا تجزیه و تحلیل نمودارهای صوتی DSI^T بدست آورد. بدین منظور لازم است فاصله زمانی ارسال و دریافت امواج صوتی به لایه مخزنی را بصورت مستقیم مورد سنجش قرار داد. هر چه مدت زمان رفت و

¹ - Proppant

² - Dipole Shear Sonic Imager

برگشت موج صوتی طولانی تر با شد، بدلیل کاهش خصو صیات مقاومتی سنگ، سنگ مخزن با سهولت بیشتری شکافته شده و شکستگی عریض تر خواهد بود. با توجه به محدودیتهای استفاده از مغزه در مطالعات ژئومکانیکی، ابزار DSI با انتشار امواج تراکمی و بر شی برگشتی از لایه مخزنی در چاه این امکان را فراهم می سازد که خواص مکانیکی سنگ را بصورت دینامیکی محا سبه نمود. از آزمایشهای فشاری تک محوره و فشاری سه محوره بر روی مغزههای حا صل از عملیات حفاری می توان مدول الا ستیسیته و نسبت پواسون سنگ مخزن و رفتار مکانیکی آن را برآورد نمود [۳۹–۴۳].

بر ا ساس مطالعات پتروفیزیکی صورت گرفته مدت زمان رفت و بر گشت موج صوتی در ما سه سنگها بالاترین مقدار و در دولومیتها کمترین مقدار را نشان میدهد. همچنین زمان ار سال و دریافت موج برای سنگهای آهکی معمولاً بین مقادیر ما سه سنگها و دولومیتها میبا شد. اکثر مخازن نفت و گاز کشور ایران کربناته شکافدار هستند [۴۴–۴۲].

با استفاده از تفسیر نمودارهای تصویری^۱ (FMI) و نمودارهای صوتی پیشرفته امکان بررسی کارائی شکست هیدرولیکی در انگیزش لایه مخزنی با هدف افزایش تولید از مخازن نفت و گاز وجود دارد. بر اساس نتایج حاصل از بارگذاری نمودارها در نرمافزارهای تجاری موجود و پردازش و تفسیر آنها، فواصل دارای شکستگی^۲، لایهبندی^۳، ریزش دیواره^۴ و شکستگی القایی^۵ مشخص و با نتایج تفسیر نمودارهای DSI مقایسه می گردد، که بر این اساس ناهمسانگردی تنشهای افقی و راستای تنش بیشینه افقی قابل برآورد است.

¹ - Full Bore Formation Micro Imaging

² - Fractured intervals

³ - Bedding

⁴ - Break Out

⁵- Induced Fracture

عوامل مختلفی در تعیین مقدار فشار ته چاهی مورد نیاز جهت ایجاد شکستگیهای عمودی مؤثر میباشند که از آن جمله میتوان به اندازهٔ تنشهای برجا، عمق لایه مخزنی و خواص کشسانی سنگ اشاره نمود [۴۷].

تعیین طبیعی بودن شکستگی یا القایی بودن آن در اثر شکست هیدرولیکی نقش به سزایی در مدیریت مخزن دارد. شکست هیدرولیکی در راستای عمود بر تنش اصلی حداقل ایجاد می گردد. شکل ۲- ۱ بیانگر اهمیت شناخت دقیق راستای تنشها است. همانگونه که دیده می شود در صورت عدم انتخاب دقیق راستای شکستگی، چاه از شعاع تخلیه مناسبی برخوردار نخواهد بود. این امر در چاههای افقی از اهمیت بسیار بیشتری برخوردار است زیرا کنترل راستای شکستگیها توسط تنش حاکم بر میدان صورت می گیرد و آنچه که توسط مهندس حفار قابل کنترل است آزیموت نهایی چاه میباشد. شکل ۲– ۲ تنشها در یک چاه افقی را نشان میدهد همانطور که مشاهده میشود در هر دو قسمت، راستای تنش اصلی حداقل (σ_h) عمود بر راستای شکستگیها است. در چاه (الف) این شکل، راستای تنش اصلی حداقل و راستای گسترش چاه یکسان است. لذا شکستگیهای هیدرولیکی مناسب و عمود بر چاه ایجاد شده است. اما در چاه (ب) شکل ۲ – ۲ بعلت تکمیل چاه در راستای تنش اصلی حداکثر و عمود بر تنش اصلی حداقل (σ_h) ، شکست هیدرولیکی ایجاد شده در راستای چاه بوده و عملاً کمکی به افزایش توان تولید چاه نخواهد نمود. بنابراین از آنجا که موج برشی ناهمسانگرد^۱ به راستای شکستگیها حساس است لذا می توان از این ابزار جهت تعیین آزیموت چاه استفاده نمود و سپس با استفاده از شکست هیدرولیکی میزان تولید را بهینه نمود. حتی در سازندهای نرم که اندازه گیری موجهای برشی مشکل است، ابزار موج برشی ناهمسانگرد دارای دقت مناسبی است و بسادگی قابل اجراست.

¹ Shear Wave Anisotropy



شکل ۲- ۱- اهمیت شناخت دقیق راستای تنش ها در یک میدان هیدروکربوری [۴۶]



شکل ۲- ۲- کنترل راستای شکستگیهای هیدرولیکی در چاه توسط راستای تنشها [۴۶]

معیارها و داده های میدانی مورد نیاز جهت انتخاب مخزن جهت بکار گیری عملیات شکست هیدرولیکی را میتوان به صورت زیر خلاصه نمود:

- ت. شاخص شکنندگی^۱ لایه. ث. وضعیت مخزن از نظر لایهبندی و جنس کانیهای تشکیل دهنده سنگ مخزن. ج. اثبات توان تولید مخزن در آزمایشهای جریانی چاه و سایر آزمایشهای نمودار نگار تولید (PLT/PSP) و لایه آزمایی با ساق مته (DST) و تأیید نتایج این آزمایشها با سایر اطلاعات فشاری مانند آزمایشهای لایه آزمایی مکرر (RFT/MDT/XPT).
- ج. برر سی وجود لایه منا سب مخزنی نفت و گاز از نقطه نظر ضخامت با توجه به نمودارهای پتروفیزیکی و اطلاعات چاه آزمایی.
- خ. وجود اطلاعات مغزه با هدف بررسی میزان شاخصهای تخلخل و نفوذپذیری سنگ مخزن
 و همچنین توزیع اندازه حفرات.
 - د. عمق مناسب مخزن و داشتن فشار و دمای مناسب

با استفاده از اطلاعات پتروفیزیکی، ژئوفیزیکی، زمین شناسی و ژئومکانیکی و با کمک فرآیند پیشنهادی امکان سنجی انجام عملیات شکست هیدرولیکی فراهم می گردد.

۲-۳- مدلهای شکست هیدرولیکی

امروزه مدلسازی شکست هیدرولیکی و تولید نرم افزارهای تجاری توسط پژوهشگران و مراکز تحقیقاتی به سرعت در حال گسترش میباشد. این مدلسازی جهت پیش بینی هندسه و شکل شکست هیدرولیکی شامل عرض، طول و ارتفاع در نرخ و زمان مشخص تزریق سیال مورد استفاده قرار می گیرد.

توسعهٔ اولین مدلهای تئوریک ساده برای تخمین هندسه شکست هیدرولیکی در سال ۱۹۵۰ شروع گردید [۳۷]. بارنبلانت برای اولین بار از مکانیک شکست جهت مدلسازی شکست هیدرولیکی استفاده نمود[۴۸]. روشهای مورد استفاده برای طراحی هندسه شکست در ابتدا با استفاده از تئوری گریفیث^۲ برای ترکهای

¹ Brittleness Index

² Griffith

کششی و سپس برای ترکهای تحت فشار توسط اسندون ^۱ توسعه داده شد. اسندون و لونگراب^۲ [۴۹] توسعه ترک را وابسته به خصوصیات ماده (چقرمگی شکست، انرژی ویژه و یا فاکتور شدت تنش بحرانی) در نظر گرفتند. تأثیر استفاده از سیالات با گرانروی بالا توسط کریستیانویچ و ژلتوف^۳ [۵۰] بر شکستگیهای قائم و و توسط گریتسما و دکلرک^۴ [۵۱] و پرکینز و کرن^۵ [۵۲] بر عرض دهانه شکستگی بررسی گردید. مدلهای مورد استفاده برای شکست هیدرولیکی به سه دسته اصلی دو بعدی، شبهسه بعدی و سه بعدی تقسیم می گردند [۲] که در ادامه به اختصار تشریح می گردند.

۲-۲-۱- مدلهای دو بعدی

در این مدلها ارتفاع شکست توسط کاربر تعیین شده و تمامی محاسبات بصورت تحلیلی صورت می گیرد. این شیوه محاسبات به دلیل سرعت بالا، کاربرد فروانی در شاخه های مهندسی دارد و حلهای تحلیلی و عددی بصورت ضمنی و غیر ضمنی از این مدلها در دسترس پژوهشگران قرار دارد.

پرکینز و کرن [۵۲] مدل *PK* را برای رشد ترک در حالت کرنش صفحهای و سپس نوردگرن [۵۳] با استفاده از فرمولاسیون تزریق سیال به درون سنگ ، مدل پرکنیز، کرن و نوردگرن (*PKN*) را ارائه داد. همچنین کریستیانویچ و ژلتوف [۵۴] و گرتسما و دکلرک [۵۱] به طور مستقل مدل کریستیانویچ، را توسعه دادند (شکل ۲ – ۳). مدل شعاعی یا پنی شکل نیز توسط اسندون [۵۶] با در نظر گرفتن فشار سیال ثابت ارائه گردید. دانشی[۵۷] مدل *KGD* را برای سیال با قانون توانی توسعه داد و اسپنس و شارپ² [۵۸]

¹ Sneddon

². Sneddon and Lowengrub

³. Khristianovic and Zheltov

⁴. Greetesma and de Klerk

⁵. Perkins and Kern

⁶. Spence and Sharp

اکثر مدلهای دو بعدی بر اساس سه مدل اصلی KGD ، KGD و مدل شعاعی پایهریزی شدهاند. مدلهای PKN و KGD ارتفاع شکستگی را ثابت فرض میکنند که ارتفاع معمولاً توسط مرزهای سنگشناسی تعیین میشود. طول و عرض شکستگی نیز توسط ارتفاع (از روی دادههای صوتسنجی و مدلسازی مکانیک شکست و خصوصیات الاستیک تخمین زده میشود)، مدول یانگ، گرانروی سیال، نرخ، زمان و نشت تزریق محاسبه میشود. مدل PKN برای شکستگیهای دارای طول زیاد و ارتفاع محدود و مقاطع بیضوی شکل، مدل KGD برای شکستگیهای کوچک در حالت کرنش صفحهای در مقاطع افقی و محاسبه عرض بازشدگی مستقل از ارتفاع بکار میرود. در مدل شعاعی طول و ارتفاع شکستگی برابر هستند و به یک اندازه گسترش مییابند، عرض نیز میتواند تغییر کند. مدل شعاعی در شرایط مخزن محیطهای همگن قابل



شکل ۲- ۳- مدل های پایه ۲ بعدی شکست هیدرولیکی KGD ،PKN و شعاعی [۵۹]

این مدلها در مخازن لایهای که راستای شکستگی تحت تأثیر تغییرات تنش محصور کننده در میان لایهها است قابل استفاده نمی باشد. در چنین مواردی پیش بینی رشد ارتفاع شکستگی نیازمند الگوریتم هایی برای پیش بینی رشد شکستگی در میان لایه های دارای تنش های محصور کننده متفاوت است. بدین منظور رشد ارتفاعی در محیط متقارن سه لایه ای توسط سیمونسون و همکاران^۱ مدل سازی گردید که به کمک آن ارتفاع شکستگی به صورت تابعی از فشار درون نواحی با تنش محصور کننده بالاتر مدل شد [۶۰]. این پیشرفت اساسی در مدل های نوع *PKN* وسیله ای در بهبود تفسیر فشارهای شکستگی شد. در ادامه روش حل رشد ارتفاعی به لایه های چندگانه غیر متقارن گسترش داده شد [۶۰،۶۲].

¹. Simonson & et al.

راه حلهای شبه تحلیلی و عددی برای هندسههای ساده (مانند KGD و سکهای شکل) در رژیمهای مجانبی متفاوت مانند رژیمهای نفوذناپذیر با چقرمگی صفر [۶۳–۶۵] ؛ نفوذناپذیر با چقرمگی کم [۶۹]؛ منفوذناپذیر با چقرمگی صفر [۶۷–۶۹] ؛ نفوذناپذیر با چقرمگی صفر [۶۷]؛ و نفوذ پذیر با چقرمگی محدود [۶۷]؛ نفوذناپذیر با چقرمگی زیاد ؛ نفوذ پذیر با چقرمگی صفر [۶۷]؛ و نفوذ پذیر با چقرمگی محدود [۶۸] ارائه شده است. این راه حلها نه تنها در کی از فرآیند شکست هیدرولیکی در رژیمهای گست محدود [۶۷] و نفوذ پذیر با چقرمگی محدود [۶۷] ارائه شده است. این راه حلها نه تنها در کی از فرآیند شکست هیدرولیکی در رژیمهای گسترش گوناگون ایجاد نمودهاند بلکه معیار مناسبی برای شبیهسازیهای عددی فراهم آوردهاند. شکلهای گوناگون ایجاد نمودهاند بلکه معیار مناسبی برای شبیهسازیهای عددی فراهم آوردهاند. شکلهای گوناگون ایجاد نمودهاند بلکه معیار مناسبی برای شبیه در کی از موا در مده است و اوردهاند. شکلهای گوناگون محکام و شعاعی بطور مستمر تا اواخر دهه ۱۹۹۰ استفاده شده است و امروزه نیز گاهی اوقات بکار میروند اما به هر حال این مدل ها بیشتر جای خود را به مدل های شبیه ای محدی در ای مدر به مدل های شبیه در ما محدی در ای شبیه محدی در مراب محدی در مداند با مدل ها بیشتر حای خود را به مدل های شبیه در مدل ها مدل های شبیه محدی در مدل های شبیه مدل های شبیه محدی در مدل های شبیه محدی در مدل های شبیه محدی در به مدل های شبیه محدی در ای مدل های شبیه محدی در ای مدل های شبیه مدل های شبیه محدی دادهاند.

۲–۲–۲– مدلهای سه بعدی

مدلهای شبه سهبعدی در دهه ۱۹۸۰ معرفی شدند و مفاهیم کار سیمونسون و همکاران را به لایههای چندگانه گسترش دادند. در این مدل با استفاده از شیوههای عددی و تحلیلی ارتفاع شکست هیدرولیکی نیز پیش بینی می گردد. اما این مدلها استقلال کامل در محا سبات ارتفاع هیدرولیکی را ندارند. مدلهای شبه ۳ بعدی جریان دو بعدی سیال را تخمین میزنند. گار سیا و سو سا^۲ [۶۹] مدلی سه بعدی و شبه تحلیلی برای گسترش شکست هیدرولیکی ارائه دادند. در این حل تحلیلی رفتار سنگ (کرنشها، تنشها، فاکتورهای شدت تنش و غیره) با فرض اینکه فشار شبکه در شکستگی با یک چند جملهای درجه سه تعریف میشود تعیین گردید.

مدل های سه بعدی بصورت کاملاً ۳ بعدی هند سه شکستگی القایی را پیش بینی می کنند. این مدل های هند سی کاملاً ۳ بعدی از یک مدل کاملاً ۲ بعدی جریان سیال ا ستفاده می کنند. نرم افزارهایی که با این

¹. Pseudo-3D

² Garcia and Sousa
مدلها کار می کنند، اطلاعات بسیار زیادی را از کاربر می خواهند و معمولاً زمان محا سبات آنها زیاد است. در این مدلها استقلال کامل در هندسه شکست وجود دارد و فقط شرایط عملیاتی و خواص سنگ مخزن بر هند سه شکست تأثیر گذار است. از جمله اطلاعات مورد نیاز جهت مدل سازیهای سه بعدی شکست هیدرولیکی می توان به اطلاعات زمین شناسی و مکانیک سنگی محیط مورد بررسی، خواص سیالات تزریقی و شرایط دما و فشار، اطلاعات ر شته درون چاهی، شیوه تکمیل چاه، تنش حاکم بر میدان ا شاره نمود.

در مدلهای سه بعدی با شکستگیهای صفحهای، گسترش شکستگی در راستای عمودی به درون لایههای جانبی در نظر گرفته می شود. پا سخ الا ستیک سنگ با در نظر گرفتن اثرات سه بعدی محا سبه می شود. ا ستفاده از مدلهای سه بعدی در شرایط پیچیده مانند تماس آب یا نفت با منطقه مولد، وجود ضخامت کمی از شـ_یل میان ناحیه مولد و منطقه مجاور دارای سـ_یال مزاحم الزامی اســت. علیرغم وجود محدودیتهای مدلهای سه بعدی ارائه شده نظیر در نظر نگرفتن لغزش در سطح ناپیوستگی و تأثیر آن بر روند گسترش شکستگی و همچنین نحوهٔ قرارگیری ناپیوستگیها و زاویهٔ برخورد شکستگی به آنها ، ولی به دلیل لحاظ نمودن خواص بی شتری از ناپیو ستگیها، دقت این مدلها نسبت به مدلهای عددی *P3D* بالاتر می باشد. همچنین مدلهای سه بعدی در تأیید مدلهای شبه سه بعدی اهمیت دارند.

۲-۳- مطالعات شکست هیدرولیکی

عملیات شکست هیدرولیکی معمولا بصورت میدانی، تحلیلی و عددی و آزمایشگاهی مورد مطالعه قرار می گیرد. هر یک از این مطالعات در پیشبرد اهداف عملیات شکست هیدرولیکی سهم چشمگیری داشتهاند. در ادامه مهمترین مطالعات در این زمینهها مرور می گردد.

۲-۳-۱-مطالعات میدانی

بررسی شکست هیدرولیکی به صورت برجا توسط محققین مختلف منجر به مشاهدات با ارزشی در زمینه رفتار و شـکل شـکسـت در چاههای نفت شـده اسـت. شـکل شـکسـت در دیواره چاه، توسـط مسدودکنندههای لا ستیکی مخ صوص و عکس برداری تو سط دوربین بردا شت می شود. همچنین شکل شکستگی ها در عمق دیوارههای گمانه های اکتشافی توسط روش انعکاس صوت و ریزموجها راستای ترک دنبال می شود [۷۰].

همچنین مغزه گیری از چاههای نزدیک به چاه شکست هیدرولیکی میتواند شکستگیها و نوع آنها را مشخص نماید. محققین خصو صیات مغزه بازیافتی از عمق بیش از ۲۱۰۰ متری را ۶ سال پس از انجام شکست هیدرولیکی در منطقه برر سی نمودند. مغزه از یک چاه انحرافی با فاصله بیش از ۳۰ متری از چاه انجام شـکست هیدرولیکی و در تقاطع آن با ناحیه شـکســته بدسـت آمد. مغزه شــامل دو ناحیه با شکستگیهای کم عرض، یکی با ۳۰ شکستگی در طول ۱/۵ متر از مغزه و دیگری با ۸ شکستگی در طول ۹/۰ متر بود. این دو ناحیه ۲/۸ متر در را ستای افق و ۲/۵ متر در را ستای قائم از هم فا صله دا شتند. این نتایج نشان داد که تئوریهای معمول قادر به مدلسازی شکست هیدرولیکی در محیطهای سنگیِ پیچیده نمی با شند [۲۷]. در مطالعه دیگری مغزهای ۳۵ متری در عمق قائم ۶۷۰ تا ۵۰۷ متری بر سی شد. مغزه دارای ۹ شکستگی بود که در ۷ شکستگی پروپانت مشاهده شد؛ دو شکستگی بدون پروپانت نیز احتمالاً

مطالعات متعددی مبنی بر استفاده از برداشت لرزهای چاههای مشاهدهای یا انحرافی در تشکیلات زمین شناسی مختلف گزارش شده است[۷۳–۷۵،۷۱]. این مطالعات در محیطهای کاملاً متفاوت انجام شدهاند، اما همگی یک شاخصهی مشترک نشان میدهند. تمامی مطالعات یک ناحیه شکستگی سه بعدی طویل و غیر صفحه ای را تو سط امواج لرزه ای بردا شت نموده اند. عرض این ناحیه حدود ۵٪ طول آن بوده است [۷۵].

۲-۳-۲ مطالعات آزمایشگاهی

طی سالیان اخیر مطالعات آزمایشگاهی مختلفی در خصوص رفتار شکست هیدرولیکی در مواجهه با شکستگیهای طبیعی انجام شده است که شکل ۲-۴ به صورت شماتیک نحوه برخورد این شکستگیها را نمایش میدهد.

نتایج مطالعات آزمای شگاهی لامونت^۱و جسن^۲ (۱۹۶۳) بر روی سنگهای متفاوت و تحت ف شارهای سه محوره و زوایای برخورد متغیر نشان داد، در زوایای برخورد کوچکتر شکستگیها دچار چرخش شده و با زوایای قائم به ناپیوستگی نزدیک شده و از آن عبور میکنند [۷۶]. بنا به تحقیقات آنها نقطهٔ خروج از مرز ناپیوستگی به صورت تصادفی بوده و با تمرکز تنش در انتهای شکستگی کنترل نمی شود، بلکه عمدتاً تحت تاثیر نقاط ضعف محیط مورد مطالعه می باشد.

آزمایشهای دانشی در بلوکهای گرانیت حاوی ترکهای مرزی و ماتریسی بزرگ و کوچک مقیاس (ناپیو ستگی) و به منظور برر سی تأثیر ناپیو ستگی بر روند ر شد شکستگی نشان داد که ناپیو ستگیهای کوچک مقیاس (ریزترکها) نسبت به ترکهای بزرگ مقیاس (گسلها و شکستگیهای بزرگ) تاثیری بر ر شد شکست هیدرولیکی ندارند، ولی رفتار متغیر ناپیو ستگیهای بزرگ مقیاس در بع ضی از مواقع مانع ر شد شکستگی هیدرولیکی شده است. همچنین تحقیقات ایشان حاکی از پیروی روند گسترش شکست هیدرولیکی از شرایط تنشهای برجا دارد [۷۷].

¹- Lamont

² - Jessen



شکل ۲- ۴- نحوه رفتار شکست هیدرولیکی در مواجهه با یک شکستگی طبیعی[۷۸]

بلانتون ^۱ با استفاده از نمونههای شیل در برگیرنده شکستگیهای طبیعی، روند رشد شکست هیدرولیکی را با در نظر گرفتن پارامترهای تفاضل تنشها و زاویه برخورد مطالعه نمود. نتایج این پژوهش نشان میدهد شکستگیهای طبیعی در زوایای برخورد پایین و اختلاف کم مقدار تنشها دچار بازشدگی گردیده و با نفوذ سیال به داخل آنها رشد شکست هیدرولیکی متوقف می شود. در صورتی که در زوایای برخورد بالا و تنشهای تفاضلی زیاد شکستگی از مرز عبور می کند [**۱۹**].

اثر ناپیو ستگیهای زمین شنا سی بر روند ر شد شکست هیدرولیکی در مطالعات وارپینسکی و توفل^۲ و وارپینسکی حاکی از آن است که در اختلاف تنش بالا عبور شکست هیدرولیکی از ناپیوستگی اتفاق میافتد که منطبق بر نتایج کار بلانتون است [۷۱٬۸۰]. در صورتی که با کم شدن تفاضل تنشها شکستگیهای طبیعی روند رشد شکست هیدرولیکی را متوقف می کنند.

¹ Balnton

² Warpinski & Teuffel

مطالعه ر شد شکست هیدرولیکی و اندرکنش با ناپیو ستگیهایی از ما سه سنگ تو سط بلیر ^۱ و همکاران [۸۱،۸۲] نشان داد که برخورد شکست هیدرولیکی به ناپیو ستگی تحت زاویه متعامد و اختلاف تنش بالا منجر به نفوذ سیال به داخل ناپیو ستگی می گردد. سپس با ا شباع محیط متخلخل ناپیو ستگی از سیال، شکستگی شروع به ر شد کرده و سوی دیگر ناپیو ستگی خارج می شود. این نتایج حاکی از آن ا ست که همیشه امکان توقف رشد ترک در ناپیوستگیهایی با نفوذپذیری بالا وجود ندارد. همچنین مطالعه آنها ن شان می دهد شکستگی به آرامی از میان نمونهٔ سنگی (سیمان ژیپس) عبور می کند اما در مرز ما سه سنگ متوقف می شود. دلیل این امر انرژی بالای مورد نیاز برای شکست ماسه سنگ نسبت به ژیپس بیان شده است.

نتایج مطالعات بوگلسدیک و همکاران بر روی بلوکهای سیمانی نشان داد شکست هیدرولیکی در اختلاف بالای تنشهای افقی، نرخ جریان و ویسکوزیتهٔ بالا تمایل دارد مسیر خود را بدون هیچ گونه توقفی در ناپیوستگی ادامه دهد [۸۳]. همچنین در رژیم تنش تکتونیکی (σ_3 در جهت قائم) شکست هیدرولیکی تمایل بی شتری به اندرکنش با ناپیو ستگی حتی در تنشهای تفا ضلی بالا دارد. که این امر به دلیل تعداد ناپیوستگیهای باز شدهٔ بیشتر به دلیل تنش روبارهٔ کم است.

تحقیقات سالهای اخیر پژوهشگرانی نظیر دانشی نشان میدهد تمایل شکستگی به رشد در مسیری با کمترین مقاومت، منجر به شاخهای شدن قابل توجه شکستگی می گردد [۸۴،۸۵]. وقوع شکستگیهای برشی گسترده و الگوی رشد به شرایط نوک شکستگی در حال گسترش بستگی دارد، که این شرایط رشد شکستگی را تصادفی و خارج از تعادل می سازند.

¹ Blair

ارزیابیهای آزمایشگاهی ژئو ^۱و همکاران [۸۸] در دستگاه سلول سه محورهٔ واقعی و به منظور بررسی چگونگی گسترش شکستگی در حین برخورد با ناپیو ستگیهای طبیعی دارای مقاومت بر شی موجود در محیط نشان دادند پارامترهای تاثیرگذار در رشد ترک شامل اختلاف تنشهای برجا، زاویهٔ برخورد و ضریب اصطکاک بوده و از طرفی بازشدگی و شرایط پرشدگی ناپیوستگی نیز در روند گسترش شکست هیدرولیکی موثر میباشند. همچنین افزایش مقاومت برشی ناپیوستگی موجب توقف شکستگی می گردد و در ناپیو ستگیهای با باز شدگی کم غالباً شکستگی عبور می کند. مطالعات منگ در زمینه اندر کنش شکست هیدرولیکی و شکستگیهای طبیعی مؤید عبور ترک از فصل مشترک هنگام بالا بودن تنش نرمال وارده بر صفحه ناپیوستگی و گرانروی سیال است [۸۸]

سرمدی واله در تحقیقات خود بر تاثیر شگرف آمادهسازی نمونهها قبل از انجام آزمایشها تاکید داشت، بطوریکه هر گونه خطای ساده منجر به عدم موفقیت آزمایشها می گردد [۸۷]. آزمایشهای ایشان در نمونههای مکعبی از جنس سیمان و با فصل مشتر کهای مختلفی نظیر چسب و در سلول اندازه گیری تنش سه محوره واقعی انجام شد. مطالعه سرمدی واله نیز حاکی از الزام وجود اختلاف تنش بالا در زمان شرایط عبور دارد.

نحوه گسترش و چگونگی توقف شکست هیدرولیکی در محیطهای چند لایه را بهنیا و همکاران با انجام آزمایش بر روی نمونههای مکعبی چند لایه و در یک سلول سه محوره واقعی و با حضور ناپیوستگی طبیعی مورد مطالعه قرار دادند[۸۸]. آنها روند رشد ترک از محیط نرم به سخت و برعکس را با تغییر پارامترهای مقاومتی محیط در بر گیرنده شکست هیدرولیکی بررسی نمودند. نتایج آنها نشان داد گسترش شکست هیدرولیکی در محیطهای لایهای، به دلیل لغزش در امتداد ناپیوستگی و به خاطر مقاومت اصطکاکی پایین دچار انحراف شده و مانع از پیشروی پروپانت ها می گردد. همچنین در محلهایی که ناپیوستگی مقید شده، شکستگی از فصل مشترک عبور کرده و در مواردی که مواد پرکننده دارای تراوش بالا و مقاومت کم میباشد رشد ترک متوقف میشود. ضمناً با افزایش نرخ تزریق سیال امکان رشد ترک و عبور از فصل مشترک افزایش یافت. نتایج مطالعات حاکی از آن است که لغزش در امتداد فصل مشترک، اختلاف ویژگی مکانیکی لایههای کنار هم، تراوش و نفوذ سیال به خاطر پر شدگی و کند شدن رشد نوک ترک از کا و عوامل ا صلی در انتشار شکستگی در محیطهای لایه هستند که به تنهایی و یا ترکیب آنها بر وند رشد رشد موثر دو ترک و افزایش نرخ تزریق سیال امکان رشد ترک و میرود از فصل مشترک، عبور از فصل مشترک افزایش یافت. نتایج مطالعات حاکی از آن است که لغزش در امتداد فصل مشترک، اختلاف ویژگی مکانیکی لایههای کنار هم، تراوش و نفوذ سیال به خاطر پر شدگی و کند شدن رشد نوک ترک از عوامل ا صلی در انتشار شکستگی در محیطهای لایه می هستند که به تنهایی و یا ترکیب آنها بر روند رشد موثر خواهند بود.

