

چکیده

بررسی گسیختگی‌های خطوط لوله مدفون پس از وقوع زمین‌لرزه‌های شدید نشان داده است که یکی از علل عمده در خرابی‌های این سازه‌های خطی ناشی از اثر گسلش سطحی بوده است. بنابراین، در صورت طراحی و اجرای مناسب خطوط لوله مدفون، جابه‌جایی ماندگار زمین ناشی از حرکت گسل سنگ بستر موجب گسیختگی این دست از لوله‌ها نخواهد شد. به منظور بررسی رفتار لوله‌های مدفون در برابر جابه‌جایی ناشی از گسلش، در این مقاله یک روش عددی با ترکیب تکنیک‌های تفاضل محدود و نیوتن چند مجهولی توسعه داده شده است. روش ارائه شده رفتار غیرخطی لوله و فترهای جایگزین خاک، و کرنش‌های بزرگ را به صورت هم‌زمان در مدل تیر-فنر در نظر می‌گیرد. همچنین، به منظور مدل‌سازی دقیق تر برش، از مدل تیر تیموشنکو برای مدل‌سازی لوله استفاده شده است. اعتبارسنجی روش ارائه شده با نتایج یک آزمایش سانتریفیوژ و یک مدل‌سازی عددی اجزای محدود صورت گرفته است. روش ذکر شده با استفاده از یکسری پارامترهای ساده و تلاش محاسباتی پایین تر پاسخ‌های مناسبی را ارائه کرده است. همچنین، نتایج تأثیر عرض ناحیه گسلی روی رفتار یک لوله فولادی مدفون تحت گسلش نرمال ۷۰ درجه در انتهای مقاله ارائه شده است. این نتایج به‌طور کلی نشان‌دهنده‌ی افزایش کرنش کششی، لنگر خمشی و انحنای لوله با کاهش عرض ناحیه گسلش بوده‌اند. **واژگان کلیدی:** گسلش سطحی، خط لوله مدفون، مدل‌سازی عددی، روش تفاضل محدود، روش نیوتن چند متغیره، رفتار غیرخطی.

تحلیل غیرخطی اثرات گسلش سطحی بر لوله‌های مدفون: کاربرد ترکیب روش تفاضل محدود و نیوتن چند متغیره

حمید توحیدی فر

دانشجوی دکتری مهندسی زلزله، پژوهشکده مهندسی ژئوتکنیک، پژوهشگاه بین‌المللی زلزله‌شناسی و مهندسی زلزله، تهران، ایران

سید مجتبی موسوی (نویسنده مسئول)

استادیار، پژوهشکده مهندسی ژئوتکنیک، پژوهشگاه بین‌المللی زلزله‌شناسی و مهندسی زلزله، تهران، ایران،
moosavi@iiees.ac.ir

محمد کاظم جعفری

استاد، پژوهشکده مدیریت خطرپذیری و بحران، پژوهشگاه بین‌المللی زلزله‌شناسی و مهندسی زلزله، تهران، ایران

۱- مقدمه

زمین در واقع حرکت نامتقارن خاک است که می‌تواند در اثر گسلش سطحی، روانگرایی یا زمین‌لغزش ایجاد شده باشد. بر اساس تحقیقات محققین پیشین، در صورتی که شبکه خطوط لوله‌های مدفون، طراحی و اجرای مناسبی داشته باشند، امواج حاصل از زمین‌لرزه نمی‌تواند باعث خرابی آنها بشود [۱-۲]. بررسی‌های میدانی پس از وقوع زلزله‌های شدید نشان داده‌اند که عامل اصلی گسیختگی لوله‌های مدفون اثر جابه‌جایی ماندگار زمین بوده است [۳-۴].

این نوع از گسیختگی در زمین‌لرزه‌های ۱۹۹۹ چی چی تایوان و کوچائلی ترکیه موجب گسیختگی تعداد زیادی از

خطوط لوله مدفون به‌عنوان بخشی از شریان‌های حیاتی یک کشور، وظیفه انتقال گاز، نفت، آب و فاضلاب و سایر سیالاتی را بر عهده دارند که برای آسایش و راحتی انسان‌ها ضروری هستند. هندسه مخصوص یک خط لوله که به‌صورت خطی و با طول بسیار زیاد است، موجب می‌شود که ضمن عبور از زمین‌های با شرایط ژئوتکنیکی گوناگون در معرض چالش‌های طبیعی مختلفی قرار بگیرد. یکی از این چالش‌ها، خطر گسیختگی لوله ناشی از وقوع زمین‌لرزه است. به‌طور کلی، در هنگام وقوع یک زمین‌لرزه، خطوط لوله مدفون تحت اثر امواج زلزله و جابه‌جایی ماندگار زمین (PGD)^۱ قرار می‌گیرند. این جابه‌جایی ماندگار

است [۹، ۱۹-۲۴]. بر این اساس دو تکنیک مختلف برای مدل سازی عددی اندرکنش خاک و لوله در هنگام اثر گسلش سطحی استفاده شده است:

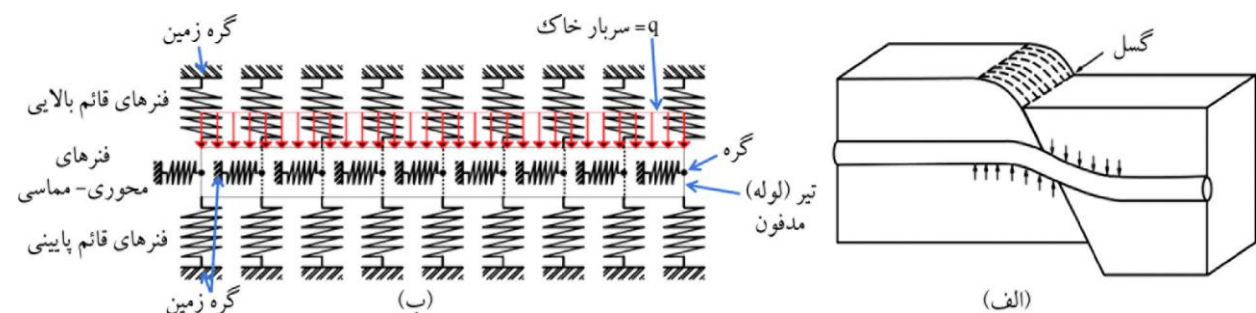
۱. در روش اول، که مدل تیر-فنر نامیده می شود، خط لوله با المان های اجزای محدود نوع تیر تقسیم بندی شده و خاک اطراف آن با فنرهای غیرخطی مدل سازی می گردد [۹، ۱۳، ۲۰، ۲۲، ۲۵]. روش مذکور توسط آئین نامه های مختلفی مانند ALA ۲۰۰۵ [۲۶] و ASCE ۱۹۸۴ [۲۷] به عنوان یک روش عددی قابل اطمینان و با تلاش محاسباتی پائین نیز پیشنهاد شده است. بر اساس این آئین نامه ها، فنرهای غیرخطی خاک برای حالت گسلش شیب لغز در سه جهت قائم-بالا، قائم-باربر پائین و محوری-مماسی در محل گره ها عمل می نمایند. جابه جایی زمین در اثر حرکت گسل به انتهای «گره زمین» فنرهای فوق الذکر وارد می شود (شکل ۱).

۲. در روش دوم، که مدل محیط پیوسته نامیده می شود، خط لوله توسط المان های پوسته مش بندی می شود و خاک اطراف آن با المان های سه بعدی و یا با فنرهای غیرخطی مدل می شود [۲۱-۲۲، ۲۴، ۲۸]. رفتار متقابل خاک و لوله توسط المان های اندرکنش مدل سازی می گردد. این روش سختی های خاص خود را در مدل سازی رفتار پیچیده خاک و اندرکنش لوله-خاک را دارد.

در تمام روش های عددی بیان شده برای بررسی رفتار لوله مدفون در برابر گسلش از نرم افزارهای تجاری اجزای محدود مانند ABAQUS و ANSYS استفاده شده است.