۲-۳-۳ مطالعات تحلیلی و عددی

الف – مطالعات تحليلي

¹ Renshaw & Pollard



شکل ۲- ۵-اندرکنش شکست هیدرولیکی و شکست طبیعی [۸۷]

در واقع معیار ارائه شده توسط بلانتون، معیار تحلیلی سادهای برای بررسی اندر کنش شکستگی است که اختلاف تنشهای وارده بر صفحه شکستگی طبیعی و زاویهٔ برخورد شکست هیدرولیکی با آن از پارامترهای مهم محسوب میشوند. بر اساس این معیار بازشدگی ترک طبیعی زمانی رخ می دهد که فشار سیال در محل برخورد شکستگی هیدرولیکی و طبیعی از تنش نرمال عمل کننده بر صفحه شکستگی طبیعی فراتر برود. شکستگی زمانی عبور می کند که فشار مورد نیاز برای آغاز مجدد شکستگی در آن سوی ترک طبیعی کمتر از فشار باز شدن باشد.

بنابراین شرط عبور در معیار بلانتون به صورت $P > \sigma_T + T_0$ بیان می شود. برای حالت بازشد گی باید شرایط $P > \sigma_T$ برقرار شود. $P > \sigma_{no}$

در این روابط P فشار درون شکستگی، σ_n تنش نرمال عمل کننده بر سطح شکستگی طبیعی، σ_T تنش مماسی (موازی با سطح شکستگی طبیعی) و T_0 مقاومت کششی سنگ است. در روابط مذکور تنش مماسی بستگی به تنش های دور از میدان، فشار عملیات شکست هیدرولیکی، هندسه زون اندرکنش، ضریب

اصطکاک، زاویه برخورد و طول بازشدگی شکستگی طبیعی دارد. بر این اساس معادله نهایی ارائه شده توسط بلانتون برای عبور شکستگی هیدرولیکی به صورت رابطه (۲- ۱) است:

$$\frac{\sigma_{HMax} - \sigma_{hMin}}{T_0} > \frac{-1}{\cos 2\theta - b \sin 2\theta}$$
(1-7)

در این رابطه
$$\sigma_{HMax}$$
 و σ_{hMin} تنش های افقی حداکثر و حداقل عمل کننده بر صفحه شکستگی
طبیعی و $heta$ زاویه برخورد میباشد. همچنین b به صورت رابطه (۲ - ۲) محاسبه میگردد:
 $b = \frac{1}{2c} \left[v(x_0) - \frac{x_0 - l}{\mu_f} \right]$

جهت محاسبه مقدار b می بایست پارامترهایی نظیر c (طول زون لغزشی)، l (نصف طول بازشدگی شکست طبیعی) (شکل ۲– ۶)، μ_f ضریب ا صطکاک و x_0 نقطه ر شد مجدد ترک و $v(x_0)$ نیز تعیین گردند، که پارامترهای x_0 و x_0 توسط روابط زیر محاسبه می شوند.

$$v(x_0) = \frac{1}{\pi} \left[(x_0 + l) \ln \left(\frac{x_0 + l + c}{x_0 + l} \right)^2 + (x_0 - l) \ln \left(\frac{x_0 - l - c}{x_0 - l} \right)^2 + c \ln \left(\frac{x_0 - l - c}{x_0 - l - c} \right)^2 \right]$$
(7 -7)

$$x_0 = \sqrt{\frac{(1+c)^2 + e^{\pi/2\mu_f}}{1+e^{\pi/2\mu_f}}}$$
(4 - 1)



شکل ۲- ۶- پارامترهای معیار بلانتون برای اندرکنش شکست هیدرولیکی و شکست طبیعی[۸۷]

معیار ارائه شده تو سط بلانتون تطابق بسیار خوبی با نتایج آزمای شگاهی دارد. در این معیار زاویهٔ برخورد شکستگی با مرز ناپیوستگی حساسترین پارامتری است که بیشترین تأثیر را در تخمین گسترش شکستگی دارا میباشد.

بر اساس معیار وارپینسکی و توفل شکستگی هیدرولیکی میتواند موجب لغزش در امتداد ناپیوستگی و در نهایت منجر به توقف شکستگی یا بازشدگی شکستگی طبیعی و نفوذ بیشتر سیال در آن گردد. در این معیار آنها بیان کردند که لغزش برشی زمانی رخ میدهد که تنش نرمال عمود بر سطح ناپیوستگی طبیعی برای جلوگیری از لغزش صفحات آن در امتداد هم کافی نباشد. در معیار وارپینسکی و توفل وقتی شکست هیدرولیکی به شکستگی طبیعی برخورد میکند دو حالت مورد بررسی قرار میگیرد:

✓ شکست هیدرولیکی پس از برخورد با شکستگی طبیعی متوقف گردد. در این و ضعیت شرط توقف و لغزش برشی به صورت زیر میباشد.

$$\sigma_{HMax} - \sigma_{hMin} > \frac{2\tau_0 - 2P_n\mu_f}{\sin 2\theta + \mu_f \cos 2\theta - \mu_f}$$
 (\(\alpha - \T))

$$\sigma_{HMax} - \sigma_{hMin} < \frac{2P_n}{1 - \cos 2\theta}$$
 (9-7)

 μ_f در روابط مذکور P_n فشار خالص شکستگی (اختلاف تنش نرمال و فشار اولیه شکست هیدرولیکی)، μ_f ضریب اصطکاک و au_0 مقاومت برشی ذاتی صفحه شکستگی طبیعی می باشد.

در هنگام مطالعه اندرکنش ناپیوستگی دارای لغزش با شکست هیدرولیکی، مفهوم " فشار عبوری" توسط رنشاو و پولارد [۹۰] پیشنهاد گردید. در معیار رنشاو و پولارد عبور شکستگی زمانی رخ میدهد که میزان تنش فشاری عمود بر سطح اصطکاکی برای جلوگیری از لغزش در امتداد ناپیو ستگی کافی با شد و یا به بیان دیگر زمانی که تنش در نوک شکستگی برای آغاز شکست در آن سوی فصل مشترک کافی با شد. ضمناً این معیار فقط برای برخورد با زاویه متعامد ارائه گردیده است.(رابطه (۲– ۷)).

$$\frac{-\sigma_{HMax}}{T_0 - \sigma_{hMin}} > \frac{1 + \mu_f}{3\mu_f}$$
 (۲ - ۲)
مدل ا صلاح شده رن شاو تو سط گو و ونگ ^۱ برای حالتی که زاویه برخورد شکست هیدرولیکی با سطح
مشترک چسبنده غیر متعامد است ارائه گردید. این معیار نقایص زیادی در حالت تحلیلی دارد و میبایست
به صورت عددی حل شود [۹۱].

¹ Gu and Weng

ضـمناً سـرمدی واله [۸۷] به منظور بررسـی چگونگی باز شـدن ترک طبیعی در اثر برخورد با شـکسـت هیدرولیکی مدل رنشاو و پولارد را به صورت زیر اصلاح نمود. بر این اساس شرط عبور شکست هیدرولیکی از ناپیوستگیها از رابطه (۲- ۸) محاسبه می گردد:

$$\frac{\sigma_{n}}{T_{0} - \sigma_{T}} > \frac{\left(1 - \sin\theta \sin\frac{3\theta}{2}\right) + \frac{1}{\mu_{f} \cos\frac{\theta}{2}} \left(\left|\sin\theta\cos\frac{\theta}{2}\cos\frac{3\theta}{2} + \alpha\right|\right)}{\left(1 + \sin\frac{\theta}{2}\sin\frac{3\theta}{2}\right)} \qquad (A - Y)$$

که در آن σ_n و σ_T به ترتیب تنشهای نرمال و مماسی وارد بر صفحه شکستگی طبیعی، T_0 نیز مقاومت که در آن مقاد می منابع می موند. کششی ذاتی صفحه شکستگی بوده و به صورت روابط (۲– ۹) و (۲– ۱۰) محاسبه می شوند.

$$\sigma_n = \frac{\sigma_{HMax} - \sigma_{hMin}}{2} + \frac{\sigma_{HMax} - \sigma_{hMin}}{2} \cos(\pi - 2\theta)$$
(9-Y)

$$\sigma_T = \frac{\sigma_{HMax} - \sigma_{hMin}}{2} - \frac{\sigma_{HMax} - \sigma_{hMin}}{2} \cos(\pi - 2\theta) \tag{1.17}$$

از طرفی محاسبه مقدار lpha نیز از طریق روابط (۲- ۱۱) تا (۲- ۱۴) بصورت زیر امکان پذیر میباشد.

$$\alpha = \frac{\tau}{\frac{K_{IC}}{\sqrt{r_c(\theta)}}} \tag{11-T}$$

$$\sqrt{r_c(\theta)} = \frac{K_{IC}}{T_0 - \sigma_T} \times \left(\cos\theta \left(1 + \sin\frac{\theta}{2}\sin\frac{3\theta}{2}\right)\right) \tag{17-7}$$

$$\tau = -\frac{\sigma_{HMax} - \sigma_{hMin}}{2} \sin(\pi - 2\theta)$$
(17-7)

$$\alpha = \frac{t}{\frac{T_0 - \sigma_T}{\left(\cos\frac{\theta}{2}\left(1 + \sin\frac{\theta}{2}\sin\frac{3\theta}{2}\right)\right)}}$$
(14-7)

به طورکلی به منظور استفاده از روشهای تحلیلی در حالات مختلف اندرکنش میبایست دستورالعملها و سناریوهای ممکن به شرح زیر مورد بررسی قرار گیرد: الف. در صورتی که مقاومت برشی ناشی از چسبندگی صفحه شکستگی طبیعی ، زاویه برخورد، اصطکاک و یا تنش القایی نرمال در اطراف نقطه برخورد به اندازه کافی بالا است، هیچگونه لغزشی رخ نمیدهد. در این حالت با حفظ تقارن نوک ترک، شکست در طرف دیگر سطح مشترک ادامه مییابد.

- ب. اگر مقاومت برشی سطح ناپیوستگی طبیعی کمتر از تنش اعمال شده توسط شکستگی هیدرولیکی باشد، لغزش اتفاق میافتد و نوک ترک به صورت نامتقارن در آن سوی فصل مشترک گسترش مییابد. در این حالت نیز چسبندگی، زاویه برخورد، ضریب اصطکاک و تنش القایی نرمال در مقاومت برشی سطح مشترک مؤثر هستند.
- ت. شکستگی مسیر حرکت خود را بر ا ساس جهتی که انرژی کمتری برای ر شد لازم دارد تصحیح مینماید. در صورتی که مقاومت برشی فصل مشترک بالا باشد، گسترش ترک بدون انحراف انجام میشود، در غیر این صورت شکستگی منحرف و توسط فصل مشترک متوقف می گردد.

لذا با دانستن این حقایق پیش بینی رفتار شکست هیدرولیکی در مواجهه با شکستگیهای طبیعی مخزن به صورت زیر امکانپذیر میشود[۸۷]:

الف. احتمال عبور با استفاده از معیار اصلاح شده رنشاو بررسی می شود. اگر نتیجه اندر کنش شکست هیدرولیکی با شکستگیهای مخزن مؤید عبور باشد، که نیازی به بررسی سایر معیارها نیست. درصورتی که عبور انجام نشود تنش نوک ترک توسط بازشدگی و یا لغزش کاهش مییابد و حالت توقف برای لحظهای رخ خواهد داد. این بدین معنی است که فشار بیشتری در نقطه برخورد لازم می باشد.

ب. حالت اندر کنش با باز شدگی (توقف توسط باز شدگی) یا لغزش بر شی (توقف توسط لغزش بر شی) توسط روابط تحلیلی وارپینسکی و توفل بررسی شود. ت. در زمانی که لغزش برشی رخ میدهد با افزایش فشار شکستگی هیدرولیکی تا حدی که فشار نقطه برخورد باعث نشت سیال به فصل مشترک بشود، بازشدگی و یا نشتی منجر به عبور خواهد شد.

ب- مطالعات عددی

روشهای عددی به طور گسترده جهت مدل سازی و شبیه سازی مسائلی که امکان انجام آنها در مقیاس آزمایشــگاهی وجود ندارد مورد اســتفاده قرار می گیرد. طی دهههای اخیر روشهای عددی زیادی برای مدل سازی محیطهای پیوسته (المان محدود، المان مرزی و تفاضل محدود) و محیطهای نا پیوسته (روش اجزا مجزا و تغییر شکل ناپیو سته ⁽) مورد استفاده قرار گرفته است[۹۲]. به منظور استفاده توام از مزایای هر کدام از این روشها محققان روشهای ترکیبی را نیز پیشنهاد نموده و استفاده کردهاند.

تا کنون پژوهشگران نتایج شبیهسازی های عددی متعددی را در مورد اندر کنش بین شکستگی هیدرولیکی و ناپیوستگی های طبیعی گزارش نموده اند. نتایج مطالعات گذشته محققان که مبتنی بر اصول الاستیسیته میبا شد حاکی از آن است که شکستگی هیدرولیکی پس از انتشار در لایهٔ سخت تر میتواند به درون لایهٔ نرمتر نفوذ کند، اما نمیتواند از لایهٔ نرم به سخت وارد شود[۹۳–۹۵] فرض عدم لغزش در یک محیط الاستیک و با شکستگیهای طبیعی به دلیل وجود مقاومت بر شی محدود در اغلب ناپیوستگیها نادرست است. لذا برای فصل مشتر ک دارای مقاومت اصطکاکی محدود که توسط معیار موهر کلمب بیان می گردد، تنش برشی که میتواند توسط آن تحمل گردد نیز محدود بوده و بنابراین لغزش ا صطکاکی میتواند در امتداد آن رخ دهد [۹۶]. ضمنا اندر کنش شکست هیدرولیکی با ناپیو ستگیهای طبیعی دارای لغزش ا صطکاکی در امتداد آنها و همراه با باز شدگی و بعضاً فاقد باز شدگی نیز مورد مطالعه قرار گرفته است [۹۷].

¹ Deformation discontinuity Analysis

مدل سازی اندر کنش شکست هیدرولیکی و شکستگیهای طبیعی با استفاده از روش ناپیوستگی جابجایی در حالت وجود لغزش برشی در امتداد شکستگی توسط جفری^۱ و همکاران انجام شده است [۱۰۵].

مطالعات باری در مورد اثر پارامتر لغزش برشی در امتداد شکستگی نشان داد لغزشی بودن آن باعث محدود شدن ارتفاع و عمق نفوذ شکست هیدرولیکی و ایجاد شکستگیهای تازکتر و تغییرات فراوان در میزان بازشدگی شکستگی میگردد [۱۰۶]. اصولاً شکست هیدرولیکی در حالت لغزش کامل از شکستگی طبیعی عبور نمی کند و با افزایش فشار سیال از تنش موجود امکان نفوذ سیال به درون ترکها و سایر ناپیوستگیها وجود دارد. معمولاً در این حالت انحراف و انشعاب شکستگی نیز اتفاق میافتد.

نرخ رشد ارتفاع شکستگی به عنوان تابعی از شرایط بارگذاری و مکانیزمهای محدودکننده توسط ستاری مطالعه گردید [۱۰۷]. بر اساس تحقیقات ایشان تنشهای برجا بیشترین و سختی کمترین تاثیر را بر رشد ارتفاع شکستگی دارند و چقرمگی سنگ نیز تنها در شکستگیهای ایجاد شده با سیالات دارای گرانروی پایین دارای اهمیت است.

نتایج شبیه سازی ابو سید و همکاران در زمینه شکستگیهای مخازن زبالههای اتمی و با ۱ ستفاده از تزریق گل حفاری در لایههای شیلی محدود شده با ماسه سنگ، حاکی از آن است تراوش سیال و پوشیده شدن نوک ترک در ما سه سنگ رویی مانع ر شد ترک به درون آن می شود [۱۰۸]. زمانی که شکستگی تولید شده از سازند شیل به درون لایههای بالایی که شامل ما سه سنگ نفوذپذیر است منتشر می شود، سیال به درون سازند ماسهای تراوش کرده و ذرات جامد در درون شکستگی باقی می مانند. در این مطالعه با افزایش تنشهای برجا عمق نفوذ شکستگی کاهش می یابد و ترکیب پارامترهای مختلف نظیر گرادیان

¹ Jeffrey

شکست و مدول یانگ و بر پیچیدگی هندسه شکستگی میافزاید و به منظور دستیابی به شرایط واقعی، لزوم بکارگیری شبیهسازهای سه بعدی بیش از گذشته ضروری به نظر برسد.

بر اساس نتایج مدل سازی سه بعدی شکست هیدرولیکی توسط سایبریتز و همکاران مشخص گردید زونهای با مدول یانگ بالاتر مانع ر شد سریع ترک می گردند و شکستگی در مواد با کمترین مدول یانگ ر شد مینمایند [۱۰۹]. در این مطالعه تغییرات باز شدگی در امتداد ناپیو ستگیهای طبیعی فقط به عنوان تابعی از تغییرات خصو صیات الاستیک لحاظ گردیده و تنش محصور کننده نیز در این مدل سازی در نظر گرفته نشده است. بکارگیری نرخ سیال با گرانروی بالا منجر به عبور شکست هیدرولیکی از شکستگیهای طبیعی می گردد، در حالی که نرخ جریان پایین باعث باز شدن شبکهٔ شکستگیهای مخزن می شود. به نظر می سد باز شدگی شکستگی طبیعی در هنگام ر شد شکستگی هیدرولیکی ناشی از بالا رفتن فشار سیال در نقطه برخورد شکستگی ها و نفوذ سیال در مرز فصل مشـترک به داخل ناپیوسـتگی باشـد [۸۳،۱۱۰].

کوشلف و قاسمی [۱۱۱] رشد یک شکستگی هیدرولیکی را در مواجهه با ناپیوستگی طبیعی با استفاده از CV-BEM مورد مطالعه قرار دادند. همچنین مدل ساده یک بعدی غیر صفحهای برخورد شکست هیدرولیکی با ناپیوستگی را بر پایه مدل شکستگی PKN پاتلوری مورد مطالعه قرار داد [۱۱۲،۱۱۳].

وو و همکاران رفتار شکست هیدرولیکی در مواجهه با ناپیوستگیهای شکل پذیر ^۱ یا شکننده^۲ را با استفاده از معیار گریفیث مورد مطالعه قرار دادند، که در این مدل فشار سیال در هنگام گسترش شکستگی هیدرولیکی یکنواخت و ناپیوستگی نیز بدون لغزش فرض شده است [۱۱۴]. آنها نشان دادند که رشد ترک از لایه نرمتر به لایه سـختتر متوقف می شـود. اسـتفاده از کوپل روشهای المان محدود و ناپیوسـتگی

¹ Ductile

جابجایی برای مدلسازی رشد شکستگی توسط ژانگ و همکاران نشان داد که عمده نتایج در مدل شکستگی کوپل به جریان سیال با گرانروی بالا وابسته است [۱۱۵].

مطالعات ژانگ و جفری حاکی از آن است وجود لغزش زیاد در سطح ناپیوستگی و تفاضل کم تنشهای برجا از سوی دیگر میتواند از نفوذ سیال به درون این تر کها جلوگیری کند [۱۱۶]. اما در هنگامی که مقاومت کششی در امتداد ناپیوستگی پایین باشد امکان نفوذ سیال به داخل شکستگیهای طبیعی وجود داشته که این موضوع منجر به کند شدن حرکت شکستگی هیدرولیکی می گردد. ضمناً آنها نشان دادند که رشد ترک از یک محیط نرم تر به طرف لایهٔ سخت تر منجر به ایجاد دو شاخه ترک دو قلو در دو طرف نوک شکستگی در امتداد ناپیوستگی می گردد. ادامه تحقیقات ایشان با تنشهای برجای متوسط و سیال دارای گرانروی پایین انجام شد [۱۱۷]. بر اساس نتایج پژوهشهای آنها ر شد شکستگی به تاریخچه فشار تزریق واب سته بوده و با افزایش گرانروی و تنشهای برجا مقدار پیک ف شار سیال تزریقی افزایش مییابد. در صورتی که با کاهش ضریب اصطکاک در امتداد ناپیوستگی و فاصلهٔ چاه تزریق تا محل برخورد شکست هیدرولیکی با ناپیوستگی، پیک فشار سیال نیز کاهش نشان می دهد. بنابراین شکست هیدرولیکی عمدتاً

تیرسلین و ماکخیو یک مدل نیمه تحلیلی جهت پیش بینی فعالسازی یک گسل طبیعی توسط شکست هیدرولیکی را بر پایه تئوری جابجایی ارائه دادند [۸]. آنها فرض کردند که با اولین تماس شکست هیدرولیکی با این ناپیوستگی، این ترک مجدداً فعال شده و با استفاده از آنالیز تنش کششی حداکثر محتمل ترین محل شروع مجدد شکستگی در سوی مخالف فصل مشترک قابل پیش بینی خواهد بود.

مدل عددی دوبعدی نحوهٔ خروج شکستگی از مرز لایه در حضور ریز ترک های اطراف آن بوسیله ژانگ و همکاران مطالعه گردید. نتایج عددی آنها نشان داد که انحراف شکستگی در مرز لایه همانند شرایط رشد ترک از محیط سخت به درون محیط نرم در حالت اختلاف تنش برجای پایین دو لایهٔ مجاور، وی سکوزیتهٔ پایین سیال و طول کم شکستگی اولیه می باشد [۱۱۵].

روشهای عددی معمول در ژئومکانیک در محیطهای پیوسته و ناپیوسته توسط بوبت^۱ مورد تجزیه و تحلیل قرار گرفته و نقاط ضعف و قوت هر یک بیان شده است[۱۱۸]. همچنین اندرکنش شکست هیدرولیکی و شکستگیهای طبیعی را ژانگ و قاسمی بر پایه روش مجازی ^۲MIB و روش المان محدود مطالعه کردند [۱۱۹]. آنها نشان دادند که جهت و هندسه ناپیوستگی طبیعی در شرایط تنش برجا بر روی گسترش شکستگی با فشار یکنواخت موثر خواهند بود. محققین دیگر مدلهای دو بعدی پورو الاستیک را توسعه داده و تاثیر زاویه برخورد شکستگی هیدرولیکی با ناپیوستگی و انحراف تنش وارده را با این سطح مورد بررسی قرار دادند [۱۲۰].

همچنین با استفاده از روش ناپیوستگی جابجایی و در حالت دو بعدی رشد شکستگی در نزدیکی محل اندرکنش شکستگی هیدرولیکی و شکستگیهای طبیعی بررسی شده است [۱۲۳]. معمولا در این مطالعات از مدل جریان فشار یکنواخت و مدل جریان سیال نیوتنی برای محاسبه توزیع فشار سیال، جریان سیال و عرض در طول شکستگی استفاده نمودهاند. با در نظر گرفتن شرایط درزه از قبیل باز، لغز شی و بسته در این مطالعات مشخص شد که مسیر حرکت شکست هیدرولیکی در نزدیکی نقطه برخورد با تغییر نرخ و ویسکوزیته سیال تزریقی دچار تغییرات فراوان می شود.

¹ Bobet

² Virtual Multidimensional Internal Bonds

علاوه بر این بهنیا و همکاران با استفاده از فرمولاسیون ناپیوستگی جابجایی روش المان مرزی و به کار گیری معیارهای تنش مماسی حداکثر ^۱و چگالی انرژی کرنشی^۲، انتشار ترک در شکست هیدرولیکی و اندر کنش آن را با ناپیوستگیهای طبیعی مورد مطالعه قرار دادند [۱۲۴].

ر شد شکست هیدرولیکی در سازندهای حاوی شکستگیهای طبیعی و با استفاده از مدل "UFM را ونگ و همکاران ارائه نمودند [۱۲۵]. آنها پس از حل معادلات حاکم و انجام شبیه سازی با در نظر گرفتن پارامتر هایی نظیر ارتفاع ترک، اندرکنش، انتقال پرو پانت و… نتیجه گرفتند که ناهمسانگردی تنش، شکستگیهای طبیعی و اصطکاک داخلی نقش کلیدی در پیچیدگی شبکه شکستگی بوجود آمده ناشی از اندرکنش شکست هیدرولیکی و شکستگیهای طبیعی دارند. به نظر ایشان با کاهش ناهمسانگردی تنش و ضریب اصطکاک، هند مه محاران از مده شکستگی بوجود آمده ناشی از مدر کنش شکست هیدرولیکی و شکستگیهای طبیعی دارند. به نظر ایشان با کاهش ناهمسانگردی تنش و ضریب اصطکاک، هندسه پیچیدهای از شکستگی های گسترش یافته نسبت به شبکه اولیه ایجاد خواهد مریب اصطکاک، هندسه محازن غیر متعارف نظیر شیل های گازی کاربرد گستردهای دارد.

چوپراکف و همکاران اندر کنش الاستیک شکست هیدرولیکی و یک شکستگی طبیعی در سنگ نفوذ ناپذیر به روش عددی تحت فر ضیات ساده نظیر توزیع فشار یکنواخت در طول شکستگی را مورد برر سی قرار دادند [۱۲۶]. آنها نشان دادند که تنش کششی ایجاد شده در سمت مخالف شکستگی طبیعی (فصل مشترک) به صورت مماسی موجب بوجود آمدن شکستگی کششی جدید عمود بر ناپیوستگی می گردد.

در مطالعات بهنیا و همکاران جهت بررسی نحوه گسترش شکست هیدرولیکی در سازندهای لایهای از روش المان مرزی با استفاده از فرمول بندی ناپیوستگی جابجایی استفاده گردید. ضمناً برای افزایش دقت نیز از المانهای مرتبه بالاتر برای مدلسازی مرز ترک به همراه المان نوک ترک در محیطهای ناهمگن استفاده شد که صحت آن تو سط برخی از حلهای تحلیلی مسائل مورد تایید قرار گرفت [۱۲۷]. در این

¹ - Maximum Tangential Stress Criterion

²-Strain Energy Density Criterion

³ - Unconventional Fracture Model

مطالعه تنشهای کششی ایجاد شده در امتداد فصل مشترک به همراه فاکتور شدت تنش موجود در نوک ترک برای بررسی رفتار گسترش شکست هیدرولیکی در شرایط مختلف محاسبه گردیدند. نتایج حاکی از آن است که با توجه به شرایط و و ضعیت قرار گیری شکست هیدرولیکی نسبت به ناپیو ستگی (عمود، گذرنده و موازی) و همچنین پارامترهای محیط در برگیرنده شکستگی، میزان فاکتور شدت تنش ایجادی در نوک ترک و تنش کششی در امتداد ناپیو ستگی متفاوت میبا شد که این دو پارامتر احتمال گسترش شکستگی و یا توقف آن را تعیین می کند. میزان باز شدگی شکست هیدرولیکی به خصو صیات الاستیک لایه ها وابسته بوده و تغییر خصو صیات الاستیک لایه ها هند سه شکستگی را تحت تاثیر قرار می دهد. همچنین در محیطهای با پارامترهای الاستیسیته پایین تر، میزان بازشدگی بیشتر و در نتیجه فاکتور شدت تنش هم بیشتر می شود و در آن سوی نقطه تقاطع در محیطی با مدول الاستیک بالاتر میزان تنش کششی ایجاد شده تعیین کننده رشد شکستگی است. در شکستگی موازی با فصل مشترک، افزایش نسبت

نتایج شبیهسازی عددی اندرکنش شکستگی طبیعی و شکست هیدرولیکی توسط سستی^۱ و قاسمی و با استفاده از یک روش المان مرزی نشان میدهد که راستای انتشار شکستگی، فشار و بازشدگی ترک تابع زمان تزریق است [۱۲۸]. در مطالعه آنها پروفیل توزیع فشار، حاکی از پیچیدگی شکستگی و تاثیر آن بر نحوه طراحی شـبیهسازی جابجایی پروپانت میباشـد. نتایج این تحقیق نشان داد که در زمان برخورد شکست هیدرولیکی و ناپیو ستگی طبیعی فشار تزریق کاهش و در زمان باز شدگی یا انتشار ترک فشار افزایش مییابد. میزان افزایش فشار تزریقی بستگی به فاکتورهایی نظیر نرخ تزریق، فاصله بین نقطه تزریق و نقطه برخورد دارد. طاهری شکیب و جلالی فر مدلهای پیچیده رشد شکست هیدرولیکی را با استفاده از روش XFEM و به منظور بهینهسازی پارامترهای موثر در گسترش آن مورد مطالعه قرار دادند. بر اساس نتایج آنها به نظر می ر سد پیچیدگی الگوی شکستگیها تو سط بزرگی و ناهم سانگردی تنشهای برجا و مقاومت پرکننده ناپیوستگی کنترل می شود [۱۲۹].

۲-۴- جمع بندی

گسترش شکست هیدرولیکی به پارامترهای مختلفی بستگی دارد، به طوریکه اعمال تغییرات در این پارامترها بر نحوه رشد شکست هیدرولیکی و نرخ تولید نهایی چاه تأثیرگذار هستند. انواع مدلهای دو بعدی و سه بعدی برای مطالعهٔ نحوه گسترش شکست هیدرولیکی تو سعه داده شده است. بر اساس مطالعات انجام شده، راستای میدان تنش برجا بر مسیر گسترش شکست هیدرولیکی میتواند تاثیر چشمگیری داشته باشد.

به دلیل وجود شکستگیهای طبیعی در محیط مخزن، احتمال تغییر مسیر اولیه شکست هیدرولیکی در مواجهه با این شکستگیها وجود دارد. بر اساس معیارهای گوناگون بررسی اندرکنش شکستهای هیدرولیکی و طبیعی، در برخورد این شکستگیها سه رفتار اصلی عبور، توقف و یا بازشدگی دهانه شکست طبیعی امکانپذیر است. با توجه به مطالعات صورت گرفته اهمیت بالای اندرکنش شکست هیدرولیکی و طبیعی و اثر آن بر هندسه نهایی شکست هیدرولیکی مشخص می شود. بر اساس مطالعات تنشها و دهانه شکست هیدرولیکی در تعیین رفتار اندرکنش نقش به سزایی دارند. در ادامه پس از تشریح روش عددی مورد استفاده و برر سی پارامترهای موثر بر رشد و رفتار شکست هیدرولیکی، معیارهای اندرکنش در قالب الگوریتم محا سباتی روش عددی و با هدف درک بهتر شرایط برخورد شکست هیدرولیکی و طبیعی مورد استفاده قرار می گیرند.

فصل سوم

فرمولاسون مدل ای تحکیلی-عددی در میں مبنی روند

•• • بر اعسار ترك

۳–۱– مقدمه

با توجه به پیچیدگی مکانیسم انتشار شکست هیدرولیکی، در این رساله میبایست از روشهای تحلیلی-عددی (با دقت بالاتر نسبت به دیگر روشهای عددی) برای مدلسازی این فرآیند استفاده شود. به طور کلی روشهای عددی تطبیق پذیرترین و پیچیده ترین گروه روشهای محاسباتی مورد استفاده در ژئومکانیک هستند. از طرفی هدف اجرای تحلیلهای عددی متفاوت است. این روشها میتوانند به منظور تحلیل کمی رفتار توده سنگ یا مکانیزم گسیختگی به کار روند، در حالی که مطالعات پارامتری و تحلیل حساسیت میتوانند برای مقایسه و تخمین کیفی بهتر به کار روند. دو صالی که مطالعات پارامتری و تحلیل حساسیت و اجزا مجزا از پرکاربردترین روشهای عددی در مسائل مطرح در ژئومکانیک هستند. شکل ۳– ۱ انواع روشهای مورد استفاده در ژئومکانیک را نشان میدهد.



شکل ۳-۱- روشهای عددی در ژئومکانیک [۹۲]

وسیع بودن محیط سنگی مورد مطالعه در مسائل مکانیک سنگ، باعث می شود در انجام پژوهش ها آنها را به عنوان محیط نامحدود در نظر می گیرند. به طور معمول در مورد محیط هایی که نسبت سطح جانبی به حجم آن ها کوچک است، روش المان محدود مناسب نیست؛ زیرا برای مدل سازی محدوده مورد مطالعه، تعداد زیادی المان مورد نیاز است. در چنین شرایطی روش دیگری که در آن فقط سطح فضای زیرزمینی مدلسازی میشود، مورد استفاده قرار میگیرد. بنابراین تعداد المانهای مورد نیاز جهت مدلسازی محیط در حد قابل توجهی کاهش مییابد. در عین حال، نامحدود بودن توده سنگی، به طور خودکار مدنظر قرار میگیرد. از این رو به دلیل اینکه در این روش فقط مرز محیط مورد مطالعه به اجزای کوچکتر گسسته شده و مورد تجزیه و تحلیل قرار میگیرد، از آن به نام روش المان مرزی یاد میگردد. در این روش، ابتدا یک راه حل پایه'، که با معادله دیفرانسیل مساله هم خوانی داشته باشد، مد نظر قرار گرفته و سپس با برهم نهی راه حل مبنا به گونهای که شرایط مرزی موردنظر در نقاط مرزی خاص و یا به طور متوسط ارضاء گردد، راه حل ویژه این مساله به دست میآید. با توجه به مزایای بالای روش المان مرزی، این روش بعنوان روش مورد

-۲-۳ روش المان مرزى

طی سالهای اخیر روش المان مرزی با وجود برخی موانع نظیر وجود برنامههای کامپیوتری محدود و پیچیدگیهای فرمولاسیون معادلات دیفرانسیل مربوطه، به لحاظ دارا بودن مزایای متعدد نسبت به سایر روشهای عددی، مورد توجه پژوهشگران قرار گرفته است. از مزایای این روش میتوان به کاهش چشم گیر زمان و هزینه و اطلاعات مورد نیاز به دلیل المانبندی سطح و مرز محیط مورد مطالعه (بدون نیاز به گسستهسازی کل محیط)، افزایش دقت محاسبات در اثر عدم اعمال تقریب در فرمولاسیون مساله قبل از گسستهسازی و استفاده همزمان از تمامی گرهها در آن (کاهش حجم معادلات)، مدلسازی بدون نیاز به تعریف مرزهای مجازی و محدودسازی محیط و امکان انجام مدل سازی در هنگام رشد ترک تحت بارگذاری افزایشی (المانبندی مجدد انجام نمی شود.) اشاره نمود. شایان ذکر است مساله تکینگی^۲ و ماتریسهای

¹ - Fundamental Solution

² Singularity

نامتقارن در تشکیل دستگاه معادلات از مهمترین نقاط ضعف این روش نسبت به روش المان محدود می باشد [۱۳۰].

در این پژوهش از قابلیتهای روش المان مرزی استفاده خواهد شد. روشهای المان مرزی برای آنالیز تنش در مکانیک جامدات به دو دسته روشهای مستقیم و غیر مستقیم به شرح زیر تقسیم میشوند [۱۳۰].

روش مستقیم : این روش برمبنای روابط ریاضی و مفهوم تئوری کلاسیک پتانسیل بیان می گردد و در آن جابجاییها وتنشها بر اساس حل معادلات جبری و انتگرالهای معین تحت شرایط مرزی به طور همزمان حل می گردد.

روش غیر مستقیم : این روش به طور مستقیم قابل درک بوده و بیشتر مبتنی بر مفاهیم فیزیکی میباشد. در این حالت ابتدا مقادیر تنش در مرز محیط مورد بررسی محاسبه می گردد و سپس بر اساس روابط مجزا جابجاییها برای هر المان محاسبه می گردد.

به طور کلی روش مستقیم، متداول ترین روش المان مرزی است و نسبت به روش های غیرمستقیم از انعطاف پذیری بیشتری برخوردار است. اما روش های غیرمستقیم، در دامنه کاربردی خود نسبت به روش مستقیم دقیق ترند، چون در اصل این روش ها نیمه تحلیلی (تحلیلی – عددی) هستند.

روش المان مرزی غیر مستقیم خود به دو روش تنش موهومی (FSM) و روش ناپیوستگی جابجایی آ (DDM) تقسیم می شود که در ادامه به این دو روش اشاره می شود. ترکیب روش های المان مرزی غیر مستقیم در مدل سازی ناپیوستگی های مخازن به کار می رود، به طوریکه مرز محیط مورد مطالعه با روش تنش موهومی و ناپیوستگی ها نیز با روش ناپیوستگی جابجایی مدل سازی می گردند.

¹ - Fictitious Stress Method

² - Displacement Discontinuity Method

۳-۲-۱ روش تنش موهومی

روش تنش موهومی یک روش غیر مستقیم حل مسائل الاستیک در شرایط مرزی میباشد که کروچ و استارفیلد^۱ برای تعیین تنشها و جابجاییها در نقاط مرزی توسعه دادند [۱۳۰]. در این روش تنش موهومی در حقیقت یک تنش فرضیست که بر روی مرزها اثر می کند و براساس آن میدان جابجایی و تنش در مسئله تعیین می گردد. این روش بر اساس مسئله کلوین پایه ریزی گردیده است. در ادامه بطور خلاصه این روش تشریح می گردد.

۳-۲-۱-۱-۱ مساله کلوین در کرنش صفحهای

مسئله کلوین در کرنش صفحهای در شکل ۳– ۲ نشان داده شده است. در این شکل نیروی $F = (F_x, F_y)$ راستای نیروی متمرکز وارده به محیط الاستیک نامحدود در امتداد محور Z میباشد. مؤلفههای $F = (F_x, F_y)$ را و F_x دارای بُعد نیوتن بر متر هستند. به منظور محاسبه تنشها و کرنشها تابع g(x,y) را میتوان بصورت زیر تعریف نمود.



شكل ٣- ٢- مسئله كلوين، صفحه كرنش [١٣٠].

$$g(x, y) = \frac{-1}{4\pi(1-\nu)} Ln(x^2 + y^2)^{\frac{1}{2}}$$
(1-\mathbf{v})

¹ Crouch & Starfield

با استفاده از آن مقادیر جابجایی در کرنش صفحهای به صورت زیر محاسبه می شود [۱۳۰].:

$$u_{x} = \frac{F_{x}}{2G} [(3-4v)g - xg_{x}] + \frac{F_{y}}{2G} [-yg_{x}]$$

$$u_{y} = \frac{F_{x}}{2G} [-xg_{y}] + \frac{F_{y}}{2G} [(3-4v)g - yg_{y}]$$
(Y-Y)

در این روابط منظور از g_x و $rac{\partial g}{\partial y}$ و $rac{\partial g}{\partial y}$ است. به همین ترتیب تنشهای مربوط به

کرنش صفحهای در مسئله کلوین عبارتند از :

$$\sigma_{xx} = F_x [2(1-v)g_x - xg_{,xx}] + F_y [2vg_y - yg_{,xx}]$$

$$\sigma_{yy} = F_x [2vgg_x - xg_{,yy}] + F_y [2vg_y - yg_{,yy}]$$

$$\sigma_{xy} = F_x [(1-2v)g_y - xg_{,xy}] + F_y [(1-2v)g_x - yg_{,xy}]$$
(\mathbf{(T-\mathbf{T})})

شایان ذکر است که به منظور سهولت در نمادگذاریها و محاسبات، در شکل ۳– ۲ نیروی متمرکز x-cx در مبدأ قرار داده شده است. با قرار دادن نیرو در نقطه x- c_x و y- c_y ، می توان با جایگذاری x-cxو y-cy به جای x و y در رابطه (۳– ۱) جواب مورد نظر را به دست آورد. با استفاده از اصل برهم نهی می توانیم آن دسته از مسائلی که چندین نیروی متمرکز بطور تصادفی در نقاط مختلف یک محیط الاستیک نامحدود عمل می کند را حل نمود. بارگذاریها در اکثر مسائل بصورت توزیع پیوسته در امتداد یک خط در صفحه x, y

------ توزيع حل كلوين بر روى يك پاره خط

مسئله نیروهای سطحی ^۱ثابت $y = P_x$ و $t_y = P_y$ وارد بر پاره خط $a \leq |x| \leq a$ و y = y در یک محیط $t_x = x$ مسئله نیروهای سطحی الاستیک نامحدود را می توان با انتگرال گیری و بر اساس راه حل مسئله کلوین بدست آورد. بدین منظور

¹ Traction force

پاره خط را به المان های طولی $\mathcal{E}_{\mathcal{E}}$ تقسیم می نماییم (شکل ۳- ۳). در این صورت برآیند نیروی وارد بر المانی به مرکز $x = \mathcal{E}_{\mathcal{E}}$ و y = 0 برابر است با :

 $F_i(\xi) = P_i d\xi$

(۴ -۳)



شکل ۳-۳- توزیع حل کلوین روی یک پاره خط

 $F_x(\xi)$ در این رابطه *i* نشانگر *x* یا *y* است. اکنون می توان جواب این مسئله را با جای گذاری نیروهای $F_x(\xi)$ و $F_x(\xi)$ یا *y* است. اکنون می توان جواب این مسئله را با جای گذاری نیروهای *x* و انتگرال گیری از عبارات $F_y(\xi)$ و $F_y(\xi)$ عندر روابط (۳ – ۳) و (۳ – ۳) و پس از آن جایگذاری ξ – *x* بجای *x* و انتگرال گیری از عبارات حاصله نسبت به ξ در محدوده *a* – تا *a* به دست آورد. نتیجه عملیات تحت عنوان تابع *f(x,y)* به صورت رابطه (۳ – ۵) تعریف می گردد:

$$f(x,y) = \int_{-a}^{+a} g(x-\xi,y)d\xi \qquad (\Delta - \Upsilon)$$

با حذف جزئیات محاسبات، جابجاییها به صورت رابطه (۳- ۶) تعریف می گردند.

$$u_{x} = \frac{P_{x}}{2G} [(3-4v)f - yf_{y}] + \frac{P_{y}}{2G} [-yf_{x}]$$

$$u_{y} = \frac{P_{x}}{2G} [-yf_{x}] + \frac{P_{y}}{2G} [(3-4v) - yf_{y}]$$
(7-7)

همچنین تنشها برابر است با :

$$\sigma_{xx} = P_x[(3-2v)f_x + yf_{xy}] + P_y[2vf_y + yf_{yy}]$$

$$\sigma_{yy} = P_x[-(1-2v)f_x - yf_{xy}] + P_y[2(1-v)f_y - yf_{yy}]$$

$$\sigma_{xy} = P_x[2(1-v)f_y + yf_{yy}] + P_y[(1-2v)f_x - yf_{xy}]$$
(Y - Y)

با محاسبه انتگرال رابطه (۳- ۵) عبارت زیر در مورد تابع f(x,y) بدست می آید:

$$f(x, y) = \frac{-1}{4\pi(1-v)} \left[y(\tan^{-1}\frac{y}{x-a} - \tan^{-1}\frac{y}{x+a}) - (x-a)Ln[x-a)^2 + y^2 \right]^{1/2} + (x+a)Ln[x+a)^2 + y^2 \right]^{1/2}$$
(A -\mathbf{v})

معادلات (۳– ۶) و (۳– ۷) تعیین کننده جابجاییها و تنشها در یک محیط الاستیک نامحدود میباشند. در صورتیکه نیروهای سطحی $t_i = P_i = (P_x, P_y)$ و y = 0 و y = 0 وارد شوند. مورتیکه نیروهای سطحی $t_i = P_i = (P_x, P_y)$ و y = 0 وارد شوند. ۲-۲-۳ روش ناپیوستگی جابجایی با المانهای ثابت

روش ناپیوستگی جابجایی یک روش المان مرزی غیر مستقیم حل مسائل الاستیک در شرایط مرزی میباشد که توسط کروچ توسعه داده شده و به دلیل توانایی بالا در مدلسازی ناپیوستگیها و شکستگیها و تعیین میزان تغییر شکل و لغزش آنها از محبوبیت فراوانی نزد پژوهشگران جهت مدلسازی شکست و گسترش ترک برخوردار است. در این روش با گسستهسازی مرز به تعداد المان مشخص و برآورد توابع تاثیر هر کدام از آنها، میزان ناپیوستگی ناشی از بازشدگی (نرمال) و لغزش (موازی) که باعث ایجاد مقدار مشخص تنش و جابجایی بر روی مرزها می گردد با حل دستگاه معادلات جبری مربوطه تعیین میشود.
$$\begin{cases} D_x = u_x(x, 0_-) - u_x(x, 0_+) \\ D_y = u_y(x, 0_-) - u_y(x, 0_+) \end{cases}$$
(9-7)

به دلیل اینکه مقدار u_x و u_y در جهات مثبت محورهای مختصات x,y مثبت میباشند بنابراین با توجه به شکل D_x و D_y مقدار مثبت دارند. تنشها و جابجاییها میتوانند به روش زیر توسط راهحلهای کروچ و استارفیلد به کارگرفته شوند [۱۳۰].

$$u_{x} = D_{x} \left[2(1-v)f_{,y} - yf_{,xx} \right] + D_{y} \left[-(1-2v)f_{,x} - yf_{,xy} \right]$$

$$u_{y} = D_{x} \left[(1-2v)f_{,x} - yf_{,xy} \right] + D_{y} \left[2(1-v)f_{,y} - yf_{,yy} \right]$$

$$\sigma_{xx} = 2GD_{x} \left[+2f_{,xy} + yf_{,xyy} \right] + 2GD_{y} \left[f_{,yy} + yf_{,yyy} \right]$$

$$\sigma_{yy} = 2GD_{x} \left[-yf_{,xyy} \right] + 2GD_{y} \left[f_{,yy} - yf_{,yyy} \right]$$

$$(11-v)$$

$$\sigma_{xy} = 2GD_{x} \left[f_{,yy} + yf_{,yyy} \right] + 2GD_{y} \left[-yf_{,xyy} \right]$$

 $f_{,xxy}, f_{,xy}, f_{,xy}, f_{,xy}$ مشتقات مربوط به $f_{,x}$ و بطور مشابه شامل مشتقات مربوط به $f_{,x}$ و $f_{,xxy}, f_{,xy}, f_{,xy}, f_{,xy}$ نیز می شود. تابع $f_{,xy}$ در این معادلات به صورت زیر می باشد.

$$f(x,y) = \frac{-1}{4\pi(1-\nu)} \left[y \left(tg^{-1} \frac{y}{x-a} - tg^{-1} \frac{y}{x+a} \right) - (x-a) \ln \sqrt{(x-a)^2 + y^2} + (x+a) \ln \sqrt{(x+a)^2 + y^2} \right]$$
(17 - 7)



شکل ۳- ۴- مولفههای D_x و D_y ناپیوستگی جابجایی[93]

۲-۲-۳- روش ناپیوستگی جابجایی با المان های درجه دو

$$D_{i}(\varpi) = N_{1}(\varpi)D_{i}^{1} + N_{2}(\varpi)D_{i}^{2} + N_{3}(\varpi)D_{i}^{3}, \qquad i = x, y \qquad (11^{\circ} - 1^{\circ})$$

. تا N_3 توابع شكل براى المان درجه دو هستند. كه توسط روابط معادله (۳- ۱۴) تعريف مى شوند. N_1

¹ - Quadratic Element

² - Shape Functions

$$N_{1}(\varpi) = \frac{\varpi(\varpi - a_{2} - a_{3})}{[(a_{1} + a_{2})(a_{1} + 2a_{2} + a_{3})]},$$

$$N_{2}(\varpi) = \frac{-(\varpi + a_{1} + a_{2})(\varpi - a_{2} - a_{3})}{[(a_{2} + a_{3})(a_{2} + a_{3})]},$$

$$N_{3}(\varpi) = \frac{\varpi(\varpi + a_{2} + a_{3})}{[(a_{2} + a_{3})(a_{1} + 2a_{2} + a_{3})]}$$
(14 - 7)



شکل ۳- ۵-توزیع جابجایی در المان ناپیوستگی جابجایی درجه دو

فرمولاسیون تعیین میزان تغییر شکل و تنشهای ناشی از جابجایی افقی و عمودی المان ناپیوستگی جابجایی در صفحه x و y و برای حالت کرنش صفحه ای و در یک محیط ایزوتروپیک با رفتار الاستیک خطی که در روابط (۳- ۱۰) و (۳- ۱۱) بیان شد، به صورت زیر قابل بازنویسی است. جابجاییها و تنشها در این روش بصورت زیر محاسبه می شود.

$$\begin{aligned} u_{x} &= [2(1-\nu)f_{,y} - yf_{,xx}] + [-(1-2\nu)g_{,x} - yg_{,xy}], \\ u_{y} &= [(1-2\nu)f_{,x} - yf_{,xy}] + [2(1-\nu)g_{,y} - yg_{,yy}] \\ \sigma_{xx} &= 2G[2f_{,xy} + yf_{,xyy}] + 2G[g_{,yy} + yg_{,yyy}], \\ \sigma_{yy} &= 2G[-yf_{,xyy}] + 2G[g_{,yy} - yg_{,yyy}], \\ \sigma_{xy} &= 2G[2f_{yy} + yf_{,yyy}] + 2G[-yg_{,xyy}] \end{aligned}$$
(18-7)

که در آنها G مدول برشی $f_{,x}$ و $f_{,y}$ و $g_{,y}$ و غیره مشتقهای جزئی توابع سازگار f(x,y)و f(x,y) بر حسب G مدول برشی G می اشند که می توان این توابع را برای المانهای درجه دو بر حسب تابع مشترک زیر نو شت x. [۱۳۱]

$$F(x, y) = \frac{-1}{4\pi(1-\nu)} \sum_{i=1}^{3} D_i^j F_j(I_0, I_1, I_2) \qquad i = x, y$$
(14-7)

که در آن تابع مشترک $F_{j}(I_{0},I_{1},I_{2})$ به صورت زیر قابل تعریف میباشد:

$$F_{j}(I_{0}, I_{1}, I_{2}) = \int N_{i}(\varpi) \ln[(x - \varpi) + y^{2}]^{\frac{1}{2}} d\varpi \quad , \quad j = 0 \quad to \quad 2$$
 (1A - Υ)

و انتگرالهای
$$I_0$$
و I_1 و I_2 عبارتند از:

$$I_{0}(x, y) = \int_{-a}^{a} \ln[(x - \varpi)^{2} + y^{2}]^{\frac{1}{2}} d\varpi = y(\theta_{1} - \theta_{2}) - (x - a)\ln(r_{1}) + (x + a\ln(r_{2}) - 2a,$$

$$I_{1}(x, y) = \int_{-a}^{a} \varpi \ln[(x - \varpi)^{2} + y^{2}]^{\frac{1}{2}} d\varpi = xy(\theta_{1} - \theta_{2}) + 0.5(y^{2} - x^{2} + a^{2})\ln\frac{r_{1}}{r_{2}} - ax,$$

$$I_{2}(x, y) = \int_{-a}^{a} \varpi^{2}\ln[(x - \varpi)^{2} + y^{2}]^{\frac{1}{2}} d\varpi = \frac{y}{3}(3xy^{2} - y^{2})(\theta_{1} - \theta_{2}) +$$

$$\frac{1}{3}(3xy^{2} - x^{3} + a^{3})\ln(r_{2}) - \frac{2a}{3}(x^{2} - y^{2} + \frac{a^{2}}{3})$$
(19)

که در آن پارامترهای r_1 ، r_2 $heta_1$ وheta بصورت زیر تعریف میشوند.

$$\theta_{1} = tg^{-1}\left(\frac{y}{x-a}\right), \quad \theta_{2} = tg^{-1}\left(\frac{y}{x+a}\right),$$

$$r_{1} = \sqrt{(x-a)^{2} + y^{2}}, \quad and \quad r_{2} = \sqrt{(x+a)^{2} + y^{2}}$$
(Y • -Y)

۳–۳– محاسبه تنشهای مماسی

در روش ناپیوستگی جابجایی به دلیل ناپیوسته بودن تغییر شکل در دو طرف ترک (مثبت و منفی یک المان ناپیوستگی جابجایی)، مقدار تنشهای مماسی نیز در دو سوی یک المان متفاوت هستند. که این امر با استفاده از قانون هوک برای شرایط کرنش صفحهای به شکل رابطه (۳– ۲۱) بیان می شود[۱۳۰].

$$\begin{cases} \sigma_{xx} = \frac{2G}{1 - 2\nu} [(1 - \nu)e_{xx} + \nu e_{yy}] \\ \sigma_{yy} = \frac{2G}{1 - 2\nu} [(1 - \nu)e_{yy} + \nu e_{xx}] \end{cases}$$
(1) - (1)

با تبديل معادلات فوق مىتوان نوشت:

$$\sigma_{xx} = \frac{2G}{1-\nu}e_{xx} + \frac{\nu}{1-\nu}\sigma_{yy} \tag{(17-7)}$$

با استفاده از رابطه (۳- ۲۲) مقدار تنش مماسی در دو سمت مثبت و منفی ترک طبق معادله (۳-

۲۳) محاسبه می گردد:

$$\begin{cases} \sigma_{xx}^{+} = \frac{2G}{1 - 2\nu} e_{xx}^{+} + \frac{\nu}{1 - \nu} \sigma_{yy}^{+} \\ \sigma_{xx}^{-} = \frac{2G}{1 - 2\nu} e_{xx}^{-} + \frac{\nu}{1 - \nu} \sigma_{yy}^{-} \end{cases}$$
(Y"-")

همچنین با استفاده از تعریف
$$\frac{\partial u_x^-}{\partial x}$$
, $e_{xx}^- = \frac{\partial u_x^+}{\partial x}$, معادله (۳– ۲۴) بدست میآید.

$$\begin{cases} \sigma_{xx}^{+} = \frac{2G}{1-\nu} \frac{\partial u_{x}^{+}}{\partial x} + \frac{\nu}{1-\nu} \sigma_{yy}^{+} \\ \sigma_{xx}^{-} = \frac{2G}{1-2\nu} \frac{\partial u_{x}^{-}}{\partial x} + \frac{\nu}{1-\nu} \sigma_{yy}^{-} \end{cases}$$
(Yf - T)

تنشهای
$$\sigma_{yy} = \sigma_{yy}$$
 در همه نقاط روی ترک برابر میباشند و با استفاده از تفاضل رابطه (۳– ۲۴)
مقدار ناپیوستگی در تنش مماسی قابل محاسبه خواهد بود (رابطه (۳– ۲۵)). شایان ذکر است مقدار
 $u_x^- - u_x^+$ بیانگر مولفههای برشی ناپیوستگی جابجایی در طول المان میباشد.

$$\begin{cases} \sigma_{xx}^{-} - \sigma_{xx}^{+} = \frac{2G}{1 - \nu} \left(\frac{\partial u_x^{-}}{\partial x} - \frac{\partial u_x^{+}}{\partial x} \right) \\ \sigma_{xx}^{-} - \sigma_{xx}^{+} = \frac{2G}{1 - \nu} \frac{\partial}{\partial x} (u_x^{-} - u_x^{+}) \end{cases}$$
(Y (Y - T))
and use the state of the s

تفاضل رو به جلو:

$$\left(\frac{\partial f}{\partial x}\right)_{x=x^{i}} = \frac{f(x^{i+1}) - f(x^{i})}{x^{i+1} - x^{i}} \tag{(Y - Y)}$$

تفاضل مرکزی:

$$\left(\frac{\partial f}{\partial x}\right)_{x=x^{i}} = \frac{f(x^{i+1}) - f(x^{i-1})}{x^{i+1} - x^{i-1}}$$
(YA - Y)

در این روابط تفاضل رو به جلو و رو به عقب برای اولین و آخرین المان و فرمول تفاضل مرکزی برای سایر المانها مورد استفاده قرار می گیرد.

۳-۴- المان نوک ترک

در مسائل گسترش ترک، تنش و تغییر شکلهای نزدیک نوک ترک با نسبت \sqrt{r} و $\frac{1}{\sqrt{r}}$ تغییر مینماید. با توجه به مقدار بینهایت تنشها و مقدار صفر جابجایی در نزدیکی نوک ترک، دقت محاسبات روشهای
عددی مورد استفاده به شدت کاهش مییابد. بدین منظور شو و کروچ [۱۳۲] جهت رفع این مشکل تغییرات سهمی گون ناپیوستگی جابجایی در امتداد المان نوک ترک با طول 2a (شکل ۳- ۶) را به صورت زیر تعریف نمودند:

$$D_i(\varepsilon) = D_i(a) \sqrt{\left(\frac{\varepsilon}{a}\right)}, \quad i = x, y$$
 (۲۹-۳)

که در این رابطه ε فاصله از ترک و $D_y(a)$ و $D_x(a)$ میزان بازشدگی نرمال و برشی در مرکز المان نوک ε ترک میباشند.



شکل ۳- ۶- المان نوک ترک

با جایگزینی رابطه (۳– ۲۹) در معادلات (۳– ۱۰) و (۳– ۱۱) تنشها و جابجاییها بر اساس ($D_i(a)$ قابل محاسبه هستند. توابع پتانسیل (۳– ۳۰) و $g_c(x, y)$ برای المان نوک ترک نیز از رابطه (۳– ۳۰) تعیین می گردد [۱۳۳].

$$\begin{split} f_{C}(x,y) &= \frac{-1}{4\pi(1-\nu)} \int_{-a}^{a} D_{x}(\varepsilon) \ln\left[(x-\varepsilon)^{2} + y^{2}\right]^{\frac{1}{2}} d\varepsilon \\ g_{C}(x,y) &= \frac{-1}{4\pi(1-\nu)} \int_{-a}^{a} D_{y}(\varepsilon) \varepsilon^{\frac{1}{2}} \ln\left[(x-\varepsilon)^{2} + y^{2}\right]^{\frac{1}{2}} d\varepsilon \\ \end{split}$$

$$\begin{aligned} \text{(W. -W)} &= \frac{-1}{4\pi(1-\nu)} \int_{-a}^{a} D_{y}(\varepsilon) \varepsilon^{\frac{1}{2}} \ln\left[(x-\varepsilon)^{2} + y^{2}\right]^{\frac{1}{2}} d\varepsilon \\ \text{(Interpretent on the second order of the second order order of the second order of the second order o$$

$$I_C = \int_0^{2a} \varepsilon^{\frac{1}{2}} \ln \left[(x - \varepsilon)^2 + y^2 \right]^{\frac{1}{2}} d\varepsilon$$
 (Y) -Y)

۳–۵– مکانیک شکست

مکانیک شکست به بررسی رشد ترک و مکانیزم شکست می پردازد که مبنای آن اصلاحات و تعمیمات ایروین بر روی تئوری شکست گریفیث بوده است [۱۳۴]. در واقع مکانیزم شکست شرحی کمی بر فرآیند شکست یک قطعه بکر توسط رشد ترک می باشد. حوزه مکانیک شکست دربرگیرنده روابط میان ماکزیمم تنش مجاز، اندازه و محل ترک، سرعت رشد ترک ناشی از اثرات محیطی، امکان جلوگیری از رشد ترکها و غیره می باشد.