خطوط لوله مدفون گردیده است. در این زمین لرزه ها حرکت گسل به ترتیب موجب جابه جایی های ماندگار تقریبی تا ۲ متر و ۹ متر در سطح زمین شده است [۵]. بنابراین بررسی اثر گسلش سطحی بر روی رفتار لوله های مدفون از اهمیت بسزایی برخوردار است.

اگرچه محققین مختلفی با استفاده از تست های آزمایشگاهی سعی در بررسی رفتار خطوط لوله مدفون در برابر پدیده گسلش نموده اند، اما به دلیل صعوبت و هزینه بر بودن انجام این دست از آزمایش ها تعداد داده های تجربی موجود چندان زیاد نمی باشند [۶-۱۲]. از طرف دیگر، برخی از محققین سعی بر استفاده از روش های تحلیلی برای بررسی اثر گسلش بر میزان تنش ها و کرنش های به وجود آمده در لوله ها نموده اند [۱۳-۱۸]. فرضیات مورد استفاده در این روش های تحلیلی بر اساس فرضیات مورد استفاده توسط نیومارک و هال [۱۵] و کندی و همکاران [۱۶] استوار است. در این روش ها با توجه به شکل گسلش اعمالی، برای به دست آوردن کرنش لوله و تغییر شکل آن از یک فرآیند تکراری^۲ استفاده می شود تا در نهایت همگرایی جواب ها به دست آید. پیچیدگی های موجود در روش های تحلیلی، کاربرد و فهم آنها را برای مهندسین در عمل مشکل نموده است. با توجه به توسعه روش های عددی مختلف (اجزای محدود، تفاضل محدود، اجزای مجزا و ...) در حل مسائل مختلف مهندسی و سهولت کاربرد آنها در مقایسه با روش های آزمایشگاهی و تحلیلی، استفاده از این روش ها در بررسی رفتار لوله ها در برابر گسلش سطحی نیز در سال های اخیر مرسوم شده



شکل (۱): مدل سازی سازه ای یک لوله مدفون در خاک. (الف) حالت واقعی لوله مدفون درون خاک در برابر جابه جایی اعمالی از طرف گسل و (ب) مدل مکانیکی-سازه ای تیر معادل لوله مدفون احاطه شده با فنرهای الاستوپلاستیک معادل خاک اطراف لوله.

ویژگی‌های اصلی مدل ارائه شد در این مقاله علاوه بر سهولت مدل‌سازی با پارامترهای اندک و زمان حل پائین عبارتند از: (۱) ارائه معادلات دیفرانسیل اساسی رفتار لوله در برابر گسلش سطحی، (۲) در نظر گرفتن رفتار غیرخطی برای مصالح لوله و فنرهای جایگزین خاک، (۳) در نظر گرفتن اثر رفتار غیرخطی هندسی ناشی از تغییر شکل‌های بزرگ لوله، (۴) در نظر گرفتن اثر برش عرضی در مقطع لوله علاوه بر لنگر و نیروی محوری (تیر تیموشنکو به جای تیر اولر-برنولی). همچنین، پس از صحت‌سنجی روش پیشنهادی با نتایج تست‌های سانتریفیوژ و مدل‌های عددی اجزای محدود، بررسی تأثیر عرض باند گسلش بر روی یک نوع از لوله‌های مدفون فولادی با استفاده از این روش انجام شده است.

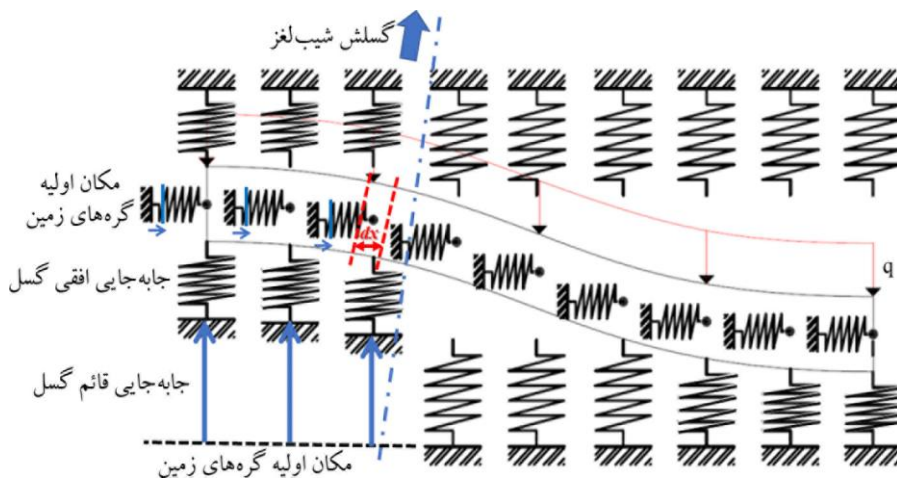
۲- مدل‌سازی رفتار لوله مدفون در برابر پدیده گسلش سطحی

۲-۱- مدل‌سازی فنرهای جایگزین خاک

پیش از این اشاره شد که در مدل‌سازی اندرکنش خاک-لوله از فنرهای غیرخطی به‌عنوان جایگزینی برای رفتار خاک استفاده می‌شود (شکل ۱-ب و شکل ۲). این فنرها در واقع بیانگر میزان نیروی وارد شده به لوله در ازای یک جابه‌جایی مشخص می‌باشند. بر اساس آئین نامه ۲۰۰۵ ALA [۲۶]، برای هر سه نوع فنر محوری-مماسی، قائم-بالا و قائم باربر-پائین، مدل

این در حالی است که استفاده از این نرم‌افزارها نیازمند صرف هزینه‌های گزاف خرید و نگهداری آنها است. از سوی دیگر پیچیدگی‌های مدل‌سازی عددی و استفاده از مدل‌های رفتاری پیشرفته برای لوله و خاک نیاز به یک کاربر حرفه‌ای در استفاده از این قبیل نرم‌افزارها دارد. از این رو استفاده از آنها در دفاتر مهندسی و کارگاهی که غالباً یک تحلیل سریع و دقیق با حداقل پارامترهای ورودی را نیاز دارند، مشکل خواهد بود. بنابراین وجود یک روش عددی سریع و ارزان و در عین حال پایدار و قابل اطمینان در این حوزه بسیار پراهمیت خواهد بود.

در این مقاله، به‌منظور تحلیل رفتار خطوط لوله مدفون در برابر جابه‌جایی ماندگار زمین ناشی از حرکت گسلش شیب‌لغز، پس از نوشتن معادلات دیفرانسیل اساسی رفتار لوله در برابر گسلش، از روش تفاضل محدود برای تقسیم‌بندی لوله به اجزای کوچک‌تر و رسیدن به مجهولات پایه استفاده شده است. این روش برخلاف ادبیات فنی موجود است که از تکنیک اجزای محدود استفاده می‌کنند. سپس دستگاه معادلات غیرخطی به‌دست آمده با روش نیوتن چند مجهولی حل شده است تا مقادیر کرنش‌ها و تغییر شکل‌های لوله به دست آید. بر اساس مطالعات نویسندگان مقاله در ادبیات فنی موجود، این اولین بار است که برای حل معادلات دیفرانسیل مورد اشاره از این روش استفاده می‌شود.



شکل (۲): چگونگی تغییر شکل تیر مدفون در خاک تحت اثر جابه‌جایی گسلش شیب لغز.

سکون خاک بر مبنای رابطه ساده زیر قابل محاسبه است:

$$K_0 = 1 - \sin \phi_s \quad (2)$$

در این روابط f ، بیانگر ضریب پوشش جدار خارجی لوله است که زاویه اصطکاک داخلی خاک را به زاویه اصطکاک فصل مشترک لوله و خاک ارتباط می‌دهد. این ضریب بر اساس پیشنهاد آئین‌نامه ۲۰۰۵ ALA [۲۶] در جدول (۱) ارائه شده است.

جدول (۱): ضریب اصطکاک f برای پوشش‌های خارجی لوله از مواد مختلف.