حالت های خاص مکانیک شکست که برپایه نادیده گرفتن پلاستیسیته نوک ترک انجام می شود مکانیک شکست الاستیک خطی (LEFM) نامیده می شود که اصول آن توسط گریفیث با آزمایش بر روی شیشه معرفی شد. وی توانست تئوری مکانیک شکست را بر اساس یک تعادل ساده انرژی پایه گذاری کند. بر طبق تئوری تعادل انرژی گریفیث تعادلی بین کاهش انرژی پتانسیل در جسم تحت تنش در اثر گسترش ترک و افزایش انرژی سطح در اثر افزایش سطح ترک وجود دارد این روش به درستی رابطه بین مقاومت و ابعاد ترک شیشه را پیشبینی میکند [۱۳۵]. گریفیث به این نتیجه رسید که بین طول ترک و انرژی صفحهای مرتبط با کشش و صفحات آزاد ترک و تنش اعمالی رابطهای وجود دارد که آن را به صورت زیر بیان کرد:

$$\sigma = \sqrt{\frac{2\gamma E}{\pi a}} \tag{(T - T)}$$

که در آن a، طول ترک، E، مدول یانگ، ۲ γ ، انرژی صفحهای و σ ، تنش اعمالی است.

گرچه تئوری گریفیث بسیار مهم است اما در آن فقط مواد الاستیک و ترد در نظر گرفته شده است که هیچگونه تغییر شکل پلاستیکی ندارند.

LEFM مكانيك شكست الاستيك خطى LEFM

مکانیک شکست به دو بخش مکانیک شکست الاستیک خطی LEFM و مکانیک شکست الاستو-پلاستیک MEFM تقسیم می شود. LEFM برای مواد ترد الاستیک مثل فولاد با مقاومت بالا ، شیشه، یخ، بتن، اکثر سنگها و مواد مشابه نتایج خوبی ارائه میدهد. در حالی که برای مواد نرم و شکل پذیر از قبیل فولاد با کربن پایین، فولاد ضد زنگ، آلومینیوم، پلیمرها و ... ، EPFM به کار میرود.

LEFM بر این فرض استوار است که ماده مورد نظر همسانگرد و الاستیک خطی است. این گونه مواد فقط دو ثابت الاستیک خطی دارند (مدول یانگ و ضریب پوآسون). بر اساس فرضیات LFEM ناحیه تنش نزدیک به نوک ترک با توجه به تئوری الاستیسیته قابل محاسبه است.

در مورد تغییر شکلهای غیر الاستیک LEFM فقط هنگامی معتبر است که این تغییر شکلها کوچکتر از ابعاد ترک باشد. اگر ناحیه بزرگی از تغییر شکل پلاستیک قبل از انتشار ترک ایجاد شود، مکانیک شکست الاستو-پلاستیک باید به جای LEFM به کار گرفته شود. با توجه به تئوری الاستیک خطی، ناحیه تنش نزدیک به نوک ترک وابسته به مکان، شرایط بارگذاری و هندسه نمونه است. تغییر شکل ناشی از ایجاد ترک در مواد به یکی از سه شکل اصلی یا ترکیبی از آنها روی می دهد این شکلها را مودهای شکست می نامند . این سه مود که در شکل ۳- ۷ نشان داده شده اند عبار تند از مود *I*: بازشدگی که در آن سطوح ترک به طور مستقیم از هم جدا می شوند ، مود *II*: لغزش یا برش در صفحه که در آن سطوح ترک بر روی یکدیگر و در جهت جلوئی ترک سر می خورند و مود *III*: پارگی یا برش خلاف صفحه ای که در آن سطوح ترک خلاف جهت یکدیگر و موازی با لبه جلویی ترک حرکت می کنند.



شکل ۳- ۷-مودهای مستقل تغییر شکل ترک الف) مود I بازشدگی ب) مود IIبرش ج) مود IIIپارگی

.[189]

۳–۶– ضرایب شدت تنش

گسیختگی یک جسم از ناپیو ستگی هند سی یا تمرکز تنش آغاز می شود. گریفیث اولین بار این مسئله را در مورد یک ترک بیضوی درون یک صفحه نازک و تحت بارگذاری یکسان مطرح کرد و نشان داد که تنشها در نزدیکی نوک ترک به چندین برابر مقدار تنشهای دور از آن ناحیه میرسند. ایروین و

- ¹. Opening Mode
- ².Sliding Mode

³ .Tearing Mode

همکارانش نشان دادند که تنش و تغییر شکل در نوک ترک را می توان با عامل ثابتی که با تنش اعمالی و اندازه ترک رابطه مستقیم دارد ارتباط داد. این عامل ثابت را ضریب شدت تنش می خوانند. ضریب شدت اندازه ترک رابطه مستقیم دارد ارتباط داد. این عامل ثابت را ضریب شدت تنش می خوانند. ضریب شدت تنش می خوانند. ضریب شدت تنش برای مودهای شکست $K_{III} = \tau_{yz} \sqrt{\pi a}, \ K_{II} = \tau_{xy} \sqrt{\pi a}, \ K_{II} = \sigma \sqrt{\pi a}$ می باشد.

۳-۶-۱- چقرمگی شکست

برای کاربرد مفهوم مکانیک شکست در طراحی به دو کمیت نیاز است یکی ضریب شدت تنش است که همانطور که در قسمت قبل گفته شد تابعی از طول ترک برای یک ترک با هندسه خاص است و دیگری مقاومت ماده در برابر شکست است که به آن چقرمگی شکست می گویند و در واقع عبارت است از مقدار بحرانی فاکتور شدت تنش. به طور کلی چقرمگی خاصیت ذاتی ماده است اما در محاسبه به دما، محیط، نرخ بار گذاری و عوامل هندسی وابسته میباشد. چقرمگی با K_c نمایش داده می شود و دارای واحد $Pa\sqrt{m}$ میباشد. تعیین مقدار این پارامتر معمولا توسط انجام آزمایشهای استاندارد در آزمایشگاه صورت می گیرد. نمونه مورد آزمایش باید دارای یک ترک اولیه باشد که با توجه به هندسه نمونه و توسط دستگاههای نمونه مورد آزمایش باید دارای یک ترک اولیه باشد که با توجه به هندسه نمونه و توسط دستگاههای شده است [۱۳۷].

¹ Stress Intensity Factor(SIF)



شکل ۳– ۸–نمونههای آزمایش تعیین چقرمگی الف) نمونه خمش سه نقطهای 3PB ب) نمونه کششی CT[۱۳۷].

۳-۶-۲- تنش و جابجایی در نوک ترک

تنش های نزدیک نوک ترک را می توان بر اساس ضرایب شدت تنش، فاصله از نوک ترک (r) و زاویه با راستای جلوی ترک (θ) بیان کرد. پارامترهای r و θ در شکل π - P نمایش داده شدهاند. این روابط برای ترک موجود در جسم بینهایت بصورت تحلیلی بدست آمدهاند. در صورتیکه جسم مورد نظر دارای ابعاد محدود باشد که معمولا همین گونه نیز می باشد ضرایبی به این معادلات اضافه می شود به این ضرایب، ضرایب تاثیر شکل می گویند که همانطور که از اسم آن مشخص است وابسته به هندسه جسم (راستای بارگذاری، ابعاد جسم و ترک و ...) هستند.



شکل ۳- ۹-موقعیت تنش های موضعی نزدیک نوک ترک

تفاوتهای جزیی میان روابط در حالت تنش و کرنش صفحهای وجود دارد که توسط K در نظر گرفته می شود [۱۳۵]:

$$\kappa = \begin{cases} \frac{3-\nu}{1+\nu} & \text{تنش observed} \\ 3-4\nu & 2 \end{cases}$$

$$\chi = \begin{cases} \frac{3-\nu}{1+\nu} & \text{ст. } \\ 3-4\nu & 2 \end{cases}$$

مولفههای تنش نوک ترک برای مود I [۱۳۵]:

$$\sigma_{\rm x} = \frac{{\rm K}_{\rm I}}{\sqrt{2\pi}{\rm r}} \, \cos\!\left(\frac{\theta}{2}\right) \left[1 - \sin\!\left(\frac{\theta}{2}\right) \!\sin\!\left(\frac{3\theta}{2}\right)\right] \tag{7.4}$$

$$\sigma_{y} = \frac{K_{I}}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \left[1 + \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \sin\left(\frac{3\theta}{2}\right)\right]$$
(ragence)

$$\sigma_z = \begin{cases} 0 & \text{ тіт صفحه loss rimes of } \sigma_z = \begin{cases} 0 & \nu(\sigma_x + \sigma_y) & \nu(\sigma_x + \sigma_y) \end{cases}$$
 كرنش صفحه loss rimes representation of the rep

$$\tau_{xy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \cos\left(\frac{\theta}{2}\right), \quad \tau_{yz} = 0, \quad \tau_{zx} = 0$$
(YV -Y)

مولفههای جابجایی نوک ترک در مود I [۱۳۵]:

$$u_{x} = \frac{K_{I}}{2G} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \left[\kappa - 1 + 2\sin^{2}\left(\frac{\theta}{2}\right)\right]$$
(٣٨ - ٣)

$$u_{y} = \frac{K_{I}}{2G} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \left[\kappa + 1 - 2\cos^{2}\left(\frac{\theta}{2}\right)\right]$$
(٣٩-٣)

$$u_z = 0 \tag{(f \cdot -v)}$$

مولفههای تنش نوک ترک برای مود II [۱۳۵]:

$$\sigma_{\rm x} = -\frac{{\rm K}_{\rm II}}{\sqrt{2\pi}} \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \left[2 + \cos\left(\frac{\theta}{2}\right)\cos\left(\frac{3\theta}{2}\right)\right] \tag{4^{-1}}$$

$$\sigma_{y} = \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \cos\left(\frac{3\theta}{2}\right)$$
(47 - 7)

$$\sigma_{z} = \begin{cases} 0 & \text{ trim observed} \\ \nu(\sigma_{x} + \sigma_{y}) & \text{ trim observed} \end{cases}$$

$$\gamma(\sigma_{x} + \sigma_{y}) = \gamma(\sigma_{x} + \sigma_{y})$$

$$\gamma(\sigma_{x} + \sigma_{y}) = \gamma(\sigma_{x} + \sigma_{y})$$

$$\tau_{xy} = \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \left[1 - \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \sin\left(\frac{3\theta}{2}\right)\right], \quad \tau_{yz} = 0, \quad \tau_{zx} = 0$$
(FF -T)

مولفههای جابجایی نوک ترک برای مود II [۱۳۵]:

$$u_x = \frac{K_{II}}{2G} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \left[\kappa + 1 + 2\cos^2\left(\frac{\theta}{2}\right)\right]$$
(4.4)

$$u_{y} = -\frac{K_{II}}{2G} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \left[\kappa - 1 - 2\sin^{2}\left(\frac{\theta}{2}\right)\right]$$
(49-7)

$$u_z = 0 \tag{(fY - T)}$$

مولفههای تنش نوک ترک برای مود III [۱۳۵]:

$$\sigma_x=0, \sigma_y=0, \sigma_z=0$$
 (*A -*)

$$\tau_{xy} = 0, \ \tau_{yz} = \frac{K_{III}}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right), \ \tau_{zx} = -\frac{K_{III}}{\sqrt{2\pi r}} \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \tag{fq-r}$$

مولفههای جابجایی نوک ترک برای مود III [۱۳۵]:

$$u_x=0, u_y=0$$
 ($\Delta \cdot - \Upsilon$)

$$u_z = \frac{K_{III}}{G} \sqrt{\frac{2r}{\pi}} \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \tag{(31-7)}$$

۳-۶-۳ معیارهای متداول در مکانیک شکست

در چند دهه گذشته معیارهای گوناگونی برای آغاز، گسترش و راستای گسترش ترک از نوک ترک اولیه ارائه شده است. در کاربرد عملی سه معیار از همه پرکاربردتر بودهاند [۱۳۸،۱۳۹]. این سه معیار عبارتند از: معیار حداکثر تنش مماسی (معیار σ)[۱۴۰]، معیار حداکثر انرژی کرنشی آزاد شده (معیار G)[۱۴۱] و معیار حداقل چگالی انرژی (معیار S) [۱۴۲]. این معیارها در مطالعات فراوانی بکار رفتهاند [۱۴۳–۱۴۳] و معیار حداقل چگالی انرژی (معیار S) [۱۴۲]. این معیارها در مطالعات فراوانی بکار رفتهاند [۱۴۳–۱۴۳]. معیارهای اصلاح شده ی زیادی نیز بر این معیارها ارائه شده است که مهمترین آنها معیار است که اصلاح شده معیار G است [۱۴۸]. مطالعات جدید نشان داده است که برای مواد ترد مانند سنگ (که ضریب پوآسون معمولا کمتر از ۱۴۸]. مطالعات جدید نشان داده است که برای مواد ترد مانند سنگ (که ضریب پوآسون معمولا کمتر از ۱۴۸۰ است) استفاده از معیارهای S و σ نتایج یکسانی بدست میدهد گسترش ترک استفاده خواهد شد. علاوه بر این معیارها، معیارهای دیگری مانند انتگرال L و بردار جابجایی نوک ترک نیز استفاده میشود [۱۵۰،۱۵].

سه معيار اصلى بدليل كاربرد فراوان بصورت مختصر شرح داده خواهند شد.

σ معیار حداکثر تنش مماسی σ

معیار ماکزیمم تنش مماسی توسط اردوغان و سیه ٔ ارائه شد. براساس این معیار ترک در جهت عمود بر حداکثر تنش مماسی اطراف نوک ترک رشد میکند. بدین منظور تغییرات تنش مماسی به راستای گسترش باید صفر گردد و مشتق دوم این تغییرات کمتر از صفر گردد تا مقدار ماکزیمم حاصل گردد.

$$\frac{\partial \sigma_{\theta}}{\partial \theta} = 0 , \frac{\partial^2 \sigma_{\theta}}{\partial \theta^2} < 0$$
 ($\Delta \Upsilon - \Upsilon$)

حداکثر تنش مماسی در راستای $heta_{
m m}$ نیز توسط رابطه (۳-۵۳) قابل محاسبه است.

$$\sigma_{\theta Max} = \frac{1}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta_m}{2} \left[K_I \sin \frac{\theta_m}{2} \cos \frac{\theta_m}{2} + K_{II} \left(1 - 3\sin^2 \frac{\theta_m}{2} \right) \right]$$
(27-7)
constraints of the constraints

$$\tan\left(\frac{\theta_m}{2}\right) = \frac{-2K_{II}}{KI + \sqrt{K_I^2 + 8K_{II}^2}} \tag{af-r}$$

این زاویه نسبت صفحه ترک فعلی محاسبه می شود. همانطور که در معادله (۳– ۵۴) ملاحظه می شود زاویه رشد ترک به شرط مشخص بودن مقادیر *K*_{II} و *K*_{II} توسط معیار حداکثر تنش مماسی قابل تعیین است. بر اساس این معیار گسترش ترک توسط تنش نوک ترک کنترل می شود. در نتیجه برای استفاده از این معیار تنها تعیین تنش های نوک ترک و یافتن تنش مماسی حداکثر نیاز خواهد بود.

¹ Erdogan and sih,(1963)

G معیار حداکثر انرژی کرنشی آزاد شده -7

این معیار به وسیله گریفیث ارائه شد. در این معیار جهت رشد ترک وابسته به ماکزیمم نرخ آزاد شدن انرژی در اطراف نوک ترک میباشد. رابطه زیر نشان میدهد که زاویه رشد ترک مانند معیار ماکزیمم تنش مماسی وابسته به فاکتور شدت تنش *K*_I و *K*_{II} میباشد.

$$\theta = \operatorname{Arc} \operatorname{tan} \left(\frac{2K_I K_{II}}{K_I^2 + K_{II}^2} \right) \tag{dd} - \texttt{``)}$$

S – ۳–۳–۳– معیار حداقل چگالی انرژی

در سال ۱۹۷۴ سیه دریافت که مقدار بحرانی انرژی کرنشی موضعی میتواند بر پایداری ترک تاثیر گذار باشد و می توان از آن به عنوان یک معیار برای محاسبه مسیر رشد ترک استفاده نمود. کمترین تراکم انرژی کرنشی اطراف نوک ترک، مسیر رشد آن را تعیین میکند.

$$\begin{split} & \left[2\cos\theta - (\kappa - 1)\sin\theta\right]K_{I}^{2} + 2\left[2\cos2\theta - (\kappa - 1)\cos\theta\right]K_{I}K_{II} + \\ & \left[(\kappa - 1 - 6\cos\theta)\sin\theta\right]K_{II}^{2} = 0 \\ & \left[2\cos2\theta - (\kappa - 1)\cos\theta\right]K_{I}^{2} + 2\left[(\kappa - 1)\sin\theta - 4\sin2\theta\right]K_{I}K_{II} + \\ & \left[(\kappa - 1)\cos\theta - 6\cos2\theta\right]K_{II}^{2} = 0 \end{split}$$

$$\end{split}$$

۲–۷– کدهای ارائه شده برای مدلسازی عددی

در این پژوهش با هدف بررسی تاثیر پارامترهای هندسی بر رفتار شکست هیدرولیکی در مواجهه با شکستگیهای مخزن و میزان بازشدگی دهانه ترک و همچنین تجزیه و تحلیل اندرکنش شکستگیهای هیدرولیکی و طبیعی دو برنامه 2DFSDDMPROP^۲ (کوپل ناپیوستگی جابجایی با تنش موهومی برای

¹ Sih

^{2 2} Dimensional Fictitious Stress Displacement Discontinuity Methods Propagation

بررسی رفتار شکست) و ^۱ 2DFSDDMINTER (اندر کنش) در محیط برنامهنویسی فرترن ٔ نوشته و توسعه داده شده است.

هدف از ارائه کد DDMPROP استفاده از مزایا و توانمندیهای هر دو روش تنش موهومی (FSM) و تاثیر حفاری و ناپیوستگی جابجایی (DDM و تاثیر حفاری در این کد، جابجایی ناپیوستگی ها با استفاده از DDM و تاثیر حفاری (چاه و ...) بر توزیع تنش توسط FSM محاسبه می گردد. بدین ترتیب نقاط قوت هر دو روش بکار گرفته می شود. با استفاده از ترکیب DDM (که در محاسبه می گردد. بدین ترتیب نقاط قوت هر دو روش بکار گرفته می شود. با استفاده از ترکیب DDM (که در محاسبه می می می می می برتری دارد جهت محاسبات جابجایی) و FSM (که دقت بالایی در محاسبه تنش دارد جهت محاسبه می می می می می می می می دارد جهت محاسبات جابجایی) و FSM (که دقت بالایی در محاسبه تنش دارد جهت محاسبه میدان تنشی و توزیع مجدد آن) انتظار می دود که هر دو میدان تنش و حابجایی با دقتی مضاعف محاسبه شوند.

کد 2DFSDDMINTER بر پایه ی روش ناپیوستگی جابجایی و المان های درجه دو و با در نظر گرفتن معیارهای اندر کنش شکست هیدرولیکی و شکست طبیعی ارائه گردیده است.

پیش تر نیز فرمولاسیون هر دو روش ارائه گردید. در این قسمت ابتدا به توضیح نحوه ارتباط این دو روش در کد 2DFSDDMPROP پرداخته خواهد شد و سپس کدهای ارائه شده مورد اعتبار سنجی قرار می گیرند. ۳-۷-۳- کویل روش های تنش موهومی و ناییوستگی جابجایی

در کد 2DFSDDMPROP فضاهای حفاری توسط روش تنش موهومی و ترکها، درزهها و شکستگیها توسط روش ناپیوستگی جابجایی مدلسازی خواهند شد. درزهها ابتدا رفتار الاستیک خطی دارند و در صورت تسلیم شدن سنگ، معیار موهر کولومب[°] برای مدلسازی نهایی لحاظ می گردد. پارامترهای موثر بر

^{1 2} Dimensional Fictitious Stress Displacement Discontinuity Methods Interaction

² Fortran

³ Fictitious Stress Method

⁴ Displacement Discontinuity Method

⁵ Mohr-Coulomb

رفتار درزهها چسبندگی، زاویه اصطکاک، مقاومت کششی و سختی نرمال و برشی در نظر گرفته شدهاند. در نتیجه رفتار سنگ الاستیک-پلاستیک در کرنش صفحهای میتواند شبیهسازی گردد.

درزهها سه رفتار بر اساس شرایط زیر نشان میدهند.

$$\sigma_s = \sigma_n = 0$$
 بازشدن درزه (۵۸ –۳)

$$\sigma_s = K_s D_s$$
 (۵۹ –۳)
 $\sigma_n = K_n D_n$

 $|\sigma_s| = \sigma_n \tan \phi + c$ (۶۰ –۳) $\sigma_n = K_n D_n$

در صورت باز شدن درزه، سطوح آزاد تشکیل می شود و در نتیجه تنش های برشی و نرمال صفر خواهد بود (رابطه (۳–۵۸)). در صورت بسته شدن درزه، بدلیل اصطکاک میان سطوح، رفتار برشی توسط معیار موهر کولومب و تنش نرمال توسط سختی نرمال درزه تعریف شده است.(رابطه (۳–۵۹)). در حالت لغزش درزه معیار موهر کولومب میزان لغزش را بصورت زیر کنترل میکند.

$$|\sigma_s| = \sigma_n \tan \phi + c$$
 (۶۱ – ۳)
تنش بر شی بر روی درزهها نمیتواند از مقدار بد ست آمده از معیار موهر کولومب (رابطه (۳– ۶۱)) بی شتر
شود. لغزش در درزه یک پدیده غیر خطی و واب سته به م سیر ۱ ست و باید به صورت یک فرآیند افزایش
پلهای در نظر گرفته شود [۱۳۰]. بدین منظور بصورت پلهای نیروهای روی مرزها (شرایط مرزی) از مقدار
اولیه تا صفر آزاد می گردد^۲. شکل ۳– ۱۰ روش آزادسازی تنشهای مرزی را بصورت کلی نشان می دهد.

¹ Boundary traction relaxation



شکل ۳– ۱۰- شبیهسازی حفاری و لغزش درزه با آزادسازی تدریجی مرزها الف) مدل اولیه ب) گام *۱*۲م آزادسازی

در گام اول میدان تنشی اطراف یک حفاری (که در این کار منظور چاه نفت است مگر آنکه مستقیما چیز دیگری گفته شود) همان میدان تنش اولیه است که با مقدار t_i بر روی مرز عمل می کند و تنش یا نیروی القایی $0 = t_i'$. همانطور که گفته شد در گام نهایی تنشهای روی مرز به صفر می رسند و $0 = t_i$ که در نتیجه آن تنش القایی مانطور که گفته شد در گام نهایی تنشهای روی مرز به صفر می سند و $t_i = 0$ که در سرحله نهایی همانطور که در شکل القای - ۱۰ (ب) نشان داده شده است فرض می شود که بعد از K مرحله تنشهای اولیه به صفر می رسند.

۲-۷-۳ روند عددی کد 2DFSDDMPROP

در ترکیب دو روش ناپیو ستگی جابجایی و تنش موهومی، فرض می شود که از کل N المان ا ستفاده شده در یک مدل، M المان اول ($M \ge i \le 1$) با روش تنش موهومی حفاری را مدل می کنند و المانهای بعدی ($M \ge i \le M$) با روش ناپیو ستگی جابجایی برای مدلسازی درزهها استفاده شدهاند. در نتیجه استفاده $M = 1 \le i \le N$) با روش ناپیو ستگی جابجایی برای مدلسازی درزهها استفاده شدهاند. در نتیجه استفاده انتفاده X_s , X_n استفاده X_s , X_n استفاده (k = 0tok) با روش در هر گام باربرداری X_s (X_s , X_n

می شوند که $X_{s}^{(k)}$ در استفاده از روش تنش موهومی، تنش های موهومی (P_s, P_n) روی مرزها X_s , X_n می شوند که بصورت زیر هستند.

$$\begin{cases} j & (k) & j & (k) \\ X_s &= P_s \\ j & (k) & j & (k) \\ X_n &= P_n \end{cases}$$
 $1 \le j \le M$ (FY -Y')

و در روش ناپیوستگی جابجایی، ناپیوستگی جابجاییهای (Ds, Dn) بصورت زیر در طول درزهها هستند.

$$\begin{cases} j & (k) & j & (k) \\ X_s &= D_s \\ j & (k) & j & (k) \\ X_n &= D_n \end{cases}$$
 $M + 1 \le j \le N$ (97 - 7)

بر اساس روش بیان شده بطور خلاصه یک چرخه حل سیستم معادلات بصورت زیر قابل خلاصهنویسی است.

- تعیین مختصات المانهای تشکیل دهنده هندسه مدل
 - ۲) تعیین شرایط مرزی به المانها.
- ۳) محاسبه ضرایب تاثیر و تشکیل دستگاه معادلات بر اساس شرایط مرزی هر نقطه.
- ۴) حل دستگاه معادلات و تعیین مقادیر مجهول ناپیوستگی جابجایی و تنشهای موهومی به روش حذفی گائوس و ماتریس معکوس.
 - ۵) محاسبه جابجایی و تنشها روی هر کدام از نقاط بر اساس اصل برهمنهی.

در شکل ۳- ۱۱ الگوریتم کد 2DFSDDMPROP نشان داده شده است.

۳-۷-۳ کد 2DFSDDMINTER برای بررسی اندر کنش شکست هیدرولیکی و طبیعی کد 2DFSDDMINTER بر اساس روش ناپیو ستگی جابجایی با المانهای درجه دو تهیه شده است که با استفاده از المان نوک ترک به خوبی مسئله گسترش شکست هیدرولیکی را مدلسازی می کند. به منظور

بررسی رفتار شکست هیدرولیکی در مواجهه با شکست طبیعی از مدلهای اندرکنش شکستگیهای هیدرولیکی و طبیعی مطرح شده در فصل دوم استفاده شد. روند کلی مدلسازی در این کد بطور اختصار در ادامه شرح داده می شود. ضمن آنکه شکل ۳– ۱۲ الگوریتم بررسی اندرکنش را نشان می دهد.

- ۱- مدل اولیه تحلیل می شود.
 ۲- با استفاده از معیار حداکثر تنش مماسی احتمال گسترش ترک بررسی می شود.
 ۳- در صورت گسترش ترک، راستای گسترش مشخص می شود.
 ۴- یک المان به انتهای المان های مشخص کننده ترک و در راستای بدست آمده در قسمت قبل افزوده می شود.
 - ۵- مدل از گام اول دوباره تحلیل میشود
 - بار اعمالی سیال توسط ایجاد فشار درونی ثابت در کل طول ترک مدل میشود.



شکل ۳- ۱۱- الگوریتم کلی مورد استفاده در برنامه 2DFSDDMPROP



شکل ۳- ۱۲- الگوریتم اندرکنش شکست هیدرولیکی و طبیعی اضافه شده به کد ناپیوستگی جابجایی با

۳–۸– اعتبارسنجی مدل عددی با استفاده از مسائل متداول در ادبیات مکانیک شکست پس از مدلسازی هندسه های مختلف و تعیین مقادیر تنش، جابجایی و فاکتور شدت تنش در نوک ترک در یک محیط نامحدود، قابلیت تعمیم این مدل ها به محیط های محدود مورد بررسی قرار گرفت:

۳-۸-۱- ترک مرکزی مایل تحت کشش

ترک مرکزی مایل در شکل ۳- ۱۳ نشان داده شده است. زاویه میل α در تحلیل در نظر گرفته شده است. از نسبت المان نوک ترک به نصف طول ترک ۰/۱ در حل عددی استفاده شده است.



شکل ۳- ۱۳- ترک مرکزی مایل تحت کشش

حل تحلیلی ترک مرکزی مقادیر فاکتور شدت تنش K_I و K_I را بصورت زیر پیشبینی میکند [۱۵۱،۱۵۲].

$$K_{I} = \sigma \sqrt{\pi a} \sin^{2} \alpha, \ K_{II} = \sigma \sqrt{\pi a} \sin \alpha \cos \alpha$$
(Ff -T)

به منظور بررسی صحت و دقت روش عددی مورد استفاده، ترک مرکزی با زوایای مختلف مطابق جدول ۳–۱ مورد استفاده قرار گرفت. نتایج حاصل از حل تحلیلی و عددی برای فاکتورهای شدت تنش استاندارد شده $K_{I}/(\sigma\sqrt{\pi b}) \in K_{I}/(\sigma\sqrt{\pi b})$ در شکل ۳– ۱۴ و جدول ۳–۱ با یکدیگر مقایسه شدهاند. همانطوریکه مشاهده می شود در تمامی موارد خطای محا سبات کمتر از ۱٪ ا ست که نشان دهندهٔ دقت مناسب مدل میباشد.