جنس پوشش لوله	ضریب f
بتن	۱/۰
قیر	۰/۹
فولاد زیر	۰/۸
فولاد صیقلی	۰/۷
اپوکسی	۰/۶
پلی اتیلن	۰/۶

همچنین ضرایب باربری خاک طبق آئین‌نامه ۲۰۰۵ ALA [۲۶]

عبارتند از:

$$N_q = e^{\pi \tan \phi_s} \tan^2 \left(45 + \frac{\phi_s}{2} \right)$$

$$N_{qv} = \phi_s \frac{H}{44D} \quad (3)$$

$$N_\gamma = e^{(0.18\phi_s - 2.5)}$$

تغییر شکل الاستیک برای فنرهای قائم - بالایی به $H/0.15$ محدود می‌شود. همین تغییر شکل برای فنر باربر - پائین $D/0.1$ و برای فنر افقی - مماسی ۳ میلی متر پیشنهاد شده است. بنابراین سختی الاستیک فنرهای مختلف به صورت زیر به دست می‌آیند:

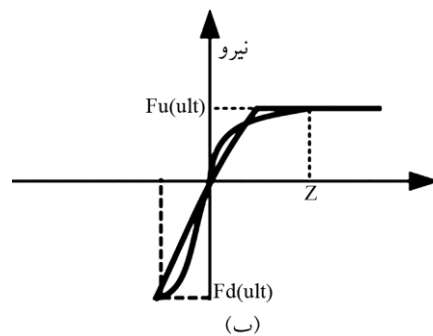
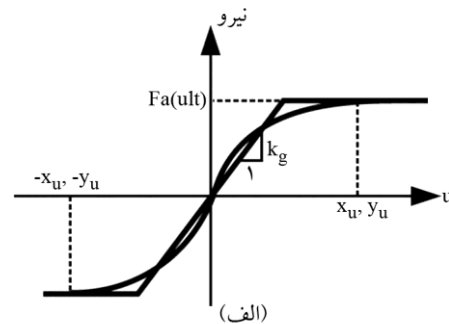
$$K_d = \frac{F_d^{ult}}{0.1D}$$

$$K_u = \frac{F_u^{ult}}{0.015H} \quad (4)$$

$$K_a = \frac{F_a^{ult}}{3}$$

همچنین یک روش تحلیلی قوی توسط توحیدی فر و همکاران [۲۹] برای محاسبه دقیق سختی و مقاومت نهایی فنر باربر خاک، بر اساس نتایج مطالعات آزمایشگاهی محققین پیشین، توسعه یافته است که در این بخش قابل استفاده است.

الاستوپلاستیک ایده آل رفتار فنر توسط دو پارامتر مقاومت نهایی فنر و حداکثر میزان تغییر شکل الاستیک آن قابل تعریف است (شکل ۳). مقاومت بیان شده دارای واحد نیرو بر واحد طول است. همچنین واحد تغییر شکل برای فنر بر حسب طول است. همان گونه که در شکل (۳) مشخص است، رفتار ایده آل الاستوپلاستیک فنر در واقع برگرفته از شکل منحنی هیپربولیک رفتار حقیقی خاک در برابر نیروی وارده است.



شکل (۳): فنرهای ایده آل الاستوپلاستیک کامل برای مدل سازی رفتار خاک. (الف) فنر محوری - مماسی و (ب) فنر قائم - بالا یا فنر قائم باربر - پائین.

آئین‌نامه ۲۰۰۵ ALA [۲۶] مقاومت نهایی فنرهای ذکر شده

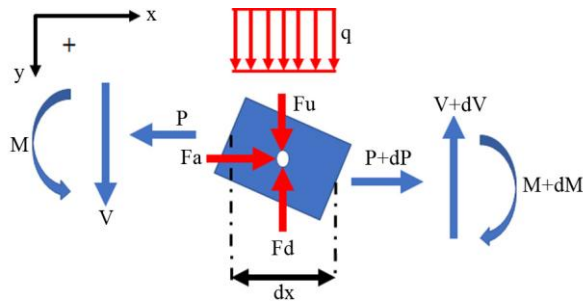
را به شکل زیر تعریف می‌کند:

$$F_d^{ult} = N_q \gamma_s HD + \frac{N_\gamma \gamma_s D^2}{2}$$

$$F_u^{ult} = N_{qv} \gamma_s HD \quad (1)$$

$$F_a^{ult} = \frac{\pi}{2} \gamma_s HD (1 + K_0) \tan(\phi_s)$$

در این روابط N_q و N_γ ، N_{qv} ضرایب باربری خاک هستند. γ_s وزن مخصوص خاک است. H و D به ترتیب عمق مدفون لوله از سطح خاک تا مرکز لوله و قطر لوله هستند. K_0 ضریب فشار سکون خاک و ϕ_s زاویه اصطکاک خاک است. ضریب فشار



$F_u =$ نیروی فنر بالا (نیرو بر واحد طول)	$q =$ سربار خاک
$F_d =$ نیروی فنر پایین (نیرو بر واحد طول)	$M =$ لنگر خمشی
$F_a =$ نیروی فنر محوری (نیرو بر واحد طول)	$V =$ نیروی برشی
$w =$ خیز قائم تیر	$P =$ نیروی محوری
$dM, dV, dP =$ جزء افزایش لنگر، برش و ...	$u =$ جابه‌جایی افقی تیر

شکل (۴): دیاگرام جسم آزاد المان کوچک dx در امتداد طول تیر.

$$\sum F_x = 0 : \frac{dP}{dx} = -F_a \quad (۶)$$

$$\sum F_y = 0 : \frac{dV}{dx} = q - F_d + F_u \quad (۷)$$

$$\sum M = 0 : \frac{dM}{dx} = V + P \frac{dw}{dx} \quad (۸)$$

جابه‌جایی قائم تیر (خیز) با عبارت w و جابه‌جایی افقی آن با u نشان داده می‌شود.

معادلات دیفرانسیل به دست آمده در بالا برای نیروهای در جهات x و y نوشته شده‌اند. با توجه به دوران تیر در اثر بارهای اعمالی (شکل ۵)، روابط زیر برای نیروهای برشی و محوری در مختصات دوران یافته $(x'-y')$ (امتداد و عمود بر تیر تغییر شکل یافته) قابل استخراج هستند [۳۰]:

$$V = Q \cos \alpha - N \sin \alpha \quad (۹)$$

$$P = Q \sin \alpha + N \cos \alpha \quad (۱۰)$$

با توجه به اینکه شیب منحنی تغییر شکل یافته تیر (α) در یک نقطه به صورت dw/dx بیان می‌گردد (شکل ۶) و با در نظر داشتن این نکته که مقادیر dw و dx بی‌نهایت کوچک هستند، می‌توان عبارت زیر را برای ds که معادل طول منحنی تغییر شکل یافته تیر در حالت بی‌نهایت کوچک است را به دست آورد [۳۱]:

$$ds = \sqrt{(dx)^2 + (dy)^2} = dx \sqrt{1 + \left(\frac{dw}{dx}\right)^2} \quad (۱۱)$$

۲-۲- معادلات تیر بر روی فنرهای قائم و محوری - مماسی

برای رسیدن به معادلات تعادل تیر در برابر نیروهای وارده از سوی گسلش سطحی، اولین قدم نوشتن معادلات تعادل یک جزء بی‌نهایت کوچک از مقطع لوله است. از آنجا که رفتار یک لوله مدفون در خاک مشابه عملکرد یک تیر با مشخصات هندسی و مکانیکی مشابه است، از این به بعد در این مقاله استفاده از لفظ تیر معادل همان لوله مدفون است.

به دلیل عرض کوچک تیر در مقایسه با طول خیلی زیاد آن، معادلات تعادل در صفحه دو بعدی امتداد طولی تیر نوشته می‌شوند. در این صورت تعادل نیرویی تیر در دو جهت x و y و تعادل لنگری آن در صفحه xy مورد بررسی قرار می‌گیرند. در صورتی که تیر مدل شده در شکل (۱-ب) تحت جابه‌جایی یک گسلش شیب لغز قرار بگیرد، هندسه تغییر شکل یافته تیر به همراه نحوه جابه‌جایی فنرها به صورت شکل (۲) خواهد بود. در مدل‌سازی نرم‌افزاری برای در نظر گرفتن اثر جابه‌جایی گسل روی تیر، مقدار تغییر مکان زمین با توجه به زاویه گسلش، به «گره زمین» در فنرهای باربر پائینی و فنرهای محوری - مماسی که تحت تأثیر باند گسلی قرار می‌گیرند، اعمال می‌گردد [۲۰، ۲۲]. به عنوان مثال اگر یک لوله تحت یک جابه‌جایی قائم ۱ متری از یک گسلش ۶۰ درجه قرار بگیرد، در این صورت میزان جابه‌جایی قائم فنرهای پائینی برابر ۱ متر و جابه‌جایی افقی فنرهای محوری برابر رابطه (۵) خواهد بود.

$$\text{Vertical Displacement : } 1 \text{ m}$$

$$\text{Horizontal Displacement : } 1 \times \cot(60) = 0.58 \text{ m} \quad (۵)$$

رفتار فنرهای جایگزین محیط خاک به نحوی است که تنها در فشار عمل می‌نمایند و در حالت کشش نیروی آنها صفر بوده و از سیستم جدا می‌شوند.

به منظور به دست آوردن معادلات تعادل تیر، در صورتی که جزء المان کوچک dx در امتداد طولی تیر با توجه به شکل (۲) در نظر گرفته شود، با ترسیم دیاگرام جسم آزاد این المان به صورت شکل (۴)، معادلات تعادل نیرویی در دو امتداد x و y و معادله تعادل لنگر به صورت زیر خواهند بود:

$$P = Q \frac{dw}{dx} + N \quad (16)$$

در این صورت، معادلات دیفرانسیل تعادل یک مقطع از تیر که قبلاً به دست آمدند (معادلات ۶ تا ۸) با قرار دادن تساوی‌های (۱۵) و (۱۶) به صورت زیر اصلاح می‌شوند:

$$g_1 = \frac{dQ}{dx} \frac{dw}{dx} + Q \frac{d^2w}{dx^2} + \frac{dN}{dx} + F_a = 0 \quad (17)$$

$$g_2 = \frac{dQ}{dx} - \frac{dN}{dx} \frac{dw}{dx} - N \frac{d^2w}{dx^2} - q + F_d - F_u = 0 \quad (18)$$

$$g_3 = \frac{dM}{dx} - Q = 0 \quad (19)$$

دسته معادلات (۱۷) تا (۱۹) معادله‌های اساسی در به دست آوردن رفتار یک تیر مدفون در برابر جابه‌جایی اعمالی ناشی از گسل هستند.

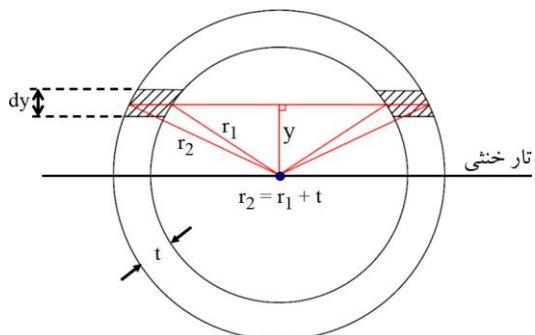
برای محاسبه لنگر خمشی (M)، نیروی محوری (N) و نیروی برشی (Q) در یک مقطع مشخص از لوله، تئوری‌های کلاسیک مقاومت مصالح روابط زیر را ارائه نموده‌اند [۳۱]:

$$M = \int \sigma y dA \quad (20)$$

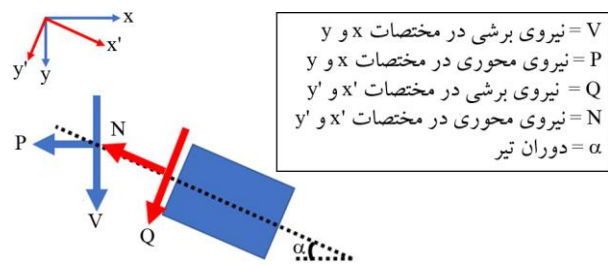
$$N = \int \sigma dA \quad (21)$$

$$Q = \int \tau dA \quad (22)$$

در این روابط dA = جزء سطح بی‌نهایت کوچک از مقطع لوله، σ = تنش قائم بر مقطع لوله در هر نقطه از ارتفاع آن، y = فاصله از تار خشی، و τ = تنش برشی روی مقطع لوله است. با توجه به تقارن مقطع لوله و رفتار یکسان تنش - کرنش مصالح فلزی در کشش و فشار، تار خشی در مرکز هندسی مقطع قرار می‌گیرد (شکل ۷).

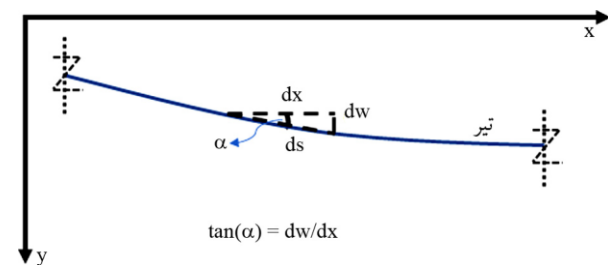


شکل (۷): مقطع عرضی لوله با ضخامت گوشه t ، شعاع داخلی r_1 و شعاع خارجی r_2 .



V = نیروی برشی در مختصات x و y
 P = نیروی محوری در مختصات x و y
 Q = نیروی برشی در مختصات x' و y'
 N = نیروی محوری در مختصات x' و y'
 α = دوران تیر

شکل (۵): ارتباط بین نیروی برشی و محوری در امتداد تیر تغییر شکل یافته و تیر تغییر شکل یافته.



شکل (۶): قسمتی از منحنی خیز تیر و مقطع بی‌نهایت کوچک روی آن.

در مکانیک مصالح زمانی که مقدار دوران تیر (α) کوچک‌تر از ۱۰ درجه باشد، مقدار عبارت $(dw/dx)^2$ در برابر مقدار واحد بسیار کوچک بوده و با تقریب خوبی می‌توان از آن صرف‌نظر کرد. این مسئله بخشی از اصل کرنش‌های محدود^۳ است [۳۲]. بنابراین مقدار ds را می‌توان به‌طور تقریبی به صورت زیر تخمین زد:

$$ds \approx dx \quad (12)$$

با استفاده از رابطه (۱۲)، عبارت‌های $\sin \alpha$ و $\cos \alpha$ که در معادلات (۹) و (۱۰) از آنها استفاده شده است به صورت زیر به دست می‌آیند:

$$\sin \alpha = \frac{dw}{ds} = \frac{dw}{dx} \quad (13)$$

$$\cos \alpha = \frac{dx}{ds} = 1 \quad (14)$$

با جایگذاری روابط (۱۳) و (۱۴) در معادلات (۹) و (۱۰)، مقادیر برش و نیروی محوری در امتداد x و y (محورهای تیر تغییر شکل نیافته) به همان مقادیر در امتداد x' و y' (محورهای تیر تغییر شکل یافته) در حالت کرنش محدود مرتبط می‌شوند.

$$V = Q - N \frac{dw}{dx} \quad (15)$$

غیرخطی بودن رفتار مصالح لوله وارد معادلات دیفرانسیل گردد. پارامترهای E_0 و b با توجه به جنس لوله مورد استفاده در مدل‌سازی‌ها تنظیم می‌شوند.