جدول ۳-۱- مقایسه نتایج تحلیلی و عددی در پیشبینی فاکتورهای شدت تنش استاندارد شده برای

| $K_{II}/(\sigma\sqrt{\pi b})$ | | | $K_I/(\sigma\sqrt{\pi b})$ | | | α (°) |
|-------------------------------|-------------|-------------|----------------------------|----------|-----------|-------|
| خطا (./) | حل عددی | حل تحليلى | خطا (٪) | حل عددی | حل تحليلى | |
| •/17 | •/١٧٣١ | •/١٧١١ | • 88 | •/•٣•۴ | •/• ٣• ٢ | ٨٠ |
| • /۶٨ | •/٣٢٣۶ | •/7714 | •/٣۴ | •/1174 | •/١١٧• | ٧٠ |
| •/٩٩ | • /۴۳۷۳ | •/۴۳۳• | ۰/۴۸ | • / ۳۵۳۲ | •/۲۵•• | ۶٠ |
| •/۵۲ | •/۴۹۵• | •/۴۹۲۴ | •/۵۵ | •/۴۱۵۵ | •/۴١٣٢ | ۵۰ |
| •/۵۲ | •/۴۹۵• | •/۴۹۲۴ | ۰/۳۵ | • /۵۸۸۹ | •/۵٨۶٨ | 4. |
| • /۵۳ | •/۴۳۵۳ | •/۴۳۳• | • /80 | •/V۵۴۹ | •/Y۵•• | ۳۰ |
| •/۴۶ | • / ٣ ٣ ٣ ٩ | •/7714 | •/۵٨ | • /٨٨٨٢ | •/٨٨٣• | ۲۰ |
| •/*• | •/177٣ | •/1711 | •/۵۴ | •/9774 | •/9۶9۶ | ۱۰ |
| • | •/••• | • / • • • • | • / ٧ • | ١/••٧• | ۱/•••• | • |

یک ترک مرکزی مایل در زوایای میل مختلف



شکل ۳- ۱۴- مقایسه تغییرات فاکتورهای شدت تنش استاندارد در راستاهای مختلف

جهت بررسی میزان حساسیت مدل به تعداد المان و تغییرات دقت در آن، مسئله ترک مرکزی در راستای •• با تعداد المانهای مختلف بررسی می گردد. مطابق شکل استفاده از تعداد المانهای بیشتر موجب افزایش دقت گردیده است اما پس از ۷۰ المان دوباره دقت کاهش یافته است. دلیل کاهش دقت با المان بیشتر از بین رفتن اهمیت المان نوک ترک در مدل است [۱۵۳].



شکل ۳- ۱۵- تغییرات فاکتور شدت تنش نسبت به تعداد المان در ترک بطول ۰/۵ متر

۳-۸-۳- ترک لبهای در صفحه محدود

برای بررسی بیشتر فرمولاسیون پیشنهادی، مسئله معروف ترک لبهای در صفحه محدود با عرض W=1m و نسبت طول ترک به عرض صفحه ۱/۱ و تنش نرمال W=1m و نسبت طول ترک به عرض صفحه ۱/۱ می و تنش نرمال W=1m و نسبت طول ترک به عرض صفحه ... می سازی می شود. مقدار استاندارد شده تحلیلی برای فاکتور شدت تنش یک برابر است با سازی می شود. مقدار استاندارد شده تحلیلی برای دا کنور شدت تنش می دهد. $K_I/(\sigma\sqrt{\pi a})=1.1215$



شکل ۳- ۱۶- ترک لبهای تحت کشش در صفحه محدود

فرمولاسیون درجه دو ارائه شده با در نظر گرفتن اثر تعداد المان در مسئله صفحه محدود با دو ترک لبهای استفاده می شود. نسبت المان نوک ترک به طول ترک برابر با ۰۰/۰۵، ۰/۱۰، ۰/۱۰، ۰/۱۰، ۰/۲۰، ۰/۲۰، ۰/۳۵ و ۰/۴ و تعداد المان های در طول ترک ۱۰ و صفحه محدود ۶۰ در نظر گرفته شد. نتایج عددی با مقدار تحلیلی در شکل ۳– ۱۷ مقایسه شده است.



شکل ۳- ۱۷- اثر نسبت طول المان نوک ترک بر طول ترک

همانطور که مشاهده می شود با افزایش طول نوک ترک تا مقدار ۰/۱ طول ترک، دقت افزایش می یابد ولی پس از آن دقت شروع به کاهش می کند.

شکل ۳– ۱۸ اثر طول ترکهای مختلف به عرض صفحه را بر مقدار $K_I/(\sigma\sqrt{\pi a})/\pi e$ بررسی میکند. مقدار تحلیلی فاکتور شدت تنش برای نسبت های مختلف ترک به عرض صفحه از رابطه زیر بدست میآید.

$$K_{I} = \frac{\sigma\sqrt{\pi a}}{\sqrt{1 - \frac{a}{w}}} \left[1.122 - 0.561 \left(\frac{a}{w}\right) - 0.205 \left(\frac{a}{w}\right)^{2} + 0.471 \left(\frac{a}{w}\right)^{3} - 0.190 \left(\frac{a}{w}\right)^{4} \right]$$
(80 - 7)



شکل ۳- ۱۸- اثر نسبت طول ترک به عرض صفحه

با توجه به شکل ۳- ۱۷ و شکل ۳- ۱۸، نسبت المان نوک ترک به طول ترک برابر با ۰/۱ و طول ترک به عرض صفحه کمتر از ۰/۲ (برای تحلیل های فضای محدود) برای حصول نتایج دقیقتر مناسب است.

۳-۸-۳- اعتبار سنجی گسترش ترک

به منظور بررسی صحت نتایج مدل عددی در پیشبینی گسترش ترک از نتایج تستها آزمایشگاهی انجام شده استفاده می شود. حائری و همکاران در مطالعات خود گسترش ترک در نمونههای تهیه شده از سیمان را بررسی نمودند [۱۵۴٬۱۵۵]. آنها نمونههای استوانهای به قطر ۶۰*mm* و ارتفاع ۱۲۰*mm* با استفاده از مخلوطی از سیمان پوزولان پورتلند (*PPC*)، ماسه ریز و آب تهیه نمودند. خصوصیات مکانیکی نمونههای تهیه شده توسط تستهای آزمایشگاهی بصورت جدول بدست آمد.

| مقاومت کششی (MPa) | مقاومت فشاری تک محوره (MPa) | ضريب پوآسون | مدول یانگ (GPa) |
|-------------------|-----------------------------|-------------|-----------------|
| ٣/٨١ | ۲۸ | • / ۲ ۱ | ۱۵ |

جدول ۳-۲- خصوصیات مکانیک مدل های آزمایشگاهی برای گسترش ترک

در هر نمونه ۳ ترک اولیه بطول ۱۰*mm* و صخامت ۱*mm* ایجاد شد. دو ترک در راستای ثابت $\alpha = 9 \cdot \circ \alpha$ نسبت به افق در نظر گرفته شدند و ترک سوم در سه راستای $\circ \circ \circ \circ \circ 6$ و $\circ -9 = \beta$ نسبت به دو ترک دیگر (مطابق شکل ۳– ۱۹) دوران می *ک*ند.



شکل ۳ – ۱۹ – موقعیت ترکهای اولیه در مدل آزمایشگاهی

با در نظر گرفتن این خصوصیات در مدلهای عددی، گسترش ترک شبیهسازی گردید. شکل ۳– ۲۰ (الف) نتایج حاصل از مدلسازی عددی و شکل ۳– ۲۰ (ب) نتایج حاصل از نمونههای آزمایشگاهی را نشان میدهد. همانطور که دیده می شود نتایج حاصل از مدل عددی و نتایج حاصل از تست آزمایشگاهی بخوبی تطابق دارند که نشاندهنده دقت مناسب مدل عددی در پیشبینی راستای گسترش ترک است.

با توجه به اعتبارسنجیهای انجام شده مدل عددی در اندازه گیری پارامترهای شکست و راستای گسترش دارای دقت مناسب است. در نتیجه نتایج حاصل از مدلسازیهای عددی در فصل بعد میتواند بخوبی بیانگر گسترش شکست هیدرولیکی در واقعیت باشد.



(ب)

شکل ۳- ۲۰- مقایسه نتایج شبیه سازی گسترش ترک در الف) مدل عددی و ب) در نمونه های آزمایشگاهی

۳-۸-۴- اعتبارسنجی کد اندر کنش شکستگیها

الگوریتم ارائه شده در کد 2DFSDDMINTER به همراه پاسخهای روش تحلیلی توسط نتایج آزمایشگاهی اعتبار سنجی می گردد. ژو و همکاران با استفاده از دستگاه بارگذاری سهمحوره شرایط اندرکنش شکست هیدرولیکی و طبیعی را در آزمایشگاه مداسازی نمودند. نتایج این تحلیل ها به همراه پیش بینی معیارهای تحلیلی و روش عددی پیشنهادی در ادامه با یکدیگر مقایسه می گردد [۷۸]. خصوصیات مکانیکی مدلهای آزمایشگاهی استفاده شده توسط ژو و همکاران شامل مدول یانگ ۸/۴ *GPa،* ضریب یوآسون۰/۲۳، مقاومت فشاری تک محوره ۲۸/۳۴ *MPa و چ*قرمگی ســــنگ *MPa*√*m* در نظر گرفته شـــد. در تمامی مدل ها تنش قائم برابر ۲۰*MPa* فرض شده است. با در نظر گرفتن خصوصیات ذکر شده، اندرکنش شکست هیدرولیکی و طبیعی با استفاده از روش های تحلیلی بیان شده در فصل دوم و کد عددی ارائه شده در این فصل با نتایج حاصل از تستهای آزمایشگاهی بررسی گردید. جدول ۳- ۳ نتایج حاصل از این مقایسه را نشان میدهد. همانطور که دیده می شود در اکثر موارد معیارهای تحلیلی بخوبی با نتایج آزمایشگاهی تطابق دارند. همچنین تطابق بهتری میان نتایج آزمایشــگاهی و عددی وجود دارد. روش عددی بدلیل در نظر گرفتن تاثیر مرز و نوک ترک بر تغییر میدان تنش و در نتیجه محاسبه دقیقتر مقدار تنشهای برشبی و مماسبی روی سطح شکست طبیعی موفق به ارائه نتایج سازگارتری با نتایج آزمایشگاهی گردیده است. به نظر میر سد که با افزایش تفاضل تنشهای افقی روش عددی با نتایج آزمایشگاهی هماهنگتر می گردد. در تفاضل تنشی پايين $(\sigma_{H}=8\ MPa,\ \sigma_{h}=5MPa)$ روش عددی و تحليلی نتايج يکسان ايجاد کردهاند ولی با افزايش اختلاف تنشی نتایج روش عددی با نتایج آزمای شگاهی سازگاری بهتری نشان داده ا ست. باید توجه نمود که در بعضی موارد مدل آزمایشگاهی نتیجه بازشدگی ترک طبیعی را گزارش نموده است در حالیکه در روش عددی، شکست طبیعی گسترش یافته است. در مدل عددی پس از مثبت بودن احتمال بازشدگی، احتمال گسترش شکست طبیعی بررسی می شود. در این حالت سیال از شکست هیدرولیکی به شکست طبیعی وارد می شود و با افزایش فشار سیال احتمال رشد شکست طبیعی نیز بررسی می گردد. در حالیکه چنین مسئلهای در حل های تحلیلی مورد توجه قرار نگرفته است. در تست های آزمایشگاهی صورت گرفته، پس از توقف شکست هیدرولیکی یا باز شدن ترک طبیعی، آزمایش متوقف گردیده است و احتمال گسترش شکست طبیعی بررسی نشده است به همین دلیل تنها به گزارش بازشدن ترک طبیعی اکتفا شده است.

| نتایج عددی | نتایج آزمایشگاهی | حل تحليلي | tgφ | σh | σH | α |
|------------|------------------|-----------|-------|----|----|----|
| عبور | عبور | عبور | ۰/٨٩ | ۵ | ١. | ٩٠ |
| عبور | عبور | عبور | ۰/٨٩ | ٣ | ١. | ٩٠ |
| عبور | عبور | عبور | ۰/٨٩ | ٣ | ١. | ۶٠ |
| عبور | عبور | عبور | •//१ | ٣ | ١٣ | ۶. |
| عبور | بازشدگی | عبور | ۰/٨٩ | ۵ | ٨ | ۶. |
| بازشدگی | بازشدگی | بازشدگی | ۰/٨٩ | ۵ | ١. | ٣٠ |
| بازشدگی | بازشدگی | بازشدگی | •/८٩ | ۵ | ٨ | ۳. |
| توقف | توقف | توقف | •/८٩ | ٣ | ١٣ | ۳. |
| عبور | عبور | عبور | ۰/۳۸ | ٣ | ٨ | ٩٠ |
| توقف | عبور | توقف | ۰ /۳۸ | ۵ | ٨ | ٩٠ |
| عبور | عبور | عبور | ۰/۳۸ | ٣ | ١. | ۶٠ |
| رشد شکست | بازشدگی | عبور | ۰/۳۸ | ٣ | ٨ | ۶. |
| طبيعي | | | | | | |
| توقف | توقف | توقف | • /٣٨ | ٣ | ۱. | ۳۰ |
| بازشدگی | بازشدگی | بازشدگی | • /٣٨ | ٣ | ٨ | ۳۰ |

جدول ۳- ۳- مقایسه نتایج روش تحلیلی، تجربی و عددی

| بازشد <i>گ</i> ی | بازشدگی | بازشدگی | 1/21 | ٣ | ٨ | ٩٠ |
|-------------------|------------------|---------|---------|---|----|----|
| عبور | عبور | عبور | ١ / ٢ ١ | ٣ | ١٣ | ٩٠ |
| رشد شکست طبیعی | بازشد <i>گ</i> ی | عبور | ١/٢١ | ٣ | ١٣ | ۶. |
| بازشد <i>گ</i> ی | بازشدگی | عبور | ١ / ٢ ١ | ٣ | ١. | ۶٠ |
| بازشد <i>گ</i> ی | بازشدگی | توقف | ١/٢١ | ٣ | ١٣ | ۳۰ |
| بازشد <i>گ</i> ی | بازشد <i>گ</i> ی | توقف | 1/71 | ٣ | ٨ | ۳۰ |

با توجه به همخوانی قابل قبول روش تحلیلی و همخوانی بهتر روش عددی با نتایج آزمایشگاهی، میتوان از نتایج مدلسازیهای عددی جهت بررسی رفتار اندرکنش شکست هیدرولیکی و طبیعی در شرایط مختلف استفاده نمود.

۹-۳- جمعبندی

در این فصل فرمولا سیون روش عددی مورد ا ستفاده م شتمل بر روشهای ناپیو ستگی جابجایی و تنش موهومی در المان مرزی غیر مستقیم تشریح گردید. استفاده از این دو روش عددی امکان بهرهمندی از مزایای هر دوی آنها را فراهم نمود. بطوریکه روش تنش موهومی موجب محاسب به تنشها با دقت بالا و روش ناپیوستگی جابجایی موجب افزایش دقت در محاسبه میدان جابجایی گردید. همچنین جهت بررسی اندرکنش شکست هیدرولیکی و شکست طبیعی به تئوری مکانیک شکست الاستیک خطی و معیارهای اندرکنش شکست هیدرولیکی و طبیعی نیاز بود که چگونگی استفاده از آنها در محا سبات تشریح شده است. در نهایت روشهای عددی ارائه شده جهت مدل سازی عددی با استفاده از حلهای تحلیلی و نتایج آزمایشگاهی مورد اعتبار سنجی قرار گرفت و توانایی روش پیشنهادی در پیشبینی صحیح و دقیق مقادیر فاکتور شدت تنش، راستای گسترش ترک و اندرکنش شکستگیهای هیدرولیکی و طبیعی مورد تائید قرار گرفتند.

در ادامه با اســتفاده از روشهای عددی ارائه شــده به مدلســازی شـکســت هیدرولیکی در محیط مخزن شکافدار پرداخته خواهد شد تا رفتار و مکانیزم حرکتی شکست هیدرولیکی مشخص گردد.





، سکاف دارواندرکنش آن پاسکسکی کمپی طبیعی

استفاده از چاههای افقی در کنار شکست هیدرولیکی موجب افزایش چشمگیر بهرهوری مخازن هیدروکربوری گردیده است. از اینرو، نحوه گسترش شکست هیدرولیکی کانون توجه بسیاری از مطالعات بوده است [۱۲،۳۸،۱۲۲،۱۵۶–۱۵۸]. مطالعه و شناخت پارامترهای موثر بر عملیات شکست هیدرولیکی، در افزایش میزان موفقیت این روش دارای اهمیت بالایی است. از اینرو در این فصل مهمترین پارامترهای تاثیرگذار بر شکست هیدرولیکی مورد بررسی قرار خواهد گرفت.

اکثر مطالعات در زمینه گسترش شکست هیدرولیکی از اصول مکانیک شکست الاستیک خطی (^۱IEFM) برای شبیه سازی ر شد ترک ا ستفاده می کنند. فاکتور شدت تنش (^۲SIF) و نرخ آزاد شدن انرژی ا ساس تئوری *IEFM* را تشکیل میدهند. از این پارامترها برای پیش بینی راستای گسترش ترک استفاده می شود. در تئوری *IEFM* را تشکیل می دهند. از این پارامترها برای پیش بینی راستای گسترش ترک استفاده می شود. در تئوری *IEFM* و فرض می شود که اثرات غیر خطی کمینه و قابل صرف نظر است و جسم جامد ترک خورده بعنوان یک ماده الاستیک خطی در نظر گرفته می شود [۳۵،۱۲۲،۱۵۶،۱۶۹]. با این وجود، استفاده زار *IEFR* و نرخ آزاد شدن انرژی در شرایط تغییر شکل پلاستیک بزرگ مقیاس، ممکن نیست [۱۵،۱۵۲،۱۶۰]. با این وجود، استفاده راز *TI* و نرخ آزاد شدن انرژی در شرایط تغییر شکل پلاستیک بزرگ مقیاس، ممکن نیست [۱۵،۱۵۶،۱۶۰]. با این وجود، استفاده چندین پارامتر برای پیش بینی شکست جامدات در شرایط تغییر شکل غیر خطی، مانند انتگرال *J* (تعمیم برخ آزاد شدن انرژی به مواد الاســـتیک غیر خطی)، جابجایی بازشــدگی دهانه ترک (^۳OOD)، جابجایی بازشدگی نوک ترک (^۳OOD)، جابجایی بازشدگی دهانه ترک (^۳OOD)، جابجایی بازشدگی نوک ترک (^۳OOD)، جابجایی بازشدگی نوک ترک (^۳OOD)، جابجایی بازشـدگی دهانه ترک (^۳OOD)، جابجایی بازشدگی نوک ترک (^۳OOD)، بابجایی بازشدگی نوک ترک (^۳OOD) پیشنهاد شده است (۱۹۵–۱۹۶۳].

¹ Linear Elastic Fracture Mechanics

² Stress Intensity Factor

³ Crack Opening Displacement

⁴ Crack Tip Opening Displacement

⁵ Crack Tip Opening Angle

۲-۴– اندازهٔ بازشدگی دهانه ترک

اندازهٔ باز شدگی دهانه ترک (COD) یکی از پارامترهای مهم در تعیین میزان موفقیت شکست هیدرولیکی ۱ ست. این پارامتر با نرخ تولید چاه پس از انجام عملیات شکست هیدرولیکی و در دوره بهرهبرداری از چاه ارتباط مستقیمی دارد.

ولز استفاده از COD را بعنوان پارامتر شکست پیشنهاد داد. معیار COD معادل فاکتور شدت تنش موثر تحت شرایط تسلیم معمولی است اما وقتی این معیار با معادلات COD بر اساس مدل داگدال^۱ ترکیب شود میتواند برای شرایط تسلیم بزرگ مقیاس نیز بکار رود [۱۵۲٬۱۶۴]. بازشدگی دهانه شکست هیدرولیکی نقش مهمی در نرخ تولید یک مخزن هیدروکربوری دارد. با افزایش COD در عملیات شکست هیدرولیکی، نرخ تولید نیز افزایش مییابد. با این وجود اکثر مطالعات بر روی راستای گسترش شکست هیدرولیکی بوده است و پارامترهای موثر بر مقدار COD بطور جامع مطالعه نشده است. روابط تحلیلی و عددی فراوانی برای تخمین SIF و راستای گسترش ترک وجود دارد در حالیکه در مورد COD چنین نیست. معادله (۴– ۱) مشهورترین حل تحلیلی برای میزان بازشدگی دهانه ترک را نشان میدهد.

$$COD = \frac{4P(1-v^2)}{E}\sqrt{a^2 - x^2}$$
(1-4)

که در آن $a \leq x \leq a = -e$ و a نصف طول ترک، P فشار درون ترک، E مدول الاستیسیته و v ضریب پوآسون است.

این معادله که تو سط ا سندون^۲ ارائه گردید یک ترک افقی تحت فشار یکنواخت داخلی را در نظر می گیرد [۱۶۴]. شکل ۴– ۱ مدل کلی این مسئله را نشان میدهد.

¹ Dugdalle

² Sneddon



شکل ۴– ۱– ترک تحت فشار یکنواخت داخلی در مدل اسندون

همانطور که مشاهده می شود، این حل تحلیلی شرایط بسیار سادهای را در نظر می گیرد و اثر بسیاری از پارامترها در آن لحاظ نشده است. عبدالهی پور و همکاران با استفاده از روش المان مجزا COD را در شرایط مختلف برر سی نمودند [۱۶۵]. آنها COD را در را ستای تنش ا صلی حداکثر محا سبه نمودند و معادلهای برای تخمین آن مطابق معادله (۴– ۲) پیشنهاد دادند.

$$COD = \frac{2837.74 |1.27P - \sigma_y| (1 - v^2) \sqrt{a^2 - x^2}}{E + 33.23\sigma_x}$$
(Y - F)

همانطور که مشاهده می شود برخلاف رابطه ساده اسندون، علاوه بر رابطه میان COD و فشار درونی ترک، در رابطه بالا اثر تنشهای در راستای ترک (۳_x) و عمود بر ترک (۳_y) پیشبینی می شود.

۴-۳- تاثیر پارامترهای گوناگون بر اندازهٔ بازشدگی دهانه ترک

در این قسمت سعی میشود تاثیر مهمترین پارامترهای تاثیر گذار بر COD توسط مدلسازی عددی بررسی شود و با ارائه رابطهای تاثیر این پارامترها در یک هندسه پیچیده و شرایط بارگذاری دلخواه مشخص گردد. در ابتدا روش عددی با استفاده از حل تحلیلی اسندون بررسی می شود تا دقت محاسبه میزان COD مشخص گردد. شکل ۴- ۲ مقایسه میزان باز شدگی یک ترک مشابه مسئله اسندون را نشان می دهد. همانطور که مشاهده می شود حل عددی بخوبی با حل تحلیلی تطابق دارد. حداکثر خطای در محاسبه COD در این مسئله کمتر از ۱٪ بود. با توجه به دقت بالای روش عددی، نتایج مدلسازی های عددی در ادامه می تواند برای ارائه یک رابطه میان پارامترهای مختلف و میزان COD مورد استفاده قرار گیرد.



شکل ۴–۲ – مقایسه حل تحلیلی و عددی مسئله اسندون

۴−۳−۱− مدلسازی عددی پارامترهای موثر بر اندازه بازشدگی دهانه ترک به منظور بررسی پارامترهای موثر بر باز شدگی دهانه ترک، سه دسته پارامتر در این قسمت مورد بررسی قرار می گیرد. دسته اول پارامترهای هندسی ترک شامل زاویه میل ترک θ (نسبت به جهت حداکثر تنش افقی برجا) و نصف طول ترک (پارامتره) است. در دسته دوم پارامترهای مکانیکی ترک مورد نظر شامل مدول یانگ E و ضریب پوآ سون v در نظر گرفته می شوند و در دسته سوم میدان تنش مسئله که شامل فشار داخلی ترک P و تنشهای دور از میدان σ_H و σ_h است قرار می گیرد. شکل 4- π طرح کلی مسئله مورد نظر در مدلسازی عددی را نشان میدهد. در این مدلسازی عددی سعی شده است که توصیف نسبتاً کاملی از شرایط کلی بازشدگی دهانه یک ترک دلخواه با در نظر گرفتن هندسه و میدان بارگذاری و جنس متفاوت سنگی ارائه گردد.



شکل ۴- ۳- طرح کلی مسئله مورد بررسی برای میزان بازشدگی دهانه ترک

در این تحلیل عددی در حدود ۱۵۰۰ مدل مختلف تحلیل گردید تا رفتار هریک از پارامترها به خوبی در نظر گرفته شود. در این تحلیلها زاویه heta از $^{\circ} \cdot$ تا $^{\circ}$ ۷۵ و با فوا صل $^{\circ}$ ۱۵ متغیر فرض شد و سایر پارامترها نظر گرفته شود. در این تحلیلها زاویه heta از $^{\circ} \cdot$ تا $^{\circ}$ ۷۵ و با فوا صل $^{\circ}$ ۱۵ متغیر فرض شد و سایر پارامترها نظر گرفته شود. در این تحلیلها زاویه heta از $^{\circ} \cdot$ تا $^{\circ}$
| (P /\sigma _H) | (σ_h/σ_H) | a (m) | V | E (GPa) |
|-----------------------------------|-----------------------|-------|------|---------|
| ١ | • | ۰/۲۵ | ۰ /۲ | ٣٠ |
| ١/۵ | ۰ /۳۵ | • /۵ | ۰/۲۵ | 4. |
| ٢ | • /Y | • /Y۵ | ۰ /٣ | ۵۰ |

جدول ۴– ۱– حدود تغییر پارامترهای مورد نظر در بررسی اثر آنها بر میزان بازشدگی دهانه ترک

۴-۳-۴-برازش ٔ چندمتغیره اندازه بازشدگی دهانه ترک

یک رگرسیون چندمتغیره غیرخطی برای پیشبینی COD و با در نظر گرفتن پارامترهای قسمت قبل بر روی نتایج مدلسازیهای عددی انجام می شود. یکی از مسائل کلاسیک در یک تحلیل آماری یافتن رابطه مناسب میان متغیر پاسخ (در اینجا COD) و متغیرهای برازش شونده (در اینجا مدول یانگ، ضریب پوآ سون، نسبت فشار درون ترک به تنش افقی حداکثر، نسبت تنش افقی حداقل به تنش افقی حداکثر، فاصله از مرکز ترک، نصف طول ترک و زاویه ترک با تنش افقی حداکثر) با در نظر گرفتن فرضیات مناسب برای میزان خطاست. فرض معمول مستقل بودن خطاها و توزیع یکنواخت تصادفی متغیرهاست. در بسیاری از موارد تابع پا سخ غیر خطی است (که شامل مسئله حاضر نیز می شود). تابع شایستگی^۲(که میزان تطابق میان دادههای ورودی و مدل برازشی را اندازه گیری می کند) بصورت زیر در نظر گرفته شد.

$$\chi^{2} = \sum_{i=1}^{N} \left\{ \frac{y_{i} - y(x_{i})}{\sigma_{i}} \right\}^{2}$$
(\mathcal{T} - \mathcal{F})

که در آن *i*₀ انحراف معیار دسته دادهی *i*ام، *y*_i مقدار واقعی (عددی) بازشدگی دهانه ترک، (*y(x_i)* مقدار بازشدگی پیشبینی شده و *x*_i متغیرهای مستقل هستند. روش لونبرگ-مارکواردت^۳ برای تخمین اولیه

¹ Multivariate Regression

² Merit Function

³ Levenberg-Marquardt

استفاده شده است. معادله (۴– ۴) بهترین برازش بدست آمده بر اساس نتایج مدلسازیهای عددی قسمت قبل را نشان میدهد. ضریب همباستگی *R²،* این معادله ٪۹۴/۳۵ بد ست آمد. خطای استاندارد تخمین ^۴-۱۰×۴/۳۷ است که مجددا نشاندهنده دقت مناسب رابطه ارائه شده است.

$$COD = 0.214 \frac{(1 - v^2)(P - \sigma_h)(1 + Cos^2\theta)}{2E\sigma_H} \left(\sqrt{a^2 - r^2}\right)$$
(f -f)

در این رابطه $x^2 + y^2 = r$ ، طول در راستای ترک است. $x \in y$ مختصات محلی ترک نشان داده شده در شکل ۲۰ می رابطه پیشنهاد شده به شکلی شکل ۴– ۳ هستند. باید ا شاره نمود که برای یک ترک افقی ($\theta = 0, y = 0$) رابطه پیشنهاد شده به شکلی مشابه معادله (۴– ۱) پیشنهاد شده تو سط اسندون ساده می گردد. در ادامه تاثیر گسترش ترک و شعاع چاه بر روی حداکثر مقدار *COD* بررسی خواهد شد.

۴–۳–۳– تاثیر گسترش ترک بر اندازه بازشدگی ترک اولیه در این قسمت گسترش شکستهای هیدرولیکی مدل شده در قسمت قبل مورد بررسی قرار گرفت. بدین

وسیله اثر گسترش شکست هیدرولیکی بر میزان "*بازشدگی دهانه ترک اولیه*" بررسی شد. نتایج مدلسازی های عددی نشان داد که گسترش شکست هیدرولیکی موجب افزایش میزان حداکثر باز شدگی دهانه ترک اولیه می گردد. این رابطه در تمامی مدلها، تقریبا خطی است. همانطور که در شکل 4 - 4 دیده می شود در سه حالت مختلف یک رابطه خطی با ضریب همبستگی بالا بد ست آمده است. محور x دمیده می شود در سه حالت مختلف یک رابطه خطی با ضریب همبستگی بالا بد ست آمده است. محور x دهانه ترک اولیه می گردد. این رابطه در تمامی مدل ها، تقریبا خطی است. همانطور که در شکل 4 - 4 دیده می شود در سه حالت مختلف یک رابطه خطی با ضریب همبستگی بالا بد ست آمده است. محور x نسبت طول ترک جدید (a) به ترک اولیه (a) را نشان می دهد و محور y مقدار حداکثر باز شدگی دهانه ترک اولیه را نشان می دهد. در این تحلیلها از دسته دادههای جدول 4 - 7 استفاده شده است. همانطور خطی ترک اولیه را نشان می دهد. در این تحلیلها از دسته دادههای جدول 4 - 7 استفاده شده است. همانطور خطی از که در شکل 4 - 7 دیده می شود در این تحلیلها از دسته دادههای جدول تر محور به دسته دادهها بطور خطی از که در شکل 4 - 7 دیده می شده است. همانطور خطی از که در شکل 4 - 7 دیده می شده در این تحلیلها از دسته داده جای جدول از می در این می دهد و معور از می ای خوده به در نظری را نظری را نهای را نه می دول از می در این است. مانطور خطی از در شکل 4 - 7 دیده می شود مقدار بازشد کی دهانه ترک بدون توجه به دسته داده ها بطور خطی افزایش یافته است. قابل ذکر است که با توجه به ضرایب معادلات بدست آمده در شکل، با افزایش زاویه θ

اثر گ سترش ترک بر میزان باز شدگی دهانه ترک کمتر می شود. بی شترین تاثیر گ سترش ترک بر میزان بازشدگی دهانه ترک در heta= heta بروز می کند.

| $oldsymbol{	heta}(^ullet)$ | (P/\sigma _H) | (σ_h/σ_H) | a (m) | V | E (GPa) | دسته داده |
|----------------------------|--------------------------|-----------------------|-------|------|---------|-----------|
| • | ۱/۵ | • /Y | ۰/۲۵ | • /٢ | ٣٠ | الف |
| ٣٠ | ١ | • /Y | ٠/٧۵ | •/۲۵ | ۵۰ | ب |
| ۶. | ١ | ١/• | ۰/۲۵ | • /٣ | ۴. | ε |

جدول ۴- ۲- دسته دادههای استفاده شده در تحلیلها



شکل ۴- ۴- تغییرات حداکثر بازشدگی دهانه ترک اولیه نسبت به رشد ترک

افزایش COD موجب بهبود نرخ تولید می شود. شکل ۴– ۵ گسترش ترک دسته دادههای نشان داده شده در شکل ۴– ۴ را نشان میدهد. همانطور که انتظار میرفت نتایج نشان میدهد که گسترش ترک در راستای حداکثر تنش افقی روی میدهد.



شکل ۴ – ۵ – رشد ترک برای دسته دادههای الف، ب، و ج

۴-۳-۴ اثر شعاع چاه بر اندازهٔ بازشدگی دهانه ترک

شکست هیدرولیکی در فرآیند تحریک چاه از دیواره چاه شروع می شود و به درون مخزن هیدرو کربور گسترش می یابد. با توجه به اینکه وجود چاه موجب توزیع مجدد تنش در اطراف آن می شود، بررسی تاثیر ابعاد چاه بر حداکثر باز شدگی دهانه ترک حائز اهمیت می با شد. بنابراین در این قسمت تاثیر شعاع چاه بر میزان باز شدگی دهانه ترک بررسی می گردد. پنج شعاع مختلف چاه از ۰/۱ متر تا ۵/۱ متر به فواصل ۰/۱ متر استفاده می شود. طول ترک اولیه در این مدل ۵/۱ متر و فشار درونی آن ۰۹۲ است. مدل تحت تنش های افقی بیشینه و کمینه به ترتیب ۵۹/۱۵ و ۴۷/۱۹ قرار می گیرد. شیکل ۴ - ۶ مدل کلی در این قسمت را نشان میدهد. حداکثر بازشدگی دهانه ترک شکست هیدرولیکی در محل اتصال آن به چاه ایجاد میشود. نتایج مدلسازی عددی نشان میدهد که شعاع چاه تاثیری مشابه قسمت قبل دارد.



شکل ۴- ۶- مدل اولیه برای بررسی تاثیر شعاع چاه بر میزان بازشدگی دهانه ترک

همانطور که در شکل ۴– ۷ دیده می شود به ازای زاویه های مختلف، حداکثر میزان بازشدگی بصورت تقریبا خطی با شعاع چاه افزایش می یابد. همانند قسمت قبل از مقایسه ضریب معادله برازش شده در این تحلیل، می توان دریافت که حداکثر اثر شعاع چاه در زمانیست که ترک اولیه کمترین زاویه را با حداکثر تنش افقی می سازد (زاویه °۳۰ در شکل ۴– ۷).



شکل ۴- ۷- تاثیر شعاع چاه بر حداکثر میزان بازشدگی دهانه ترک

۴–۴– مدلسازی عددی تاثیر پارامترهای هندسی

پارامترهای هندسی میتواند بر روی رفتار گسترش و شکل آن تاثیر گذار باشد. شکل ۴- ۸ هندسه کلی مسئله مورد بررسی در این قسمت را نشان میدهد.

در ابتدا تاثیر پارامترهای هندسی شکستگی هیدرولیکی بر فاکتور شدت تنش شکست هیدرولیکی در حال گسترش در راستاهای مختلف بررسی میگردد. سپس تاثیر هندسه بر مسیر گسترش بررسی خواهد شد.

توده سنگ نفوذناپذیر در نظر گرفته می شود و فشار داخلی P=۶۰ MPa در هر چهار شکستگی هیدرولیکی اولیه در نظر گرفته می شود. شعاع چاه n/۱۰ و محور آن به موازات تنش اصلی قائم فرض می گردد. تنش های دور از میدان افقی حداکثر و حداقل به ترتیب $\sigma_H=$ ۵۷ MPa و $\sigma_h=$ ۴۷ MPa به مدل وارد می گردد. مدول الاستیک E=۴۰GPa و ضریب پوآسون r/r=v در نظر گرفته شده است و چقرمگی سنگ $mPa\sqrt{m}$ لحاظ شده است. در تحلیلهای در ادامه طول شکستگی طبیعی L_{NF} ، طول شکست هیدرولیکی L_{HF} ، زوایای α و θ ، فاصلهداری S که کمترین فاصله بین شکست هیدرولیکی اولیه و شکست طبیعی است در مدلهای a و θ ، فاصلهداری S که کمترین فاصله بین شکست هیدرولیکی اولیه و شکست طبیعی در مدلهای عددی مطابق جدول 4-7 تغییر خواهد کرد تا اثر هر یک بر وجود شکست طبیعی در برابر گسترش شکست هیدرولیکی بررسی گردد.

جدول ۴– ۳– تغییرات پارامترهای هندسی در تحلیل اثر آنها بر مکانیسم رشد شکست هیدرولیکی

| حدود تغييرات | پارامتر |
|-------------------------|-------------|
| ۰/۲۵ ،۰۰/۲۵ | $L_{NF}(m)$ |
| ۱/۰ ،۰/۵۰ ،۰/۲۵ | $L_{HF}(m)$ |
| ۱/۰ ،۰/۵۰ ،۰/۲۵ | S |
| ۰، ۱۵، ۳۰، ۲۵، ۶۰ ۲۰ ۷۵ | θ(°) |
| ۵۱، ۳۰، ۵۴، ۶۰، ۵۷، ۹۰ | a(°) |



شکل ۴- ۸- هندسه اولیه مسئله مورد نظر

۴-۴-۱- تاثیر شکستگیهای طبیعی بر فاکتورهای شدت تنش شکست هیدرولیکی در حال گسترش

تغییرات فاکتور شدت تنش شکستگیهای هیدرولیکی نسبت به فاصله از نوک نزدیکترین شکست طبیعی (برای راستاهای گوناگون شکستگی هیدرولیکی و طبیعی) توسط مدلسازی عددی بررسی میگردد. بر اساس اصول مکانیک شکست الاستیک خطی (^۱LEFM) ترک زمانی رشد میکند که مقدار فاکتور شدت تنش K_I برابر با مقدار بحرانی آن (چقرمگی) K_{IC} گردد. در مود یک شکست فاکتور شدت تنش بصورت زیر تعریف می گردد.

$$K_I = \sigma_n \sqrt{\pi a} \qquad (\Delta - F)$$

که در آن *a* نصف طول ترک و *m* تنش نرمال بر روی سطح است. این رابطه نشان می دهد گسترش شکست بر اساس تئوری الاستیک خطی، برای یک جسم ایده آل ذاتاً ناپایدار است، بطوریکه پس از شروع گسترش، در هر گام، به مقدار تنش کمتری برای گسترش نیاز خواهد بود. به بیان دیگر اگر تنش اعمالی ثابت باشد، *K*₁ در هر گام گسترش افزایش می یابد زیرا طول ترک در حال بزرگ شدن است. همچنین در ساختاری مشابه، رشد ناپایدار ترک در مدلهای عددی بدون وجود ترک طبیعی مشاهده گردید. بدیهی است که در واقعیت بدلیل استهلاک انرژی، و مکانیزم های تضعیف کننده رشد ترک، این فرند در نهایت متوقف می شود. وجود ترک طبیعی موجب تغییر میدان تنش در اطراف شکست هیدرولیکی می گردد که این امر موجب کاهش مقدار فاکتورهای شدت تنش شکستگیهای هیدرولیکی نزدیک به شکستی طبیعی می گردد.

¹ Linear Elastic Fracture Mechanics

در شکل ۴- ۹ شکستگی های بالا سمت چپ و پایین سمت راست پس از نزدیک شدن به شکستگی های طبیعی متوقف شدهاند. کاهش در مقدار این فاکتورهای شدت تنش در این نواحی موجب کمتر شدن مقدار آن از چقرمگی سنگ شده و در نتیجه منجر به توقف رشد شده است.



شکل ۴- ۹- توقف شکستهای هیدرولیکی بالا و عبور آنها در مواجه با شکستگی های طبیعی

شکل ۴– ۱۰ و شکل ۴– ۱۱ تغییرات فاکتور شدت تنش مود یک را برای شکست هیدرولیکی بالا سمت چپ (بر اساس چینش در شکل ۴– ۸) نشان میدهند. همانطور که در شکلها دیده می شود مقدار فاکتور شدت تنش بعد از آغاز رشد ترک افزایش می یابد. با این حال، فاکتور شدت تنش با نزدیک شدن به شکست طبیعی کاهش می یابد و سپس با افزایش فاصله از شکست طبیعی دوباره روند افزایشی می یابد. این موضوع بدلیل توزیع مجدد تنش در اطراف نوک شکستگی های طبیعی است. این کاهش در مقدار فاکتور شدت تنش اگر بقدری باشد که به کمتر از مقدار چقرمگی شکست برسد موجب توقف گسترش شکست هیدرولیکی می گردد (مانند شکست هیدرولیکی بالا–چپ و پایین راست در شکل ۴– ۹) ولی اگر کاهش فاکتور شدت تنش به کمتر از چقرمگی نرسد شکست هیدرولیکی به مسیر خود ادامه خواهد داد (مانند شکست هیدرولیکی بالا-راست و پایین-چپ در شکل ۴- ۹).



شکل ۴– ۱۰– تغییرات فاکتور شدت تنش با فاصله از نزدیکترین نوک شکست طبیعی برای α=۶۰°،

.S/L_{HF}=۱ و $L_{NF}=+/\Delta m$.L_{HF}=+/ Δm



شکل ۴– ۱۱– تغییرات فاکتور شدت تنش با فاصله از نوک شکست طبیعی سمت چپ (در شکل ۴– ۸)

.S/L_{HF}=+/۳۳ و L_{NF}=+/۲۵m ،L_{HF}=+/۷۵m ، α =۳۰° برای

شکل ۴- ۱۲ تغییرات مقدار فاکتور شدت تنش با فاصله از شکستگی طبیعی را برای مدلی نشان میدهد که موجب توقف رشد شکست هیدرولیکی گردیده است. همانطور که دیده می شود مقدار فاکتور شدت تنش در کمترین فاصله از شکست طبیعی به زیر مقدار چقرمگی سنگ رسیده است و طبق معیار مورد نظر گسترش شکست هیدرولیکی متوقف شده است.

نتایج یکی از مدلهای گسترش شکست هیدرولیکی در محیط دارای شکستگیهای طبیعی در جدول ۲-۴ آمده است. مقادیر فاکتور شدت تنش مود یک (*I*) در این جدول مربوط به دو شکستگی (شکست هیدرولیکی پایین سمت راست و شکست هیدرولیکی بالا سمت چپ) میباشد که متوقف شدهاند. همانطور که مشاهده می گردد مقادیر فاکتورهای شدت تنش در هر دو شکست هیدرولیکی تا زمان رسیدن به یک حداقل فاصله از شکست طبیعی افزایش یافته است. در فاصلهداری حدود *m* ۲/۵ از شکست طبیعی مقدار فاکتور شدت تنش در هر دو شکست هیدرولیکی به حدود *MPa* ۲۰ می رسد که موجب توقف ر شد در آنها می شود.



شکل ۴– ۱۲- تغییرات فاکتور شدت تنش برای نوک ترک در حال گسترش نسبت به فاصله از نوک شکست

جدول ۴-۴- مقادیر فاکتور شدت تنش مود یک در فاصله های مختلف از شکست طبیعی، شکست هیدرولیکی

| ىيدروليكى ٢ | شکست ه | ىيدروليكى ١ | شکست ه |
|-----------------|----------|-------------|---------|
| KI | فاصله | KI | فاصله |
| (MPa√m) | (m) | (MPa√m) | (m) |
| ٧/۵۵٨٠ | • / ٣۶٣٧ | ٣/۴٣١١ | •/٣۶٣٧ |
| 9/4713 | •/٣١٣٨ | 41.122 | •/٣١٣۶ |
| 17/7877 | •/799٣ | 1./1186 | •/7997 |
| 17/5797 | •/7189 | 10/2226 | •/5185 |
| 44/4971 | •/1881 | 11/8940 | •/1884 |
| <i>۳</i> л/۵۶лл | •/1198 | ۲۳/۰۹۹۶ | •/۱۱۹۱ |
| 10/8201 | •/•۶٩۶ | 20/2122 | •/•۶٩٣ |
| -71/4911 | •/• ٣٣۵ | 28/2612 | •/• ٣٣۵ |
| -7•/717• | •/•77۵ | -7•/8749 | •/• ٣٢۵ |
| -19/9747 | •/•77۵ | -19/2911 | •/• ٣٣۵ |
| -19/1784 | •/• ٣٣۵ | -19/•018 | •/• ٣٣۵ |
| -18/2829 | •/• ٣٣۵ | -18/2136 | •/• ٣٣۵ |
| -1V/ADDV | •/• ٣٣۵ | -14/428 | •/• ٣٣۵ |
| -17/4740 | •/• ٣٢۵ | -17/4278 | •/• ٣٢۵ |

۱ پایین سمت راست، شکست هیدرولیکی ۲ بالا سمت چپ درشکل ۴- ۹

در جدول ۴– ۵ نیز مقادیر فاکتور شدت تنش برای شکست هیدرولیکی بالای سمت راست شکل ۴– ۹ ذکر \mathcal{R} ردیده است. همانطور که در شکل ۴– ۹ مشاهده می شود این شکست هیدرولیکی پس از نزدیک شدن به شکست طبیعی به مسیر خود ادامه داده و گسترش می یابد. نتایج بیانگر این موضوع است که در فاصلهداری حدود ۲۰ مترین مقدار فاکتور شدت تنش پس از گسترش شکست هیدرولیکی به میزان فاصلهداری حدود ۲۰ مترین مقدار فاکتور شدت تنش پس از گسترش شکست هیدرولیکی به میزان اصلهداری مدود ۲۰ مترین مقدار فاکتور شدت انش پس از گسترش شکست هیدرولیکی به میزان است \mathcal{R} ۸۵۹ $MPa \sqrt{m}$ ا ست گسترش شکست ادامه می یابد و با افزایش فا صله از شکستگی طبیعی مقدار K_I مجددا افزایش می یابد.

| فاصله (m) | <i>KI</i> (MPa√m) | فاصله (m) | <i>KI</i> (MPa√m) |
|-----------|----------------------|-----------|----------------------|
| •/5180 | ۳۸/۴۳۲۶ | •/٢۵ | ٧/۵۶۰۳ |
| •/2041 | W9/V• F9 | •/٢••٣ | ٩/۴١٨٨ |
| •/797• | 48/9908 | •/10•0 | 17/377 |
| •/٣٢٩٢ | 47/2020 | •/14•1 | 17/0881 |
| •/٣۶۶۵ | 49/1921 | •/1027 | FF/FNVF |
| •/۴•۳٧ | ۵۳/۸۶۱۵ | •/1704 | ۳۸/۵۶۰۸ |
| •/441• | 54/8357 | •/\••٨ | 10/0790 |
| •/۴٧٨٢ | 81/8429 | •/\\٩\ | 21/2965 |
| •/0100 | 83/283 | •/143. | 77/2999 |
| ·/۵۵۲۷ | 88/8211 | •/\٢ | 3.1410 |

جدول ۴- ۵- مقادیر فاکتور شدت تنش برای شکست هیدرولیکی

بالا سمت راست در شکل ۴– ۹

۴–۴–۲– شکستگیهای طبیعی عمود بر راستای شکستگیهای هیدرولیکی اولیه اثر وجود شکست طبیعی بر گسترش شکست هیدرولیکی با در نظر گرفتن شکلهای هندسی مختلف در این قسمت بررسی میشود. شکل ۴– ۱۳ گسترش شکستگیهای هیدرولیکی در نبود شکستگیهای طبیعی را نشان میدهد. همانطور که در شکل (الف) شکستگیهای هیدرولیکی عمود بر راستای حداکثر تنش افقی گسترش نیافتهاند اما در دیگر موارد (شکل ۴– ۱۳ (ب) تا (و)) شکستگیهای هیدرولیکی بطور کامل گسترش یافتهاند.



 $lpha={}^\circ$ (شکل ۴– ۱۳–گسترش شکست هیدرولیکی (بطول ۰/۲۵ متر)بدون وجود شکستگیهای طبیعی الف $lpha={}^\circ$ شکل ۴– ۱-۴ متر) متر) معا $\alpha={}^\circ$ ، م $\alpha={}^\circ$ ، م) $\alpha={}^\circ$ ، $\alpha={}^\circ$ ،

شکل ۴– ۱۴ گسترش شکست هیدرولیکی با $L_{HF}=L_{NF}= \cdot / \Upsilon$ و ۲۵ $S/L_{HF}=$ را نشان میدهد. الگوهای گسترش شکست هیدرولیکی در شکل ۴– ۱۴ (ب) و (و) بطرز چشمگیری نسبت به شکل ۴– ۱۳ (ب) تا (د) تغییر کرده است. می توان مشاهده نمود که گسترش شکست نشان داده شده در شکل ۴– ۱۳ (ب) و شکل ۴– ۱۴ (ب) مشابه هستند اما شکستگیهای طبیعی موجب توقف رشد شکستگیهای هیدرولیکی در شکل ۴– ۱۴ (الف) شدهاند. تغییرات راستای رشد در نزدیکی نوک شکست اولیه شدید به نظر می رسد. این تغییرات بدلیل مود شکست ترکیبی غالب (و بزرگتر بودن فاکتور شدت تنش مود دو) در این ناحیه و همچنین اغتشاش میدان تنشی ناشی از شکستگیهای طبیعی است. با افزایش فاصله از نوک ترک اولیه، شکستگیها در راستای تنش حداکثر تغییر راستا می دهند و مود یک شکست (مود بازشونده) مکانیزم اصلی در گسترش شکست در مراحل بعدی خواهد بود.



شکل ۴– ۱۴– گسترش شکست هیدرولیکی (بطول ۲۵/۲ متر)با وجود شکستگیهای طبیعی (بطول

۲۵/۰متر و نسبت S/L_{HF}=۱) عمود بر راستای شکست هیدرولیکی اولیه الف) [°] α=۰ ب) (S/L_{HF}=۱ ، ج) «α=۳۰ ،

$$\alpha = \forall \Delta^{\circ}$$
 () $\alpha = \varphi \cdot^{\circ}$ () $\alpha = \varphi \Delta^{\circ}$

الگوی مشابهی در تمام مدلهای بعدی نیز دیده شد (شکل ۴– ۱۴ تا شکل ۴– ۱۶). تغییرات طول شکست هیدرولیکی و طبیعی و نسبت *S/L*_H*F ن*توانستند در مسیر گسترش شکست هیدرولیکی تغییری ایجاد نمایند. در حالیکه تغییر *S/L*_H*F به ۲*/۲ در کنار استفاده از طول شکست هیدرولیکی بلندتر بصورت محسوسی موجب کاهش اثر شکست طبیعی شده است (شکل ۴– ۱۷). با توجه به شکل ۴– ۱۳ تا شکل ۴– ۱۷ میتوان نتیجه گرفت که مهمترین پارامترهای موثر بر گسترش شکست هیدرولیکی فاصلهداری و طول شکست طبیعی است که هر دو پارامتر تعیین کننده فاصله بین نوک شکست هیدرولیکی و طبیعی هستند. با افزایش این فاصله احتمال تغییر در راستای شکست هیدرولیکی کمتر میشود. در قسمت بعدی دو راستای دیگر شکست طبیعی مدلسازی میشود تا اثر راستای شکست طبیعی بررسی گردد.



شکل ۴– ۱۵– گسترش شکست هیدرولیکی (بطول ۵/۰ متر)با وجود شکستگیهای طبیعی (بطول ۵/۰متر و $\alpha=۴0^\circ$ ، د) $\alpha=8^\circ$ ، ه) ($\alpha=10^\circ$ ، $\alpha=10^$



شکل ۴– ۱۶– گسترش شکست هیدرولیکی (بطول ۵/۵ متر)با وجود شکستگیهای طبیعی (بطول ۵/۵متر و نسبت ۵/L_{HF}=۰/۵)عمود بر راستای شکست هیدرولیکی اولیه الف) [°]α=۰ ب) [°]α=۳۰ ، ج) [°]α=۳۰ ، د) [°]α=۴۵

ه) °۵+≉=α، و) °۵¥=α



شکل ۴– ۱۷– گسترش شکست هیدرولیکی (بطول ۰/۷۵ متر)با وجود شکستگیهای طبیعی (بطول ۰/۵متر و نسبت S/L_{HF}=۱/۳۳)عمود بر راستای شکست هیدرولیکی اولیه الف) °α=۰ ب) °α=۱۵ ، ج) °α=۳۰ ، د) α=۷۵° و) °۵=۴۵° و) ۵

۴–۴–۳– شکستگیهای طبیعی مایل نسبت به راستای اولیه شکست هیدرولیکی پارامتر مهم دیگر در تعیین مسیر گسترش شکست هیدرولیکی، راستای شکست طبیعی است (در قسمت قبل تنها شکستگیهای طبیعی عمود بر راستای اولیه شکست هیدرولیکی در نظر گرفته شد). شکستگیهای طبیعی با راستای °۳۰ و°۶۰ نسبت به راستای شکست هیدرولیکی اولیه نیز در این قسمت در نظر گرفته 

شکل ۴– ۱۸– تغییرات گسترش شکست هیدرولیکی (با $^{\circ}$ =۰) با زاویه میلهای مختلف شکستگیهای طبیعی الف) $^{\circ}$ θ =۶۰ $^{\circ}$ (با $^{\circ}$ =۶۰ $^{\circ}$ ج) $^{\circ}$

در شکل ۴– ۱۹ الی شکل ۴– ۲۳ تاثیر تغییر راستای شکست طبیعی بر گسترش شکست هیدرولیکی برای سایر راستاهای مطالعه شده مشاهده می گردد (۲۵°، ۶۰°، ۶۰°، ۳۵°، ۳۵°، ۲۵° م همراه ۵۰°، ۶۰°، ۶۰°). در شکل ۴– ۱۹، مسیر گسترش شکست در تمامی موارد به جز حالاتی که شکست هیدرولیکی با زاویه صفر درجه رشد میکند مشابه است. در این حالات راستای گسترش شکست هیدرولیکی از سمت بالا به سمت پایین و برعکس تغییر کرده است. این پدیده دوباره بدلیل نزدیکی یکی از نوکهای شکست طبیعی و هیدرولیکی روی داده است. مسیر گسترش شکست هیدرولیکی به سمت نوک شکستگی طبیعی تغییر کرده است.



شکل ۴– ۱۹– تغییرات گسترش شکست هیدرولیکی (با ۵۵–α) با زاویه میلهای مختلف شکستگیهای طبیعی الف) ۹۰°=θ ب) ۵۰°=θ ، ج) ۶۰°=θ

در شکل ۴– ۲۰ (ب) شکست هیدرولیکی بالا-چپ و پایین-راست بدلیل کاهش مقدار فاکتور شدت تنش به کمتر از مقدار چقرمگی سنگ متوقف شدهاند.



شکل ۴– ۲۰- تغییرات گسترش شکست هیدرولیکی (با °a=۳۰) با زاویه میلهای مختلف شکستگیهای

$$\theta = 9^{\circ}$$
 (ب $\theta = 9^{\circ}$ ب $\theta = 9^{\circ}$, $\theta = 9^{\circ}$ ب $\theta = 9^{\circ}$

در شکل ۴– ۲۱ و شکل ۴– ۲۲ اثر شکست طبیعی قابل ملاحظه نیست زیرا راستای شکست طبیعی بر گسترش شکست هیدرولیکی تاثیری ندارد. گسترش در این مدلها تنها به مقدار قابل صرف نظری در نواحی نزدیک به نوکهای شکست طبیعی تغییر نموده است.



شکل ۴– ۲۱– تغییرات گسترش شکست هیدرولیکی (با $lpha=۴۵^\circ$) با زاویه میلهای مختلف شکستگیهای

 θ =۶۰° (ج θ =۳۰° (ب θ = θ ب) θ = θ ، ج) θ



شکل ۴– ۲۲– تغییرات گسترش شکست هیدرولیکی (با °a=۶۰) با زاویه میلهای مختلف شکستگیهای

 $\theta = 9^{\circ}$ (ج $\theta = 7^{\circ}$ ب) $\theta = 7^{\circ}$ ج $\theta = 9^{\circ}$ طبيعى الف



شکل ۴– ۲۳– تغییرات گسترش شکست هیدرولیکی (با ۵۵–۵ α) با در نظر گرفتن زاویه میلهای مختلف شکل ۴– ۲۳– م تغییرات گستگیهای طبیعی الف) $\theta = 9$ ب) $\theta = 9$ ۰ ج) $\theta = 9$ ۰ ج

شکستگیهای هیدرولیکی بالا و پایین در شکل ۴- ۲۳ (الف) توسط نزدیکترین شکست طبیعی متوقف شدهاند، اما این شکستگیهای هیدرولیکی در شکل ۴- ۲۳ (ب) و (ج) بدلیل راستای میل شکست طبیعی رشد کردهاند.

بنابراین برخی از زوایای قرارگیری شکست طبیعی نسبت به شکست هیدرولیکی راستای گسترش آن را تحت تاثیر قرار داده است. در صورتیکه اعمال تغییرات در برخی از پارامترهای هندسی، تاثیر قابل ملاحظهای بر روند رشد شکست هیدرولیکی نخواهد داشت.

۴–۵– اندر کنش شکست هیدرولیکی و شکست طبیعی

برخورد شکست هیدرولیکی (HF) و طبیعی (NF) در این قسمت برای شرایط مختلف مورد بررسی قرار می گیرد. شکل ۴– ۲۴ هندسه مدلهای استفاده شده در تحلیل عددی را نشان می دهد. طول اولیه شکستگیهای طبیعی و هیدرولیکی در تمامی مدلها ۲۰ ۲۰ و فاصله نوک شکست هیدرولیکی از مرکز شکستگیهای طبیعی ۱۰ دست.

| NF HF NF $a=30^{\circ}$ NF | $HF NF $ $a=60^{\circ}$ | HF NF $a=90^{\circ}$ |
|------------------------------------|-------------------------|--------------------------|
| HF | <u>Н</u> | NF |
| NF NF | <i>H</i> | <u>HF</u> |
| a=30° | <i>a=60</i> ° | a=90° NF |

شکل ۴- ۲۴- هندسه مدلهای عددی بررسی شده

گسترش شکست هیدرولیکی و اندرکنش آن با شکستگیهای طبیعی در شکل ۴- ۲۵ نشان داده شده است. همانطور که در این شکل ملاحظه می شود وقتی شکست هیدرولیکی بین دو شکست طبیعی قرار گیرد، هر دو شکستگی طبیعی را با راستای ۹۰[°] قطع نموده و از آنها عبور میکند. در حالتی که شکست هیدرولیکی در یک سمت شکستگی های طبیعی باشد، تنها شکستگی طبیعی اول را قطع نموده و سپس از مسیر اولیه منحرف شده و شکست طبیعی دوم را قطع نمی نماید. لذا به نظر می رسد که هر چه زاویه برخورد شکست هیدرولیکی به شکستگیهای طبیعی به عمود نزدیک تر باشد، احتمال عبور بیشتر می شود. در صورتی که در سایر زوایای برخورد شکست هیدرولیکی با شکست طبیعی (زوایای ۳۰ و ۶۰ درجه)، شکست هیدرولیکی متوقف شده است. توقف شکست هیدرولیکی در صورتی که موجب باز شدن شکست طبيعي شود، مي تواند با توجه به نفوذپذيري أن موجب هرزروي فراوان گردد. نفوذپذيري شكست طبيعي بشدت تحت تاثیر تنش برجا و خصو صیات مکانیکی سنگ است. در زمان تزریق، تنش موثر میتواند به صفر برسد و با باز شدن شکست طبیعی نفوذیذیری آن بشدت افزایش می یابد این موضوع هرزرویهای بسیار زیاد را (بخصوص در صورت استفاده از سیال با ویسکوزیته پایین) ایجاد می کند. این موضوع نشان می دهد که وجود شکست طبیعی و تقاطع آن با شکست هیدرولیکی همیشه سودمند نیست. بر اساس مطالعات انجام شده اهمیت شکست طبیعی در نفوذپذیریهای در مقیاس نانودارسی مطرح می شود.