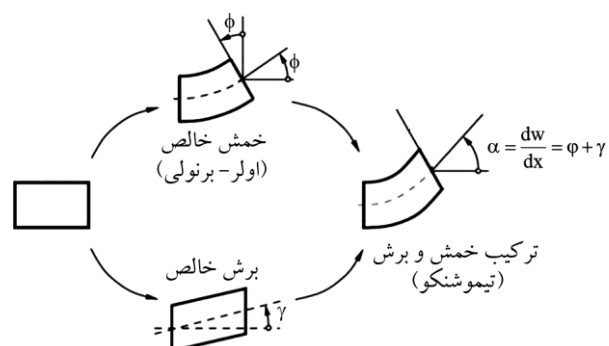
کرنش ε به وجود آمده در مقطع لوله، متشکل از دو قسمت کرنش محوری و کرنش خمشی است. در صورتی که صفحه مقطع لوله پس از دوران آن به صورت صفحه باقی بماند و دچار اعوجاج نشود (فرض اساسی خمش در مکانیک مصالح [۳۱]) و نیز با در نظر گرفتن اثر تغییرات غیرخطی هندسی در حالت کرنش محوری [۳۲]، کرنش کل ε به شکل زیر قابل محاسبه است:

$$\varepsilon = y \frac{d\phi}{dx} + \frac{du}{dx} + 0.5 \left(\frac{dw}{dx} \right)^2 \quad (26)$$

در این رابطه عبارت $d\phi/dx$ نشانگر انحنای تیر ناشی از لنگر به وجود آمده در مقطع تیر است [۳۱]. در واقع به دلیل اینکه شیب تیر که به صورت dw/dx نشان داده می‌شود، متشکل از مجموع شیب‌های به وجود آمده توسط لنگر، ϕ ، و توسط برش، γ ، است، انحنای تیر به صورت $\kappa = d\phi/dx$ نمایش داده می‌شود (شکل ۹). بنابراین ارتباط بین شیب تیر با شیب ناشی از خمش و برش به صورت زیر است:

$$\frac{dw}{dx} = \phi + \gamma \quad (27)$$

در نظر گرفتن اثرات برش در مطالعه تیر حاضر موجب می‌شود که تیر تحت بررسی اصطلاحاً تیر تیموشنکو نامیده شود [۳۳]. در تیر تیموشنکو بر خلاف تیر اولر-برنولی که تنها تغییر شکل‌های



شکل (۹): چگونگی تغییر شکل در یک تیر تیموشنکو. شیب کل تیر مجموعی از شیب ناشی از لنگر و برش است (به نقل از [۳۴] همراه با تغییرات).

با در نظر گرفتن مشخصات هندسی مقطع لوله در شکل (۷)، مقدار جزء مساحت dA (قسمت هاشور خورده) در فاصله y از تار خنثی به صورت زیر محاسبه می‌شود:

$$dA = 2 \left(\sqrt{r_2^2 - y^2} - \sqrt{r_1^2 - y^2} \right) dy \quad |y| \leq r_1 \quad (23)$$

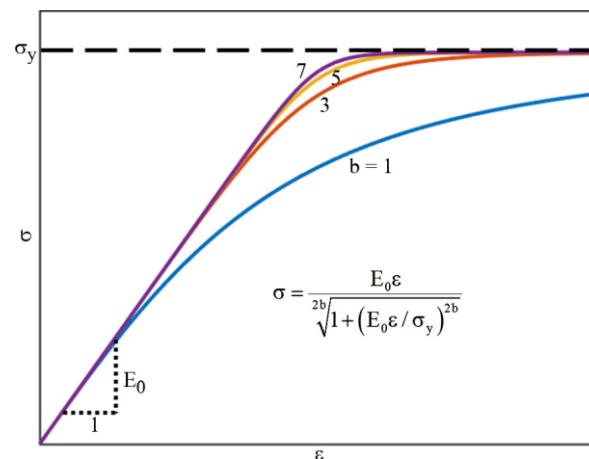
$$dA = 2 \sqrt{r_2^2 - y^2} dy \quad |y| > r_1 \quad (24)$$

که در این روابط، مقادیر r_1 و r_2 به ترتیب شعاع‌های داخلی و خارجی مقطع لوله را نشان می‌دهند.

از آنجایی که منحنی الاستوپلاستیک تنش - کرنش مصالح لوله از جنس فولاد یا آلومینیوم قابلیت شبیه‌سازی با توابع هذلولی را دارند، می‌توان رابطه تنش σ با کرنش ε به وجود آمده در مقطع لوله را با یک رابطه ساده هیپربولیک به صورت زیر بیان کرد:

$$\sigma = \frac{E_0 \varepsilon}{\sqrt[2b]{1 + (E_0 \varepsilon / \sigma_y)^{2b}}} \quad (25)$$

در این رابطه، E_0 = شیب ابتدایی منحنی تنش - کرنش، σ_y = تنش تسلیم مصالح و b = پارامتر نرخ نزدیک شدن منحنی به سمت تنش حد نهایی σ_y است. منحنی‌های ارائه شده در شکل (۸) نحوه عملکرد رابطه (۲۵) را به همراه پارامترهای مربوطه نشان می‌دهد. در این شکل افزایش مقدار پارامتر b موجب افزایش نرخ نزدیک شدن منحنی تنش - کرنش به سمت حد نهایی شده است. استفاده از این رابطه موجب می‌گردد تا اثر



شکل (۸): منحنی تنش - کرنش مصالح لوله مدل‌سازی شده با یک معادله هیپربولیک.

از جایگذاری معادلات (۲۸) تا (۳۲) برای لنگر (M) ، نیروی محوری (N) و نیروی برشی (Q) در معادلات اساسی دیفرانسیلی (۱۷) تا (۱۹)، سه معادله دیفرانسیلی با سه مجهول w ، u و φ به دست می آید. با حل عددی این دسته معادلات، جابه جایی یک تیر مدفون تحت اثر بارگذاری ناشی از گسلش سطحی قابل محاسبه خواهد بود.

۳- استفاده از روش تفاضل محدود و نیوتن چند متغیره در حل معادلات

با استفاده از روش تفاضل محدود مرکزی، عبارت های دیفرانسیلی در معادلات اساسی (۱۷) تا (۱۹) برای یک گره نمونه i ، به صورت زیر تقریب زده می شوند:

$$\left(\frac{dw}{dx}\right)_i \approx \frac{w_{i+1} - w_{i-1}}{2h} \quad \left(\frac{d^2w}{dx^2}\right)_i \approx \frac{w_{i+1} - 2w_i + w_{i-1}}{h^2}$$

$$\left(\frac{du}{dx}\right)_i \approx \frac{u_{i+1} - u_{i-1}}{2h} \quad \left(\frac{d^2u}{dx^2}\right)_i \approx \frac{u_{i+1} - 2u_i + u_{i-1}}{h^2} \quad (33)$$

$$\left(\frac{d\varphi}{dx}\right)_i \approx \frac{\varphi_{i+1} - \varphi_{i-1}}{2h} \quad \left(\frac{d^2\varphi}{dx^2}\right)_i \approx \frac{\varphi_{i+1} - 2\varphi_i + \varphi_{i-1}}{h^2}$$

با جایگزینی عبارات دیفرانسیلی معادلات اساسی با عبارات ارائه شده در تساوی های (۳۳)، معادلات زیر برای گره i ام به دست می آید:

$$g_1^i(w_1, u_1, \varphi_1, \dots, w_{n+2}, u_{n+2}, \varphi_{n+2}) = 0, \quad (34)$$

$$i = 1, 2, 3, \dots, n+2$$

$$g_2^i(w_1, u_1, \varphi_1, \dots, w_{n+2}, u_{n+2}, \varphi_{n+2}) = 0, \quad (35)$$

$$i = 1, 2, 3, \dots, n+2$$

$$g_3^i(w_1, u_1, \varphi_1, \dots, w_{n+2}, u_{n+2}, \varphi_{n+2}) = 0, \quad (36)$$

$$i = 1, 2, 3, \dots, n+2$$

با حل هم زمان این معادلات برای تمام گره ها و با در نظر داشتن شرایط مرزی لوله در دو انتهای آن، پاسخ جابه جایی لوله در برابر جابه جایی های گسلش سطحی به دست می آید. با توجه به پیچیدگی روش حل عددی و تشکیل دستگاه معادلات، چگونگی استفاده از روش های تفاضل محدود و نیوتن چند متغیره به ترتیب در پیوست های (الف) و (ب) در انتهای مقاله ارائه گردیده اند.

ناشی از خمش را در بر می گیرد، تغییر شکل های برشی نیز وارد معادلات می گردند. شکل (۹) به خوبی نشان می دهد که در یک تیر تیموشنکو چگونه اثرات برش و خمش با یکدیگر جمع می شوند.

با جایگذاری معادلات (۲۳) تا (۲۵) در معادله های (۲۰) و (۲۱) مقادیر لنگر و نیروی محوری به صورت زیر به دست می آیند:

$$M = \int_{-r_2}^{+r_2} \frac{2E_0 \varepsilon y (\sqrt{r_2^2 - y^2})}{2b \sqrt{1 + (E_0 \varepsilon / \sigma_y)^{2b}}} dy - \int_{-r_1}^{+r_1} \frac{2E_0 \varepsilon y (\sqrt{r_1^2 - y^2})}{2b \sqrt{1 + (E_0 \varepsilon / \sigma_y)^{2b}}} dy \quad (28)$$

$$N = \int_{-r_2}^{+r_2} \frac{2E_0 \varepsilon (\sqrt{r_2^2 - y^2})}{2b \sqrt{1 + (E_0 \varepsilon / \sigma_y)^{2b}}} dy - \int_{-r_1}^{+r_1} \frac{2E_0 \varepsilon (\sqrt{r_1^2 - y^2})}{2b \sqrt{1 + (E_0 \varepsilon / \sigma_y)^{2b}}} dy \quad (29)$$

در این معادلات مقدار کرنش طولی ε از رابطه (۲۶) جایگذاری می گردد.

مقدار نیروی برشی، Q ، با استفاده از رابطه پیشنهادی

تیموشنکو [۳۳]، به صورت زیر قابل محاسبه است:

$$Q = k^* G A \gamma \quad (30)$$

که در این رابطه $k^* =$ ضریب برش تیموشنکو که به هندسه مقطع بستگی دارد، $G =$ مدول برشی مقطع، $A =$ مساحت مقطع و $\gamma =$ کرنش برشی معادل مقطع که با در نظر داشتن اصل Finite Strain برابر دوران مقطع ناشی از برش است.

ضریب برش تیموشنکو (k^*) بر اساس پیشنهاد کوپر [۳۵]،

به صورت زیر است:

$$k^* = \frac{6(1+\nu)(1+m^2)^2}{(7+6\nu)(1+m^2)^2 + (20+12\nu)m^2}; \quad m = \frac{r_1}{r_2} \quad (31)$$

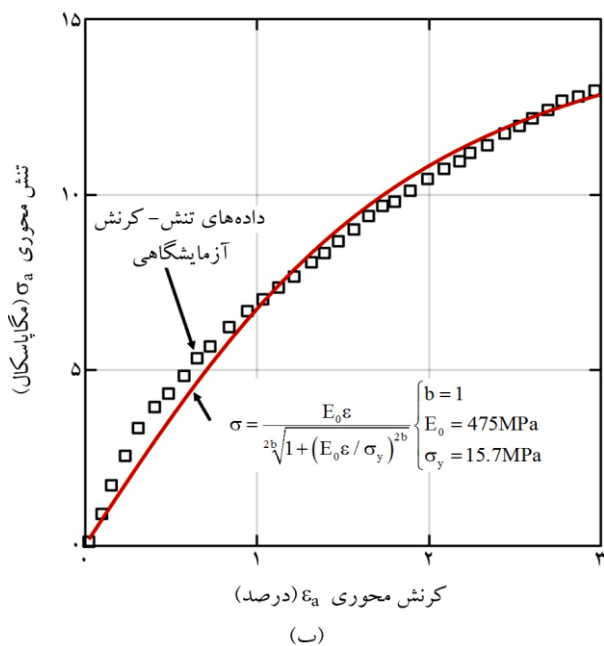
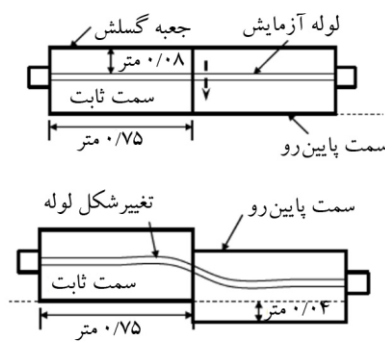
r_1 و r_2 به ترتیب شعاع داخلی و خارجی مقطع مدور لوله هستند.

از طرف دیگر با استفاده از تساوی (۲۷) می توان عبارت γ را

در معادله (۳۰) حذف نموده و آن را به طور زیر بازنویسی کرد:

$$Q = k^* G A \left(\frac{dw}{dx} - \varphi \right) \quad (32)$$

بالا در مدل عددی و آزمایشگاهی در شکل (۱۱) ارائه شده است. همان گونه که ملاحظه می‌شود انطباق خوبی بین نتایج تحلیل عددی و داده‌های آزمایشگاهی وجود دارد. روند و مقدار عددی نتایج به‌دست آمده در این مقاله کاملاً با نتایج آزمایشگاهی مشابهت دارند.



شکل (۱۰): (الف) شکل جعبه گسلش در آزمایش ساتریفیوژ و (ب) داده‌های تنش-کرنش ماده HDPE در آزمون کشش و منحنی تنش-کرنش برازش شده بر آن بر اساس رابطه ارائه شده در این مقاله.

جدول (۲): مقادیر سختی و حد نهایی فنرهای مورد استفاده در مدل سازی آزمایش‌های ها و همکاران [۳۶].

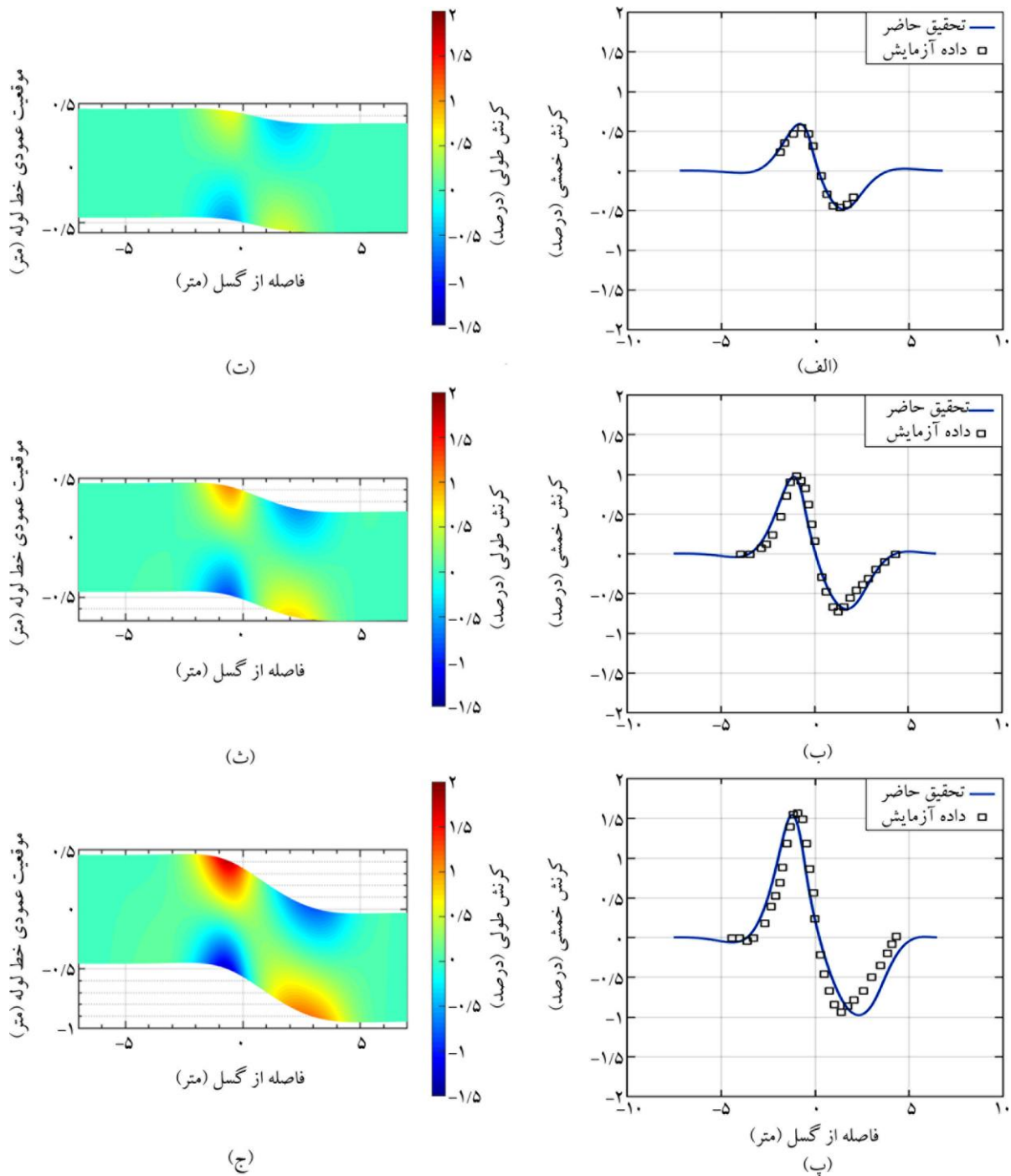
فتر	فتر	فتر	
محوری مماسی	باربر پائین	قائم بالا	
۳/۱	۰/۹	۱/۴۴	سختی فتر (کیلو نیوتن بر متر بر میلی متر)
۷/۷۷	۶۰	۱۶/۱	حد نهایی فتر (کیلو نیوتن بر متر)