شکل ۴– ۲۵– گسترش شکست هیدرولیکی و اندرکنش آن با شکستگیهای طبیعی در زاویه های برخورد متفاوت (فاصله ۱۰ سانتیمتر)

شکل ۴- ۲۶ گسترش شکست هیدرولیکی و اندرکنش آن با شکستگیهای طبیعی را برای فاصله داری

۵ *cm* ۵ نشان میدهد.



شکل ۴– ۲۶-گسترش شکست هیدرولیکی و اندرکنش آن با شکستگیهای طبیعی در زاویه های برخورد متفاوت (فاصله 5 cm)

تنها تفاوت این شکل با قسمت قبلی در گسترش شکست هیدرولیکی برای زاویه متعامد است که در آن پس از عبور از شکستگی طبیعی اول به شکستگی دوم برخورد نموده و متوقف گردیده است. با توجه به این تحلیلها کاهش فاصلهداری شکستگیهای طبیعی، احتمال برخورد شکستگی طبیعی و هیدرولیکی را افزایش میدهد. اما به نظر میرسد که انرژی شکست هیدرولیکی پس از اولین برخورد به شکستگی طبیعی، کاهش مییابد. لذا احتمال عبور شکست هیدرولیکی از شکستگیهای طبیعی دیگر کاهش مییابد. در نتیجه فا صله داری اندک شکستگیهای طبیعی موجب توقف سریعتر ر شد طولی شکست هیدرولیکی می گردد.

۴–۵– جمع بندی

با استفاده از نتایج نزدیک به ۱۵۰۰ مدل سازی با هدف برازش چند متغیره بر روی اندازهٔ باز شدگی دهانهٔ ترک، رابطهای با ضریب همبستگی بالا برای پیش بینی مقدار بازشدگی دهانه ترک در شرایط دلخواه ارائه گردید. همچنین با انجام مدلسازیهای بیشتر، یک رابطه خطی میان اندازهٔ بازشدگی دهانه ترک و شعاع چاه و همچنین مقدار بازشدگی دهانه ترک اولیه و طول رشد شکست هیدرولیکی بدست آمد.

همچنین نتایج نشان داد که مقدار فاکتور شدت تنش پس از شروع رشد ترک در هر مرحله افزایش مییابد به جز در زمانیکه شکست هیدرولیکی در حال گسترش به یک شکست طبیعی نزدیک گردد. این موضوع موجب کاهش مقدار فاکتور شدت تنش و در مواردی که این کاهش به کمتر از مقدار چقرمگی برسد موجب توقف ر شد شکست هیدرولیکی می گردد. دلیل کاهش شدت تنش در زمان نزدیک شدن شکست هیدرولیکی به شکست طبیعی مرتبط با ناحیه اغت شاش تنش حول شکست طبیعی است. میدان تنش اطراف نوک شکست هیدرولیکی تحت تاثیر میدان تنش اطراف شکست طبیعی قرار می گیرد. راستای گسترش شکست هیدرولیکی در حضور هندسه های متفاوت شکستگی های طبیعی مورد بررسی قرار گرفت. مدل سازی ها نشان داد که احتمال برخورد شکست هیدرولیکی و طبیعی در راستاها و فا صلهداری های خاصی بیشتر از سایر موارد است. همچنین هند سههای موثر بر تغییر را ستای ر شد شکست هیدرولیکی مشخص شد. علاوه بر ان نتایج نشان داد که در بعضی زوایا وجود شکست طبیعی کمترین تاثیر را بر رشد شکست هیدرولیکی دارد.

در قسمت بعدی مدل سازی ها رفتار شکست هیدرولیکی در برخورد با شکست طبیعی برر سی و مشخص گردید که عبور شکست هیدرولیکی از شکست طبیعی موجب کاهش انرژی شکست طبیعی می شود و در نتیجه احتمال گسترش شکست هیدرولیکی در برخوردهای بعدی با شکست طبیعی کاهش می یابد.

فسريحم

، میجہ کسری ویسہادات

هیدروکربور موجود در مخازن با توجه به فشار بالای آن در مراحل اولیه بدون پمپاژ قابل استخراج است. با ادامهٔ برداشت، فشار مخزن کاهش یافته و درنتیجه میزان هیدروکربور استخراجی نیز کاهش مییابد. روشهای مختلف ازدیاد برداشت از جمله شکست هیدرولیکی به منظور حل این مشکل توسعه داده شدهاند. برخلاف استفاده گسترده از عملیات شکست هیدرولیکی در استخراج نفت و گاز، همچنان جنبههای اساسی و مهمی از این روش بمنظور افزایش کارایی آن نیاز به تجزیه و تحلیل بیشتری دارد.

۵-۱- نتیجه گیری

در این ر ساله جنبههای مختلف گسترش شکست هیدرولیکی در یک مخزن شکافدار مورد برر سی قرار گرفت. بدین منظور با استفاده از روش عددی المان مرزی غیر مستقیم و کوپل همزمان روشهای تنش موهومی و ناپیوستگی جابجایی برای مدلسازی دقیقتر مسئله مورد نظر کدهای کامپیوتری مناسبی توسعه یافت. کدهای مورد استفاده با حلهای تحلیلی و نتایج آزمایشگاهی اعتبارسنجی گردید. با مدلسازی شرایط گوناگون مسئله نتایج زیر در این رساله بدست آمد:

الف) روش های ناپیوستگی جابجایی و تنش موهومی در این پژوهش جهت مدل سازی های عددی و ا صول مکانیک شکست الا ستیک خطی برای مدل کردن فرآیند شکست و گسترش آن، در کنار معیارهای اندر کنش جهت بررسی رفتار شکست هیدرولیکی در مواجهه با شکست طبیعی مورد استفاده قرار گرفت.

ب) کاربرد دو روش ناپیوستگی جابجایی و تنش موهومی موجب افزایش دقت در تعیین میدان تنش
 (ویژگی برتر روش تنش موهومی) و جابجایی ناپیوستگیها (ویژگی برتر روش ناپیوستگی جابجایی)
 می گردد. پس از ترکیب دو روش عددی و معرفی الگوریتم های مورد نیاز، مدل عددی با استفاده از

چندین حل تحلیلی و نتایج آزمایشگاهی مورد اعتبارسنجی قرار گرفت و دقت و صحت آن تایید گردید.

پ) در اولین قسمت مدلسازیهای عددی به بررسی پارامترهای هندسی موثر بر نحوه گسترش شکست هیدرولیکی از جمله راستای شکست هیدرولیکی اولیه، راستای شکست طبیعی، طول شکستهای هیدرولیکی و طبیعی و فاصلهداری شکستگیهای طبیعی از شکست هیدرولیکی پرداخته شد. بر این اساس در حالاتی که پارامترهای انتخابی موجب نزدیک شدن نوک شکست طبیعی به شکست هیدرولیکی می شود، مقدار فاکتور شدت تنش ترک در حال گسترش برخلاف معمول کاهش می یابد و در مواردی که م سیر ترک در حال ر شد بسیار نزدیک به نوک شک ست طبیعی با شد این مو ضوع دچار توقف ر شد نیز می گردد. میزان باز شدگی دهانه ترک به عنوان یکی از پارامترهای موثر بر نرخ تولید از چاه نیز مورد بررسی قرار گرفت. به منظور بررسی تاثیر پارامترهای گوناگون بر تغییر میزان بازشـدگی ۱۵۰۰ مدل مختلف اجرا و تحلیل شـد؛ با بکارگیری برازش چند متغیره رابطهای با نصریب همبسـتگی بالا برای پیش بینی این پارامتر در شـرایط دلخواه ارائه گردید. در قسمت بعد اندرکنش شکست هیدرولیکی و طبیعی نیز در شرایط مختلف شبیه سازی شد. نتایچ نشان داد که اندرکنش شکست هیدرولیکی و طبیعی نیز در شرایط مختلف شبیه سازی شد. نتایچ نشان داد که اندرکنش شکست هیدرولیکی و طبیعی نیز در شرایط مختلف شبیه سازی شد. نتایچ نهان داد که امریا ان ور شکست هیدرولیکی در دفعات بعد کمتر خواهد بود.

با مدلسازی حدود ۱۵۰۰ حالت مختلف و برازش چند متغیره این نتایج، رابطهای برای تخمین مقدار بازشدگی دهانه ترک ارائه گردید، که ضریب همبستگی (R²) آن ٪/۹۴/۳۵ میباشد. خطای استاندارد تخمین نیز ۴-۱۰×۴/۳۷ است که مجدداً دقت مناسب رابطه را نشان میدهد.

- نتایج نشان داد که با گسترش شکست هیدرولیکی اندازه بازشدگی دهانه ترک اولیه افزایش می ابد و رابطه ای خطی میان نسبت افزایش طول و مقدار باز شدگی وجود دارد که این رابطه نیز توسط یک معادله برازش شده تخمین زده شد.
- تاثیر شعاع چاه بر مقدار حداکثر بازشدگی دهانه ترک مورد تحلیل قرار گرفت، نتایج حاصله حاکی
 از آنست که مقدار بازشدگی بصورت خطی افزایش مییابد، که مجدداً با برازش، معادلهای برای
 توصیف این رابطه ارائه گردید. البته باید توجه نمود که اثر ابعاد چاه با توجه به ضرایب روابط
 حاصل کم و قابل صرفنظر است.
- با توجه به مدل سازی های انجام شده، حداکثر اثر شعاع چاه زمانی است که ترک اولیه کمترین
 زاویه را با راستای حداکثر تنش افقی می سازد.
- برر سی اثر شکست طبیعی بر اندازه فاکتور شدت تنش شکست هیدرولیکی در حال گسترش نشان داد که نزدیک شدن شکست هیدرولیکی به شکست طبیعی موجب کاهش این فاکتور می شود. اگر فاصله از یک حد بحرانی کمتر گردد مقدار کاهش به حدی خواهد بود که موجب توقف رشد شکست می گردد.
- نتایج این مدل سازی نشان داد که وجود شکست طبیعی با تغییر میدان تنش در ناحیه نزدیک به خود می تواند موجب تغییر چشمگیر راستای گسترش شکست هیدرولیکی گردد.
- مهمترین پارامترهای موثر بر گسترش شکست هیدرولیکی فا صلهداری و طول شکست طبیعی
 است که هر دو پارامتر تعیین کننده فا صله بین نوک شکست هیدرولیکی و طبیعی ه ستند. با
 افزایش این فاصله احتمال تغییر در راستای شکست هیدرولیکی کمتر می شود.
- تحلیل اندر کنش شـکسـت هیدرولیکی و شـکسـت طبیعی نشـان داد که کاهش فاصـلهداری
 شکستگیهای طبیعی، احتمال برخورد شکستگی طبیعی و هیدرولیکی را افزایش میدهد. اما به

نظر میرسد که انرژی شکست هیدرولیکی پس از اولین برخورد به شکستگی طبیعی، کاهش مییابد. لذا احتمال عبور شکست هیدرولیکی از شکستگیهای طبیعی را کاهش مییابد.

 همچنین به نظر می سد که هر چه زاویه برخورد شکست هیدرولیکی به شکست طبیعی به خط عمود نزدیک تر باشد احتمال عبور آن بیشتر می شود.

۲-۵- پیشنهادات

در این رساله اثر پارامترهای مختلف بر گسترش و اندرکنش شکست هیدرولیکی با شکستگی های طبیعی در مخزن با فرض محیط پیوسته الاستیک خطی مورد مطالعه قرار گرفت. با توجه به اهمیت نفوذپذیری و هرزروی سیال شکست در نتایج رشد و اندرکنش شکست هیدرولیکی و طبیعی، بخصوص در سازندهای با نفوذپذیری مقیاس نانودار سی، پیشنهاد می گردد مطالعه حا ضر به محیط پوروالا ستیک گسترش یابد. با توجه به مطالعه انجام شده، زمینه مناسب برای درک شرایط موثر و توسعه مدل از الاستیک به پوروالاستیک فراهم شده است.

در این مطالعه از کوپل دو روش ناپیوستگی جابجایی و تنش موهومی، به منظور افزایش دقت نتایج استفاده شد. در زمان اجرای همزمان این دو روش برای هماهنگی بیشتر نتایج و پرهیز از برازش های مجدد از المان های ثابت استفاده شد. پیشنهاد می گردد با توجه به دقت و مزایای مناسب این روش ترکیبی، ترکیب این دو روش با المانهای درجه بالاتر به منظور افزایش دقت توسعه داده شوند.

معیارهای اندر کنش دیگر نیز برای بررسی اندر کنش شکست هیدرولیکی و شکست طبیعی بررسی شوند. با توجه به تشخیص رفتار اندر کنش شکست هیدرولیکی با شکستگی های منظم طبیعی دیدی منا سبی از تاثیر فاصله داری و راستای شکست طبیعی بدست آمده است. برای توسعه مدل حاضر نیاز است با استفاده از توزیع های آماری مناسب با پراکندگی شکستگیهای طبیعی در یک مخزن، شرایط هر چه نزدیکتر به واقعیت را مدل نمود.

- [1] Valko P, Economides MJ, Wiley J. Hydraulic Fracture Mechanics. John Wiley & Sons; 2000.
- [2] Peirce a., Adachi J, Siebrits E, Desroches J. Computer simulation of hydraulic fractures. Int J Rock Mech Min Sci 2007;44:739–57. doi:10.1016/j.ijrmms.2006.11.006.
- [3] Sasaki S. Characteristics of microseismic events induced during hydraulic fracturing experiments at the Hijiori hot dry rock geothermal energy site, Yamagata, Japan. Tectonophysics 1998;289:171–88.
- [4] Berumen S, Tiab D, Rodriguez F. Constant rate solutions for a fractured well with an asymmetric fracture. J Pet Sci Eng 2000;25:49–58.
- [5] Hainey BW, Keck RG, Smith MB, Lynch KW, BarthJ.W. On-site fracturing disposal of oilfield-waste solids in Wilmington field, California: SPE production and facilities 1999;14:88–93.
- [6] Hayashi K, Sato A, Ito T. In situ stress measurements by hydraulic fracturing for a rock mass with many planes of weakness. Int J Rock Mech Min Sci 1997;34:45–58.
- [7] Raaen AM, Skomedal E, Kjorholt H, Markestad P, Okland D. Stress determination from hydraulic fracturing tests: The system stiffness approach. Int J Rock Mech Min Sci 2001;38:529–41.
- [8] Thiercelin M, Makkhyu E, others. Stress field in the vicinity of a natural fault activated by the propagation of an induced hydraulic fracture. 1st Canada-US Rock Mech. Symp., 2007.
- [9] Wong GK, Fors RR, Casassa JS, Hite RH, Shlyapobersky J. Design, Execution, and Evaluation of Frac and Pack Treatments in nconsolidated Sand Formation in the Gulf of Mexico. 68th Annu. Tech. Conf. Exhib., Houston, TX.: 1993.
- [10] Amadei B. Rock stress and its measurement. 1997.
- [11] Sarmadivaleh M, Rasouli V. Studying the controlling parameters in Hydraulic Fracturing and fracture containment in tight formations. APPEA 2010;50:581–91.
- [12] Abdollahipour A. Crack propagation mechanism in hydraulic fracturing procedure in oil reservoirs. University of Yazd, 2015.
- [13] Clark JB. A hydraulic process for increasing the productivity of wells. Trans Am Inst Min Met Eng 1949.
- [14] Hubbert MK, Willis DG. Mechanics of hydraulic fractruing. Trans Am Inst Min Met Eng 1957:153–66.
- [15] Kehle RO. The determination of tectonic stresses through analysis of hydraulic well fractring. J Geophys Res 1964;69:259–73.

- [16] Gretner PA. Can the state of stress be determined from hydraulic fractring data? J Geophys Res 1965;70:6205–12.
- [17] Scheidegger AE. Stresses in earth's crust as determined from hydraulic fractruing data. Geol Bauwes 1962;27:45–50.
- [18] Medlin WL, Masse L. Laboratory investigation of fractrue initiation pressure and orientation. Soc Pet Eng J 1979;19:129–44.
- [19] Avasthi JM. Hydrofracturing in inhomogeneous, anisotropic and fractured rocks. University of Wisconsin--Madison, 1981.
- [20] Edl JN. Mechanical instability of deep wells with particular reference to hydraulic fracturing. University of Wisconsin-Madison, 1973.
- [21] Soliman MY, Boonen P. Rock mechanics and stimulation aspects of horihorizontal wells. J Pet Sci Technol 2000;25:187–204.
- [22] El Rabaa W. Experimental study of hydraulic fracture geometry initiated from horizontal wells. SPE Annu. Tech. Conf. Exhib., Society of Petroleum Engineers; 1989.
- [23] Abass HH, Hedayati S, Meadows DL. Nonplanar fracture propagation from a horizontal wellbore: Experimental study. SPE Prod Facil 1996;11.
- [24] Rahman MM, Hossain MM, Crosby DG, Rahman MK. Analytical, numerical and experimental investigations of transverse fracture propagation from horizontal wells. J Pet Sci Eng 2002;35:127–50.
- [25] Aud WW, Wright TB, Cipolla CL, Harkrider JD. The effect of viscosity on nearwellbore tortuosity and premature screenouts. SPE Annu. Tech. Conf. Exhib., Society of Petroleum Engineers.; 1994.
- [26] Cleary MP, Johnson DE, Kogsbøll HH, Owens KA, Perry, K. F.De Pater CJ, Mauro T. Field implementation of proppant slugs to avoid premature screen-out of hydraulic fractures with adequate proppant concentration. Low permeability Reserv. Symp., Society of Petroleum Engineers; 1993.
- [27] Khanna A, Kotousov A, Sobey J, Weller P. Conductivity of narrow fractures filled with a proppant monolayer. J Pet Sci Eng 2012;100:9–13.
- [28] Guo T, Zhang S, Wang L, Sui W, Wen H. Optimization of proppant size for frac pack completion using a new equipment. J Pet Sci Eng 2012:1–9.
- [29] Naredran VM, Cleary MP. Analysis of growth and interaction of multiple hydraulic fractures. Reserv. Stimul. Symp., San Francisco: 1983.
- [30] Lehman L V., Brumley JL. Etiology of multiple fractures. SPE J 1997:9–11.
- [31] Behrmaan LA, Elbel JL. Effect of perforations on fracture initiation. J Pet Technol 1991:608–15.
- [32] Abass HH, Meadows DL, Brumley JL, Hedayati S, Venditto JJ. Oriented perforations—a rock mechanics view. SPE J 1994:25–8.
- [33] Soliman MY. Interpretation of Pressure Behavior of Fractured Deviated and Horizontal Wells. SPE Lat. Am. Pet. Eng. Conf., Society of Petroleum Engineers; 1990.
- [34] Weng X. Fracture initiation and propagation from deviated wellbores. Proc. SPE Annu. Tech. Conf. Exhib., Houston: 1993.
- [35] Chen Z, Economides MJ. Fracture pressures and nearwellbore fracture geometry of arbitrarily oriented and horizontal wells. SPE Annu. Tech. Ann. Tech. Conf., Dallas: 1995.
- [36] Schlumberger. Schlumberger Oilfield Glosary. Schlumberger Co 2015. Glossary.oilfield.slb.com.
- [37] Dahi Taleghani A. Analysis of hydraulic fracture propagation in fractured reservoirs: an improved model for the interaction between induced and natural fractures. The University of Texas at Austin, 2009.
- [38] Abdollahipour A, Fatehi Marji M, Yarahmadi-Bafghi A, Gholamnejad J. Simulating the propagation of hydraulic fractures from a circular wellbore using the Displacement Discontinuity Method. Int J Rock Mech Min Sci 2015;80:281–91.
- [39] Rajput S, Thakur NK. Geological Controls for Gas Hydrate Formations and Unconventionals. Elsevier; 2016. doi:10.1016/B978-0-12-802020-3.00007-2.
- [40] Lyons WC, Plisga. GJ. Standard Handbook of Petroleum and Natural Gas Engineering. Elsevier; 2016. doi:10.1016/B978-0-12-383846-9.00005-9.
- [41] Clarkson CR, Jensen JL, Chipperfield S. Unconventional gas reservoir evaluation: What do we have to consider? J Nat Gas Sci Eng 2012;8:9–33. doi:10.1016/j.jngse.2012.01.001.
- [42] Kahraman S, Alber M, Fener M, Gunaydin O. Evaluating the geomechanical properties of Misis fault breccia (Turkey). Int J Rock Mech Min Sci 2008;45:1469– 79. doi:10.1016/j.ijrmms.2008.02.010.
- [43] Hatherly P. Overview on the application of geophysics in coal mining. Int J Coal Geol 2013;114:74–84. doi:10.1016/j.coal.2013.02.006.
- [44] Jacobi DJ, Gladkikh M, LeCompte B, Hursan G, Mendez F, Longo J, et al. Integrated petrophysical evaluation of shale gas reservoirs. CIPC/SPE Gas Technol. Symp. 2008 Jt. Conf., 2008.
- [45] Stosur JJ, David A, others. Petrophysical evaluation of the diatomite formation of the Lost Hills field, California. J Pet Technol 1976;28:1–138.
- [46] Parker MA, Buller D, Petre JE, Dreher DT, others. Haynesville shale-petrophysical evaluation. SPE Rocky Mt. Pet. Technol. Conf., 2009.

- [47] Acharyya SK. Geological map of the world. CGMW; 2000.
- [48] Barenblatt . G. . The mathematical theory of equilibrium crack in brittle fracture. Adv Appl Mech 1962;7:55–129.
- [49] Sneddon I, Lowengrub M. Crack problems in the classical theory of elasticity. New York: john wiley & sons; 1969.
- [50] Khristianovic SA, Zheltov YP. Formation of vertical fractures by means of highly viscous liquid. Proc. 4th World Pet. Congr., 1955.
- [51] Greetesma J, de Klerk F. A rapid method of predicting width and extent of hydraulic induced fractures. J.of Pet Tech 1969;21:1571–81.
- [52] Perkins TK, Kern LR. widths of hydraulic fractures. J Pet Technol 1961;13:937–49.
- [53] Nordgren RP. Propagation of a vertical hydraulic fracture. SPE J 1972;12:306–14.
- [54] KhristianovicS.A., Zheltov YP. Formation of vertical fractures by means of highly viscous liquid. fourth world Pet. Congr., Rome: 1995, p. 579–86.
- [55] Greetesma J, Klerk F de. A rapid method of predicting width and extent of hydraulic induced fractures. J Pet Technol 1969;21:1571–81.
- [56] Sneddon IN. Fourier transforms. New York: McGraw-Hill Book Company; 1951.
- [57] Daneshy AA. A study of inclined hydraulic fractures. SPE J 1973;13:61–8.
- [58] Spence DA, Sharp. P. Self-similar solutions for elastohydrodynamic cavity flow. A Math Phys Sci 1985;400:289–313.
- [59] Brady B, Elbel J, Mack M, Morales H, Nolte K, Poe B. Cracking Rock: Progress in Fracxcture treatment design. Oil F. Rev., 1992.
- [60] Simonson ER, Abou-Sayed AS, Clifton RJ. Containment of massive hydraulic fractures. SPE J 1978;18:27–32.
- [61] Nolte KG, Smith MB. Interpretation of fracturing pressures. J Pet Tech 1981:1765– 75.
- [62] Fung RL, Vilajakumar S, Cormack DE. Calculation of vertical fracture containment in layered formations. SPE Form Eval 1987;2:518–23.
- [63] Adachi JI, Detournay E. Self-similar solution of a plane-strain fracture driven by a power law fluid. Int J Numer Anal Meth Geomech 2002;266:579–604.
- [64] Savitski a. a., Detournay E. Propagation of a penny-shaped fluid-driven fracture in an impermeable rock: asymptotic solutions. Int J Solids Struct 2002;39:6311–37. doi:10.1016/S0020-7683(02)00492-4.
- [65] Carbonell RS, Desroches J, Detournay E. A comparison between a semi-analytical and a numerical solution of a two-dimensionalhydraulic fracture. Int J Solids Struct 1999;36.

- [66] Garagash DI, Detournay E. Plane-strain propagation of a hydraulic fracture: small toughness solution. J Appl Mech 2005;72:916–28.
- [67] Adachi JI, Detournay E. Plane strain propagation of a hydraulic fracture in a permeable rock. Engng Fract Mech 2008;75:4666–94. doi:10.1016/j.engfracmech.2008.04.006.
- [68] Mitchell S, Kuske R, Peirce A. An asymptotic framework for finite hydraulic fractures including leak-off. SIAM J Appl Math 2006;67:364–86.
- [69] Garcia JEL, Sousa JLAO. A quasi-analytical model for three-dimensional analysis of hydraulic fracture propagation in reservoir rock. Int J Rock Mech Min Sci 1997;34:3–4.
- [70] Haimson BC, Cornet FH. ISRM Suggested Methods for rock stress estimation—Part 3: hydraulic fracturing (HF) and/or hydraulic testing of pre-existing fractures (HTPF). Int J Rock Mech Min Sci 2003;40:1011–20. doi:10.1016/j.ijrmms.2003.08.002.
- [71] Warpinski N, Moschovidis ZA, Parker CD, Abou-Sayed IS. Comparison Study of Hydraulic Fracturing Models-Test Case: GRI Staged Field Experiment No. 3. SPE Prod Facil 1994;9:7–16.
- [72] Fast RE, Murer AS, Timmer RS. Description and Analysis of Cored Hydraulic Fractures-Lost Hills Field, Kern County, California. SPE Prod Facil 1994;9:107–14.
- [73] Warpinski NR, Moschovidis ZA, Parker CD, Abou-Sayed IS. Comparison study of hydraulic fracturing models test case: GRI staged field experiment. Soc Petr Eng Prod Fac 1994;3:7–16.
- [74] Fehler M, House L, Kaieda H. Determining planes along which earthquakes occur: method and application to earthquake accompanying hydraulic fracturing. J Geophy Res 1987;92.
- [75] Green ASP, Baria R, Jones R. VSP and cross-hole seismic surveys used to determine reservoir characteristics of a hot dry rock geothermal system. Int J Rock Mech Min Sci Geomech Abstr 1989;26.
- [76] Lamont N, Jessen FW. The effects of existing fractures in rocks on the extension of hydraulic fractures. J Pet Technol 1963;15:203–9.
- [77] Daneshy AA, others. Hydraulic fracture propagation in the presence of planes of weakness. SPE Eur. Spring Meet., 1974.
- [78] Zhou J, Chen M, Jin Y, Zhang G. Analysis of fracture propagation behavior and fracture geometry using a tri-axial fracturing system in naturally fractured reservoirs. Int J Rock Mech Min Sci 2008;45:1143–52. doi:10.1016/j.ijrmms.2008.01.001.
- [79] Blanton TL. An Experimental Study of Interaction Between Hydraulically Induced and Pre-Existing Fractures. SPE/DOE Unconv. Gas Recover. Symp., Pittsburg, Pennsylvania: 1982, p. 16–8.

- [80] Warpinski NR, Teufel LW, others. Influence of geologic discontinuities on hydraulic fracture propagation (includes associated papers 17011 and 17074). J Pet Technol 1987;39:209–20.
- [81] Blair SC, Thorpe RK, Heuze FE, others. Laboratory observations of the effect of geological discontinuities on hydrofracture propagation: proceeding of the 30th US Symposium on Rock Mechanics. Morgantown, West Virginia 1989.
- [82] Blair SC, Thorpe RK, Heuze F. Propagation of fluid-driven fractures in jointed rock: Part 2. Physical tests on blocks with an interface or lens. Int J Rock Mech Min Sci Geomech Abstr 1990;27.
- [83] Beugelsdijk LJL, De Pater CJ, Sato K, others. Experimental hydraulic fracture propagation in a multi-fractured medium. SPE Asia Pacific Conf. Integr. Model. Asset Manag., 2000.
- [84] Daneshy AA. Off-Balance Growth : A New Concept in Hydraulic Fracturing 2003:78–85.
- [85] Daneshy AA, others. Impact of off-balance fracturing on borehole stability and casing failure. SPE West. Reg. Meet., 2005.
- [86] Meng C. Interaction between Hydraulic Fracturing Process and Pre- existing Natural Fractures n.d.
- [87] Sarmadivaleh M. Experimental and Numerical Study of Interaction of a Pre-Existing Natural Interface and an Induced Hydraulic Fracture. Curtin University, 2012.
- [88] Behnia M, Goshtasbi K, Golshani A, Fatehi Marji M. Laboratory investigation of hydraulic fracture propagation in multi-layered medium. Modarres Civ 2013;13:13– 25.
- [89] Blanton TL. Propagation of Hydraulically and Dynamically Induced Fractures in Naturally Fractured Reservoirs. SPE UGTS, Louisville: 1986.
- [90] Renshaw CE, Pollard,D.D. An experimentally verified criterion for propagation across unbonded frictional interfaces in brittle, linear elastic materials: 32, v.3. Int J Rock Mech Min Sci Geomech 1995;32.
- [91] Gu H, Weng X. Criterion For Fractures Crossing Frictional Interfaces At Nonorthogonal Angles. 44th U.S. Rock Mech. Symp. 5th U.S.-Canada Rock Mech. Symp., Salt Lake City, Utah.: 2010.
- [92] William G, Pariseau S. Design Analysis in Rock Mechanics. 2nd ed. Taylor & Francis Publication; 2007.
- [93] Fatehi Marji M. Modelling of cracks in rock fragmentation with a higher order displacement discontinuity method. Middle east technical university, 1997.
- [94] Fatehi Marji M, Hajibagherpour A. Modelling of crack propagation mechanism around the blst-holes in controlled blating. 3rd Iran. Rock Mech., Tehran: 2007.