۴- صحت سنجی روش عددی ارائه شده با داده‌های آزمایشگاهی و عددی

۴-۱- صحت سنجی با نتایج آزمایش‌های ساتریفیوژ

ها و همکاران [۳۶] با استفاده از دستگاه ساتریفیوژ ژئوتکنیکی اثر گسلش نرمال ۹۰ درجه را روی لوله HDPE بررسی کردند (شکل ۱۰-الف). شتاب انجام آزمایش‌های آنها برابر $g \ 12/2$ بوده است. مشخصات لوله مورد استفاده آنها در فضای واقعی، پس از انجام تبدیلات مقیاس، به صورت قطر برابر $0/4$ متر و ضخامت گوشته برابر $2/4$ سانتی متر بوده است. نمودار تنش-کرنش رفتار ماده HDPE در آزمون کشش در شکل (۱۰-ب) نمایش داده شده است. در این شکل نقاط داده‌های آزمایشگاهی و منحنی رابطه (۲۵) که در آنالیز لوله در این مقاله مورد استفاده قرار گرفته است دیده می‌شوند. زاویه اصطکاک خاک 40 درجه بوده و عمق مدفون لوله $1/12$ متر است. وزن مخصوص خاک نیز $15/3$ کیلو نیوتن بر متر مکعب معرفی شده است.

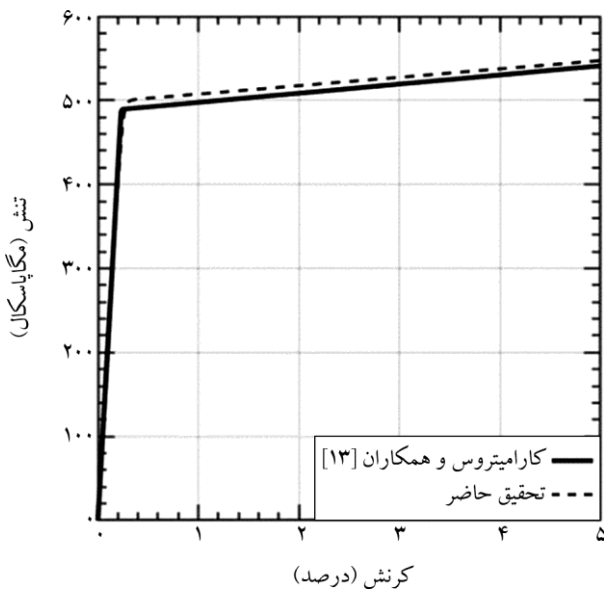
بر مبنای اطلاعات ارائه شده در مقاله‌ی ها و همکاران [۳۶]، مدل عددی آزمایش‌های گسلش نرمال آنها با استفاده از روش ارائه شده در این مقاله تحت تحلیل قرار گرفت. رفتارهای جایگزین خاک با استفاده از روابط ارائه شده در بخش قبل به دست آمده است. داده‌های به‌دست آمده از آزمایش‌های آنها نشان می‌دهد که مقاومت نهایی خاک در قسمت زیرین لوله کمتر از مقدار پیشنهادی توسط رابطه (۱) بوده است. بنابراین، برای مدل سازی صحیح رفتار فتر باربر-پائین، مقدار به‌دست آمده از رابطه (۱) به میزان 10 برابر کوچک تر شده است تا پاسخ‌های عددی قابل قبولی به دست آید. این اصلاح بر اساس پیشنهاد ها و همکاران [۳۶] بوده است. مقادیر سختی الاستیک و حد نهایی فنرهای مختلف در جدول (۲) ارائه شده‌اند. با استفاده از نتایج کار توحیدی فر و همکاران [۲۹] نیز نتایج مشابهی به دست می‌آید. مدل سازی عددی برخورد گسلش با لوله HDPE، برای سه مرحله جابه‌جایی قائم گسل برابر 12 ، 24 و 48 سانتی متر انجام گرفته است. در پایان هر مرحله نتایج کرنش خمشی در تار بالای لوله استخراج شده است. مقایسه پاسخ‌های کرنش خمشی در تار



شکل (۱۱): مقایسه نتایج کرنش خمشی آزمایشگاهی و تحلیل عددی در تار بالای لوله (شکل‌های سمت راست) و کانتورهای طیف کرنش طولی (کرنش خمشی + کرنش محوری) در امتداد و مقطع لوله (شکل‌های سمت چپ). (الف)، (ت) جابه‌جایی قائم گسل ۱۲ سانتی‌متر، (ب)، (ث) ۲۴ سانتی‌متر و (پ)، (ج) ۴۸ سانتی‌متر (کرنش کششی مثبت، کرنش فشاری منفی).

به‌دست آمده‌اند، روند تغییرات کرنش در مقاطع عرضی مختلف و در امتداد طول لوله به‌خوبی مشخص شده است. منظور از کرنش طولی در اینجا مجموع کرنش‌های خمشی و کرنش‌های محوری در یک ارتفاع مشخص از عرض مقطع لوله است.

در شکل‌های (۱۱-الف) تا (۱۱-پ)، افزایش جابه‌جایی قائم گسل نرمال از ۱۲ به ۴۸ سانتی‌متر موجب افزایش کرنش خمشی مقطع شده است. با مراجعه به کانتورهای کرنش طولی در شکل‌های (۱۱-ت) تا (۱۱-ج) که از نتایج تحلیل عددی



شکل (۱۳): مقایسه منحنی تنش-کرنش لوله API5L-X65 در مطالعه حاضر و در مدل عددی کارامیتروس و همکاران [۱۳].

مشخصات این فنرها بر طبق ALA2005 [۲۶] در جدول (۳) ارائه شده است. این مشخصات بر اساس یک خاک ماسه‌ای با تراکم متوسط (زاویه اصطکاک ۳۶ درجه) و وزن مخصوص ۱۸ کیلونیوتن بر متر مکعب به دست آمده‌اند. عمق مدفون لوله نیز برابر ۱/۳ متر بوده است.

زاویه اعمال گسلش نرمال برابر ۷۰ درجه با راستای افق است. بیشینه جابه‌جایی قائم گسل برابر ۲D بوده که D قطر خارجی لوله را نشان می‌دهد. نحوه اعمال گسلش به صورت یک جا^۴ در مرکز لوله بوده است.

مقایسه نتایج به دست آمده از مدل عددی مطالعه حاضر و مدل اجزای محدود کارامیتروس و همکاران [۱۳]، برای چهار جابه‌جایی قائم گسل برابر ۰/۵D، ۱D، ۱/۵D و ۲D در شکل (۱۴) ارائه شده است.