- [95] Fatehi Marji M, Hosseini Nasab H, Kohsary AH. On the uses of special crack tip elements in numerical rock fracture mechanics. Int J Solids Struct 2006;43:1669–92. doi:10.1016/j.ijsolstr.2005.04.042.
- [96] Jaeger JC, Cook NG, Zimmerman R. Fundamentals of rock mechanics. John Wiley & Sons; 2009.
- [97] Weertman J. The stopping of a rising, liquid-filled crack in the earth's crust by a freely slipping horizontal joint. J Geophys Res 1980;85:967–76.
- [98] Keer LM, Chen SH. The intersection of a pressurized crack with a joint. J Geophys Res 1981;86:1032–8.
- [99] Lam KY, Cleary MP. slippage and re-initiation of hydraulic fractures at frictional interfaces. Int J Numer Anal Methods Geomech 1984;8:589–604.
- [100] Fischer MP, Gross MR, Engelder T, Greenfield RJ. Finite-element analysis of the stress distribution around a pressurized crack in a layered elastic medium: implications for the spacing of fluid-driven joints in bedded sedimentary rock. Tectonophysics 1995;247:49–64.
- [101] Dyer R. Using joint interaction to estimate palestress ratios. J Struct Geol 1988;10:685–99.
- [102] Jeffrey RG, Zhang X, Bunger AP. HYDRAULIC FRACTURING OF NATURALLY FRACTURED RESERVOIRS. 35th Work. Geotherm. Reserv. Eng., Sanford: Sanford University; 2010.
- [103] Gudmundsson A, Brenner SL. How hydrofractures become arrested. Terra Nov 2001;13:456–62.
- [104] Cooke M, Underwood C. Fracture termination and step-over at bedding interfaces due tofrictional slip and interface opening. J Struct Geol 2001;23:223–38.
- [105] Jeffrey RG, Vandamme L, Roegiers JC. Mechanical Interaction in Branched or Sub parallel Hydraulic Fractured. SPE 1987.
- [106] Barree RD, Winterfeld PH, others. Effects of shear planes and interfacial slippage on fracture growth and treating pressures. SPE Annu. Tech. Conf. Exhib., 1998.
- [107] Settari A, others. Reservoir compaction. J Pet Technol 2002;54:62-9.
- [108] Abou-Sayed AS, Guo Q, McLennan JD, Hagan JT. Case studies of waste disposal through hydraulic fracturing. Proc. 4th North Am. Rock Mech. Symp. Three Dimens. Adv. Hydraul. Fract. Model. Seattle, Washingt., 2000, p. 13–21.
- [109] Siebrits E, Peirce AP. Hydraulic fracturing in laminated reservoirs. Work. Three Dimens. Adv. Hydraul. Fract. Model. held conjunction with Fourth North Am. Rock Mech. Symp. Seattle, 2000.
- [110] De Pater CJ, Beugelsdijk LJL, others. Experiments and numerical simulation of hydraulic fracturing in naturally fractured rock. Alaska Rocks 2005, 40th US Symp.

Rock Mech., 2005.

- [111] Koshelev V, Ghassemi A. Wedge boundary elements for 2D problems with corner points. Eng Anal Bound Elem 2008;32:168–75.
- [112] Potluri NK. Effect of a natural fracture on hydraulic fracture propagation. 2004.
- [113] Potluri NK, Zhu D, Hill AD, others. The effect of natural fractures on hydraulic fracture propagation. SPE Eur. Form. Damage Conf., 2005.
- [114] Wu H, Chudnovsky A, Dudley JW, Wong GK, others. A map of fracture behavior in the vicinity of an interface. Gulf Rocks 2004, 6th North Am. Rock Mech. Symp., 2004.
- [115] Zhang X, Al. E. Escape of fluid-driven fractures from frictional bedding interfaces: A numerical study. J Structrual Geol 2008;30:478–90.
- [116] Zhang X, Jeffrey RG. Numerical studies on crack problems in three-layered elastic media using an image method. Int J Fract 2006;139:477–93.
- [117] Zhang X, Jeffrey RG, Thiercelin M. Deflection and propagation of fluid-driven fractures at frictional bedding interfaces: A numerical investigation. J Struct Geol 2007;29:396–410. doi:10.1016/j.jsg.2006.09.013.
- [118] Bobet A. Numerical methods in geomechanics. Arab J Sci Eng 2010;35:27–48.
- [119] Zhang Z, Ghassemi A. Simulation of hydraulic fracture propagation near a natural fracture using virtual multidimensional internal bonds. Int J Numer Anal Methods Geomech 2011;35:480–95.
- [120] Rahman SS, Tran NH. Development of hot dry rocks by hydraulic stimulation: Natural fracture network simulation. Theor Appl Fract Mech 2007;47:77–85. doi:10.1016/j.tafmec.2006.10.007.
- [121] Aghighi M a., Rahman SS. Initiation of a secondary hydraulic fracture and its interaction with the primary fracture. Int J Rock Mech Min Sci 2010;47:714–22. doi:10.1016/j.ijrmms.2010.04.008.
- [122] Abdollahipour A, Marji MF, Yarahmadi-Bafghi A, Gholamnejad J. A complete formulation of an indirect boundary element method for poroelastic rocks. Comput Geotech 2016;74:15–25.
- [123] Zhao X. Imaging the Mechanics of Hydraulic Fracturing in Naturally-Fractured Reservoirs Using Induced Seismicity and Numerical Modeling. Toronto, 2010.
- [124] Behnia M, Goshtasbi K, Fatehi Marji M, Golshani A. On the crack propagation modeling of hydraulic fracturing by a hybridized displacement discontinuity/boundary collocation method. J Min Environ 2011;2:1–16.
- [125] Weng X, Kresse O, Cohen C-E, Wu R, Gu H, others. Modeling of hydraulicfracture-network propagation in a naturally fractured formation. SPE Prod Oper 2011;26:368–80.

- [126] Chuprakov DA, Akulich A V, Siebrits E, Thiercelin M, others. Hydraulic-fracture propagation in a naturally fractured reservoir. SPE Prod Oper 2011;26:88–97.
- [127] Behnia M, Goshtasbi K, Fatehi Marji M, Golshani A. On the crack propagation modeling of hydraulic fracturing by a hybridized displacement discontinuity/boundary collocation method. J Min Environ 2012;2.
- [128] Sesetty V, Ghassemi A, others. Numerical simulation of sequential and simultaneous hydraulic fracturing. ISRM Int. Conf. Eff. Sustain. Hydraul. Fract., 2013.
- [129] Taheri Shakib J, Jalalifar H, Akhgarian E. Wellbore Stability in Shale Formation Using Analytical and Numerical Simulation. J Chem Pet Eng 2013;47:51–60.
- [130] Crouch SL, Starfield AM. Boundary Element Methods in Solid Mechanics. London: George allen & Unwin; 1983.
- [131] Fatehi Marji M, Hosseini Nasab H, Kohsari AH. A new cubic element formulation of the displacement discontinuity method using three special crack tip elements for crack analysis. J Solids Struct 2007;1:61–91.
- [132] Shou KJ, Crouch SL. A higher order displacement discontinuity method for analysis of crack problems. Int J Rock Mech Min Sci Geomech Abstr 1995;32:49–55.
- [133] Fatehi Marji M, Dabagh A, Hajibagherpoor AR. Excavations in Rocks under High Horizontal Stresses. Geo-Mechanical J Mech Mater Struct 2008;2.
- [134] Irwin GR. Analysis of stresses and strains near the end of a crack transversing a plate. J Appl Mech Trans ASME 1957;24:361–4.
- [135] Broek D. Elementary engineering fracture mechanics. 4th Editio. Nijhoff; 1985.
- [136] Fatehi Marji M. Higher order displacement discontinuity method in rock fracture mechanics. Yazd University; 2015.
- [137] Gross D, Seeling T. Fracture Mechanics with an Introduction to Micromechanics. Berlin: Springer; 2006.
- [138] Bobet A, Einstein HH. Fracture coalescence in rock-type materials under uniaxial and biaxial compression. Int J Rock Mech Min Sci Mech Min Sci 1998;35:863–88.
- [139] Vasarhelyi B, Bobet A. Modeling of crack initiation, propagation and coalescence in uniaxial compression. Rock Mech Rock Eng 2000;33.
- [140] Erdogan F, Sih GC. On the crack extension in plates under plate loading and transverse shear. J Basic Eng 1963;85:519–27.
- [141] Hussain MA, Pu SL, Underwood J. Strain energy release rate for a crack under combined mode I and mode II. Fract. Anal. ASTM-STP, 1974, p. 560–2.
- [142] Sih GC. Strain energy density factor applied to mixed mode crack problems. Int J Fract Mech 1974;10:305–21.
- [143] Fatehi Marji M. Simulation of crack coalescence mechanism underneath single and

double disc cutters by a higher order displacement discontinuity method. J Cent South Univ 2015;22.

- [144] Alatawi IA, Trevelyan J. A direct evaluation of stress intensity factors using the Extended Dual Boundary Element Method. Eng Anal Bound Elem 2015;52:56–63. doi:10.1016/j.enganabound.2014.11.022.
- [145] Barkai O, Menouillard T, Song J-H, Belytschko T, Sherman D. Crack initiation and path selection in brittle specimens: A novel experimental method and computations. Eng Fract Mech 2012;89:65–74. doi:10.1016/j.engfracmech.2012.04.012.
- [146] Federici L, Piva A, Viola E. Crack edge displacement and elastic constant determination for an orthotropic material. Theor Appl Fract Mech 1999;31:173–87.
- [147] Caicedo J, Portela A. Cracked plate analysis with the dual boundary element method and Williams' eigenexpansion. Eng Anal Bound Elem 2015;52:16–23. doi:10.1016/j.enganabound.2014.11.010.
- [148] Stephansson O. Recent rock fracture mechanics developments. 1st Iran. Rock Mech. Conf., 2002.
- [149] Tanaka K, Akinawa Y, Nakamura H. J-integral approach to mode III fatigue crack propagation in steel under torsional loading. Fatigue Fract Eng Mater Struct 1996;19.
- [150] Lin XB, Smith RA. Finite element modelling of fatigue crack growth of surface cracked plates. Eng Fract Mech 1999;63:523–40.
- [151] Guo H, Aziz NI, Schmitt LC. Linear elastic crack tip modeling by displacement discontinuity method. Engin Fract Mech 1990;36:933–43.
- [152] BN W, RN S, SunG. Rock Fracture Mechanics ,Principles Design and Applications. Amsterdam: Elsevier; 1992.
- [153] Weijers L. The Near-Wellbore Geometry of Hydraulic Fractures Initiated from Horizontal and Deviated Wells. Delft University of Technology, 1995.
- [154] Haeri H, Shahriar K, Fatehi Marji M, Moarefvand P. Investigating the fracturing process of rock-like Brazilian discs containing three parallel cracks under compressive line loading. Strength Mater 2014;3.
- [155] Haeri H, Shahriar K, Fatehi Marji M, Moarefvand P. An experimental and numerical study of crack propagation and cracks coalescence in the pre-cracked rock-like disc specimens under compression. Int J Rock Mech Min Sci Geomech Abstr 2013;67:20–8.
- [156] Abdollahipour A, Fatehi Marji M, Yarahmadi-Bafghi A, Gholamnejad J. Numerical investigation on the effect of crack geometrical parameters in hydraulic fracturing process of hydrocarbon reservoirs. J Min Environ 2016.
- [157] Bunger AP, Detournay E. Asymptotic solution for a penny-shaped near-surface hydraulic fracture. Eng Fract Mech 2005;72:2468–86.

doi:10.1016/j.engfracmech.2005.03.005.

- [158] Zhou D, Zheng P, He P, Peng J. Hydraulic fracture propagation direction during volume fracturing in unconventional reservoirs. J Pet Sci Eng 2016. doi:10.1016/j.petrol.2016.01.028.
- [159] Fatehi Marji M. Numerical analysis of quasi-static crack branching in brittle solids by a modified displacement discontinuity method. Int J Solids Struct 2014;51:1716– 36.
- [160] Broek D. The practical use of fracture mechanics. Netherland: Kluwer Academic Publishers; 1989.
- [161] Rice JR. A path independent integral and the approximate analysis of strain concentration by notches and cracks. ASME J Appl Mech 1968;35:379–86.
- [162] Wells AA. Application of fracture mechanics at and beyond general yielding. Br Weld J 1963;11:563–70.
- [163] Wells AA. Unstable crack propagation in metals: cleavage and fast fracture. Crack Propag. Symp., Cracnfield, UK: 1961.
- [164] Sanford RJ. Principles of fracture mechanics. USA: Prentice Hall; 2003.
- [165] Abdollahipour A, Fatehi Marji M, Yarahmadi-Bafghi AR, Gholamnejad J. DEM simulation of confining pressure effects on crack opening displacement (COD) in hydraulic fracturing. Int J Min Sci Technol (In Press 2016.

پیوست الف انتگرال و مشتقات آن برای یک المان نوک ترک

$$I_{c} = \int_{-a}^{a} \varepsilon^{\frac{1}{2}} \ln \left[(x - \varepsilon)^{2} + y^{2} \right]^{\frac{1}{2}} d\varepsilon$$

$$I_{c,x} = \int_{-a}^{a} \frac{\varepsilon^{\frac{1}{2}} (x - \varepsilon)}{[(x - \varepsilon)^{2} + y^{2}]} d\varepsilon = xA_{1} - A_{2}$$

$$I_{c,y} = \int_{-a}^{a} \frac{\varepsilon^{\frac{1}{2}} y}{[(x - \varepsilon)^{2} + y^{2}]} d\varepsilon = yA_{1}$$

$$I_{c,xy} = yA_{1,x}$$

$$I_{c,xy} = yA_{1,x}$$

$$I_{c,xyy} = A_{1,x} + yA_{1,xy}$$

$$I_{c,yyy} = 2A_{1,y} + yA_{1,yy}$$

که در آن A_1 و A_2 بصورت زیر تعریف میشوند.

$$A_{1} = \int_{-a}^{a} \frac{\varepsilon^{\frac{1}{2}}}{[(x-\varepsilon)^{2} + y^{2}]} d\varepsilon = \\ \rho^{-1} \left[0.5 \left(\cos \varphi - (\frac{x}{y}) \sin \varphi \right) \ln \frac{2a - 2\sqrt{2a}\rho \cos \varphi + \rho^{2}}{2a + 2\sqrt{2a}\rho \cos \varphi + \rho^{2}} + \right] \\ \left(\sin \varphi + (\frac{x}{y}) \cos \varphi \right) \times \\ \arctan \left(\frac{2\sqrt{2a}\rho \sin \varphi}{\rho^{2} - 2a} \right)$$

$$A_{2} = \int_{-a}^{a} \frac{\varepsilon^{\frac{3}{2}}}{[(x-\varepsilon)^{2}+y^{2}]} d\varepsilon = \\ \int_{-a}^{a} \left[0.5 \left(\cos \varphi + (\frac{x}{y}) \sin \varphi \right) \ln \frac{2a - 2\sqrt{2a}\rho \cos \varphi + \rho^{2}}{2a + 2\sqrt{2a}\rho \cos \varphi + \rho^{2}} + \right] \\ \rho \left[\left(\sin \varphi + (\frac{x}{y}) \cos \varphi \right) \times \right] \\ \arctan \left(\frac{2\sqrt{2a}\rho \sin \varphi}{\rho^{2} - 2a} \right) \end{bmatrix}$$

و در آن

$$\rho = (x^2 + y^2)^{\frac{1}{4}}$$
, and $\varphi = 0.5 \arctan\left(\frac{y}{x}\right)$

و مشتقات A_I بصورت زیر است.

$$A_{1.x} = \rho^{-1} A 1 x 1 - \frac{x}{2\rho^4} A_1$$

$$A_{1,y} = \rho^{-1} A 1 y 1 - \frac{y}{2\rho^4} A_1$$

$$A_{1,xy} = \rho^{-1}A1x2 - \frac{y}{2\rho^5}A1x1 + \frac{xy}{\rho^8}A_1 - \frac{x}{2\rho^4}A_{1,y}$$

$$A_{1,yy} = \rho^{-1}A1y2 - \frac{y}{2\rho^5}A1y1 - \frac{x^2 - y^2}{2\rho^8}A_1 - \frac{y}{2\rho^4}A_{1,y}$$

$$A_{1,xyy} = \rho^{-1}A1x3 - \frac{y}{\rho^5}A1x2 - \frac{2x^2 - 3y^2}{2\rho^9}A1x1 + \frac{x^2 - 3y^2}{\rho^{12}}A_1 - \frac{2xy}{\rho^8}A_{1,y} - \frac{x}{2\rho^4}A_{1,yy}$$

$$A_{1,yyy} = \rho^{-1}A1y3 - \frac{y}{\rho^5}A1y2 - \frac{2x^2 - 3y^2}{2\rho^9}A1y1 + \frac{y(3x^2 - y^2)}{\rho^{12}}A_1 - \frac{x^2 - y^2}{\rho^8}A_{1,y} - \frac{y}{2\rho^4}A_{1,yy}$$

 $A1x1 = CN1 \times FLX + FL \times CN1X + CN2 \times TX + TC \times CN2X$

 $A1y1 = CN1 \times FLY + FL \times CN1Y + CN2 \times TY + TC \times CN2Y$

- $A1x2 = CN1 \times FLXY + FLX \times CN1Y + FL \times CN1XY + FLY \times CN1X + CN2 \times TXY$ $+ TX \times CN2Y + TY \times CN2X + TC \times CN2XY$
- $A1y2 = CN1 \times FLYY + 2 \times FLY \times CN1Y + FL \times CN1YY + 2 \times TY \times CN2Y + CN2 \times TYY + TC \times CN2YY$
- $$\begin{split} A1x3 &= CN1 \times FLXYY + 2 \times FLXY \times CN1Y + FLX \times CN1YY + 2 \times FLY \times CN1XY + \\ FL \times CN1XYY + FLYY \times CN1X + 2 \times CN2Y \times TXY + CN2 \times TXYY + TX \times \\ CN2YY + 2 \times CN2XY \times TY + TYY \times CN2X + TC \times CN2XYY \end{split}$$
- $\begin{aligned} A1y3 &= 3 \times CN1Y \times FLYY + CN1 \times FLYYY + 3 \times FLY \times CN1YY + FL \times CN1YYY + \\ 3 \times CN2Y \times TYY + 3 \times TY \times CN2YY + CN2 \times TYYY + TC \times CN2YYY \end{aligned}$

مقادیر CN، FL و T برای محاسبه معادلات بالا نیاز هستند که به ترتیب در ادامه بیان می شوند.

الف) مقادير CN1, CN2, CN1X, CN2X بصورت زير است

$$CN1 = 0.5 \left(\cos \varphi - \left(\frac{x}{y}\right) \sin \varphi \right)$$
$$CN2 = \sin \varphi + \left(\frac{x}{y}\right) \cos \varphi$$

 $CN1X = (CN1)_{,x} = 0.5(CP2 - (SNP + x \times SP2) / y)$

$$CN1Y = (CN1)_{y} = 0.5(CP3 - x \times SP3 / y + x \times SNP / y^{2})$$

$$CN1XY = (CN1)_{,xy} = 0.5(CP4 - (y \times SP3 - SNP - x \times SP2)/y^2 - x \times SP4/y), etc.,$$

| ~ |
|---|
| - |
| 1 |
| |

$$CN2X = (CN2)_{,x} = SP2 + (CSP + x \times CP2) / y$$

$$CN2Y = (CN1)_{,y} = SP3 - x \times (CSP - y \times CP3) / y^{2}$$

 $CN2XY = (CN2)_{,xy} = SP4 - (CSP + CP2)/y^2 + (CP3 + x \times CP4)/y$, etc.

که

$$SNP = \sin \varphi = \sin \left[0.5 \arctan(\frac{y}{x}) \right]$$
$$CSP = \cos \varphi = \cos \left[0.5 \arctan(\frac{y}{x}) \right]$$

$$CP2 = (\cos\varphi)_{,x} = y \times SNP / (2\rho^{4})$$

$$CP3 = (\cos\varphi)_{,y} = -x \times SNP / (2\rho^{4})$$

$$CP4 = (\cos\varphi)_{,xy} = (2(x^{2} - y^{2}) \times SNP + xy \times CSP) / (4\rho^{8}), \text{ etc.}$$

| ٩ | 5 |
|---|---|
| _ | - |

$$SP2 = (\sin\varphi)_{,x} = -y \times CSP / (2\rho^4)$$

$$SP3 = (\sin\varphi)_{,y} = x \times CSP / (2\rho^4)$$

$$SP4 = (\sin\varphi)_{,xy} = (2(y^2 - x^2) \times CSP + xy \times SNP) / (4\rho^8), \text{ etc.}$$

 $FL = \ln(DL1 / DL2)$ FLX = FL1X - FL2X FLY = FL1Y - FL2YFLXY = FL1XY - FL2XY, etc.

که

$$FL1X = DL1X / DL1$$

$$FL2X = DL2X / DL2$$

$$FL1XY = (FL1X)_{,y} = -DL1Y \times DL1X / (DL1)^{2} + DL1XY / DL1$$

$$FL2XY = (FL2X)_{,y} = -DL2Y \times DL2X / (DL2)^{2} + DL2XY / DL2, \text{ etc.}$$

با

$$DL1 = 2a - 2\sqrt{2a}\rho\cos\varphi + \rho^{2}$$

$$DL1X = (DL1)_{,x} = -\sqrt{2a} \left[x \times CSP / \rho^{3} + y \times SNP / \rho^{3} \right] + x / \rho^{2}$$

$$DL1Y = (DL1)_{,y} = -\sqrt{2a} \left[y \times CSP / \rho^{3} - x \times SNP / \rho^{3} \right] + y / \rho^{2}$$

$$DL1XY = (DL1)_{,xy} = -\sqrt{2a} \left[-2xy \times CSP + (x^{2} - y^{2}) \times SNP \right] / (2\rho^{7}) - xy / \rho^{6}, \text{ etc.}$$

| ۵ | |
|---|--|
| ┛ | |
| | |

$$DL2 = 2a + 2\sqrt{2a} \rho \cos\varphi + \rho^{2}$$

$$DL2X = (DL2)_{,x} = \sqrt{2a} \left[x \times CSP / \rho^{3} + y \times SNP / \rho^{3} \right] + x / \rho^{2}$$

$$DL2Y = (DL2)_{,y} = \sqrt{2a} \left[y \times CSP / \rho^{3} - x \times SNP / \rho^{3} \right] + y / \rho^{2}$$

$$DL2XY = (DL2)_{,xy} = \sqrt{2a} \left[-2xy \times CSP + (x^{2} - y^{2}) \times SNP \right] / (2\rho^{7}) - xy / \rho^{6}, \text{ etc.}$$

ج) مقادیر TC, TX, TY, TXY, TYY و غیرہ بصورت زیر تعریف میشوند.

$$TC = \arctan \frac{2\sqrt{2a}\rho \sin \phi}{\rho^2 - 2a}$$
, and

$$TX = DT1 / DT$$

$$TY = DT2 / DT$$

$$TXY = (TX)_{,y} = -DTY \times DT1 / (DT)^{2} + DT1Y / DT$$

$$TYY = (TY)_{,y} = -DTY \times DT2 / (DT)^{2} + DT2Y / DT, \text{ etc.}$$

که

$$DT = \rho^{4} - 4a\rho^{2}\cos 2\varphi + 4a^{2}$$
$$DTY = 2y - 4a(y\cos 2\varphi - x\sin 2\varphi) / \rho^{2}$$
$$DTYY = 2,$$

$$DT1 = 2\sqrt{2a} \Big[RY1 \times PY1 + RY2 \times PY2 \Big]$$

$$DT1Y = (DT1)_{,y} = 2\sqrt{2a} \Big[-RY11 \times PY1 - RY1 \times PY11 + RY21 \times PY2 + RY2 \times PY21 \Big]$$

$$DT1YY = (DT1)_{,yy} = 2\sqrt{2a} \Big[-RY12 \times PY1 - 2RY11 \times PY11 - RY1 \times PY12 + RY2 \times PY22 \Big]$$

و

$$DT2 = 2\sqrt{2a} \Big[RY1 \times PY4 - RY2 \times PY3 \Big]$$

$$DT2Y = (DT2)_{,y} = 2\sqrt{2a} \Big[RY11 \times PY4 + RY1 \times PY41 - RY21 \times PY3 - RY2 \times PY31 \Big]$$

$$DT2YY = (DT2)_{,yy} = 2\sqrt{2a} \Big[RY12 \times PY4 + 2RY11 \times PY41 + RY1 \times PY42 - RY22 \times PY3 - 2RY21 \times PY31 - RY2 \times PY32 \Big]$$

با

$$PY1 = y \times CSP + x \times SNP$$

$$PY2 = y \times CSP - x \times SNP$$

$$PY3 = x \times CSP + y \times SNP$$

$$PY4 = x \times CSP - y \times SNP,$$

$$PY12 = CSP + x \times PY4 / (2\rho^{4})$$
$$PY12 = -x \times SNP / \rho^{4} - \frac{4xy \times PY4 + x^{2} \times PY1}{4\rho^{8}},$$

$$PY21 = CSP - x \times PY3/(2\rho^{4})$$

$$PY22 = -x \times SNP / \rho^{4} + \frac{4xy \times PY3 - x^{2} \times PY2}{4\rho^{8}},$$

$$PY31 = SNP + x \times PY2/(2\rho^{4})$$

$$PY32 = x \times CSP / (2\rho^{4}) - \frac{xy \times PY2}{\rho^{8}} + \frac{x \times PY21}{2\rho^{4}},$$

$$PY41 = -SNP - x \times PY1/(2\rho^{4})$$

$$PY42 = -x \times (CSP + PY11) / (2\rho^{4}) + \frac{xy \times PY1}{\rho^{8}}, \text{ and}$$

$$RY1 = \frac{1}{2\rho}, RY11 = \frac{-y}{4\rho^{5}}, RY12 = \frac{-2\rho^{4} + 5y^{2}}{8\rho^{9}}$$

$$RY2 = \frac{a}{\rho^{3}}, RY21 = \frac{-3ay}{2\rho^{7}}, RY22 = \frac{-3a(2\rho^{4} - 7y^{2})}{4\rho^{11}}$$

Abstract

The existing hydrocarbons in reservoirs are pumped out at the early stages due to the high confining pressure. In the procedure of extraction, the reservoirs' pressure drops resulting in low hydrocarbon recovery. Several enhanced oil recovery (EOR) techniques such as hydraulic fracturing have been developed to help with this issue. Considering the importance of feasibility study for hydraulic fracturing and determination of its orientation and far-field stress, this study was carried out and the results were interpreted. Despite the common use of hydraulic fracturing in oil and gas production, there are still important and ambiguous aspects remaining which requires more investigation to increase the efficiency of hydraulic fracturing procedure. Propagation of hydraulic fractures in fractured reservoirs and interaction of these fractures with existing natural fractures in the reservoir are the main topics in this thesis. Displacement discontinuity and fictitious stress methods along with linear elastic fracture mechanics concepts for propagation modeling and interaction criteria are used for numerical modeling of propagation of hydraulic fractures in a fractured reservoir and their interaction with natural fractures. Using two numerical fictitious stress method (well-known for its accuracy in stress field) and displacement discontinuity method (well-known for displacement field and discontinuity modeling) has increased the accuracy of the modellings. After coupling these two methods and introducing the algorithm for interaction modeling the numerical codes are verified against several analytical solution and a series of experimental results. The effect of geometrical parameters (such as initial orientation of hydraulic fractures and natural fractures, length of hydraulic and natural fractures, and spacing between natural and hydraulic fractures) on propagation mechanism is numerically studied. Results showed that when in the analyzed geometry, hydraulic and natural fractures are closer, the propagation path is affected by natural fractures and once the distance decreases, the stress intensity factor of the propagating fracture (against expectations) decreases! If the hydraulic fracture get too much close to the natural fracture, the propagation may

even arrest. The effect of many parameters on crack opening displacement which is a determining parameter in production rate was also investigated. Almost 1500 models were analyzed and studied. Then a multi-variation regression model was performed which resulted in a relation (with high coefficient of determination) to predict COD based on any arbitrary setup of geomechanical and crack half lengths. The effect of propagation length and well radius on COD was also investigated which all showed an almost linear relation with high coefficient of determination. The interaction of hydraulic and natural fractures was also studied. Results showed that once a propagating hydraulic fracture passes through a natural fracture, its energy decreases and the chance of passing the subsequent natural fractures decreases substantially. Numerous modellings in various setups revealed required conditions for arrest, cross, or propagation of natural fracture after an interaction with a hydraulic fracture.

Key words:

Hydraulic fracture; Natural fracture; crack propagation, Displacement discontinuity method, Fictitious stress method, Oil reservoir



Shahrood University of Technology Faculty of Mining, Petroleum and Geophysics Engineering

Ph.D. Thesis in Mineral Exploration

Numerical simulation of hydraulic fracture behavior in front of reservoir fractures

By: Abolfazl Moradi

Supervisors: Dr Behzad Tokhmechi Dr Vamegh Rasouli Advisor: Dr Mohammad Fatehi Marji

February 2017