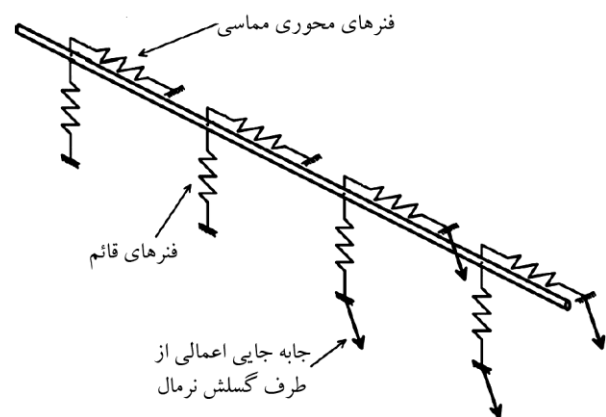
جدول (۳): مشخصات فنرهای استفاده شده در مدل سازی عددی این مقاله و مطالعه کارامیتروس و همکاران [۱۳].

نوع فنر	نیروی نهایی (کیلونیوتن بر متر)	جابه‌جایی تسلیم (میلی متر)
محوری- مماسی	۴۰/۵	۳/۰
قائم- بالا	۵۲/۰	۲/۲
قائم- برابر پائین	۱۳۶۰/۰	۱۰۰/۰

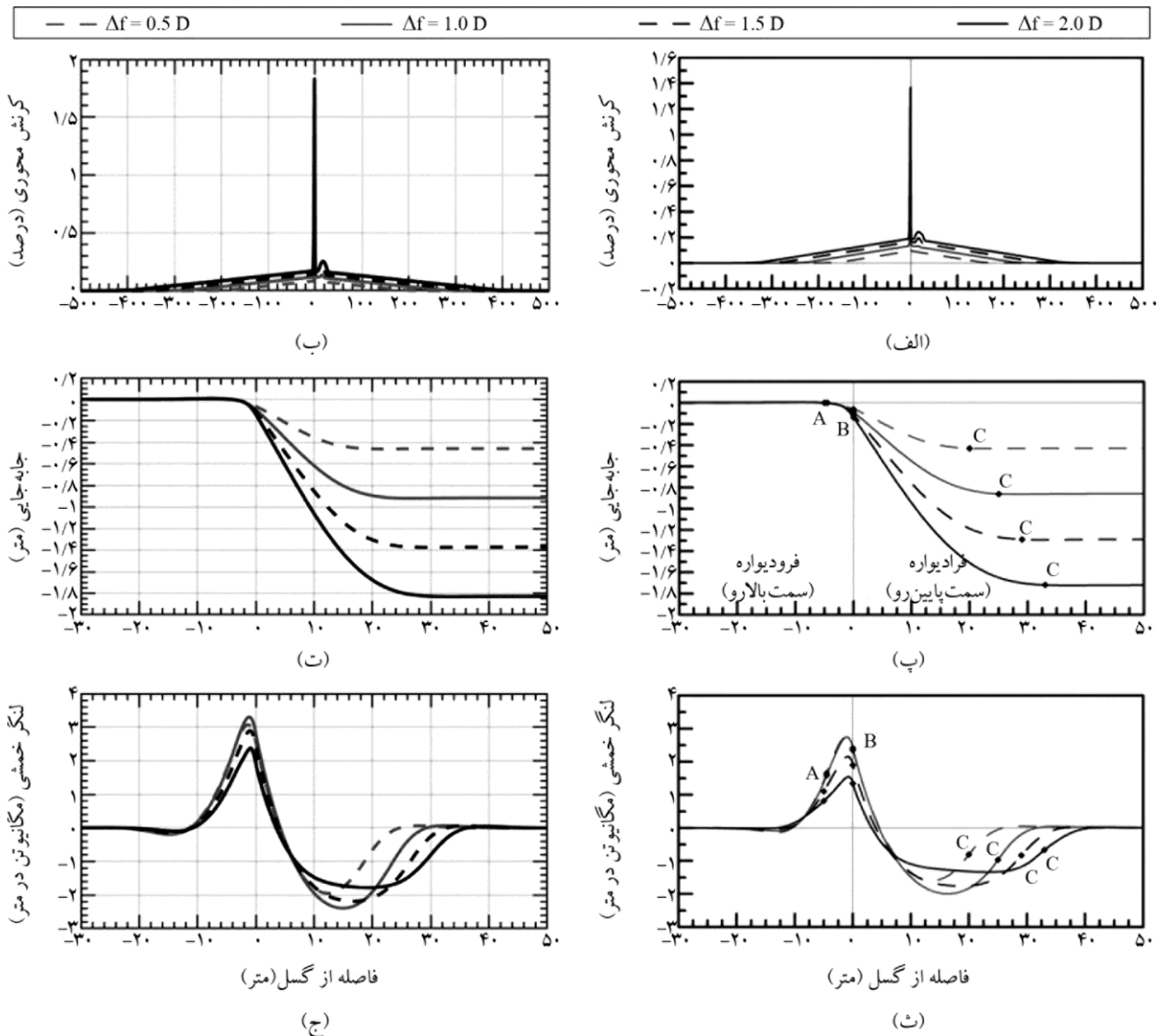
با توجه به اینکه حرکت قائم گسل در نقطه صفر اعمال می‌شود، مراجعه به شکل (۱۱) نشان می‌دهد که افزایش حرکت گسل موجب می‌شود تا به صورت گام به گام، کرنش‌های کششی (مقادیر مثبت) و فشاری (مقادیر منفی) در امتداد لوله افزایش یابند. نکته قابل توجه اینکه توسعه باند کرنش‌های کششی بیشتر از کرنش‌های فشاری است و در صورتی که جابه‌جایی گسل مقدار زیادی باشد، انتظار می‌رود تا لوله دچار گسیختگی کششی شود.

۴-۲- صحت‌سنجی با نتایج یک مدل عددی اجزای محدود

کارامیتروس و همکاران [۱۳] با استفاده از نرم‌افزار اجزای محدود ANSYS به بررسی رفتار یک لوله مدفون تحت جابه‌جایی یک گسلش نرمال پرداختند (شکل ۱۲). لوله مدل شده توسط آنها، که عیناً در این مقاله نیز مدل‌سازی شده است، دارای قطر خارجی ۹۱/۵ سانتی‌متر و ضخامت گوشته ۱/۲ سانتی‌متر بوده است. طول خط لوله مدل شده برابر ۱۰۰۰ متر بوده است که به ۲۰۰۰ گره با فواصل برابر ۰/۵ متر تقسیم شده است. نوع لوله مورد استفاده API5L-X65 بوده که شکل منحنی تنش-کرنش الاستوپلاستیک مورد استفاده آن در مدل‌سازی کارامیتروس و همکاران [۱۳] و در مدل استفاده شده در این مقاله در شکل (۱۳) نمایش داده شده است. برای در نظر گرفتن اندرکنش خاک و لوله، در محل هر گره از فنرهای مستقل قائم-بالا، قائم-برابر پائین و محوری-مماسی استفاده شده است.



شکل (۱۲): طرح شماتیک لوله مورد بررسی در مقاله کارامیتروس و همکاران [۱۳] که عیناً در این مقاله صحت‌سنجی گردیده است.



شکل (۱۴): مقایسه نتایج به دست آمده از مدل سازی عددی اجزای محدود کارامیتروس و همکاران [۱۳] با نتایج عددی مطالعه تفاضل محدود حاضر، شکل های سمت راست نتایج کارامیتروس و همکاران [۱۳] و شکل های سمت چپ نتایج مطالعه حاضر را نشان می دهند. (الف)، (ب) کرنش محوری، (پ)، (ت) نشست قائم لوله و (ث)، (ج) لنگر خمشی.

در شکل (۱۴-پ) و (۱۴-ت) که خیز قائم لوله در اثر حرکت گسلش نرمال نشان داده شده است، جواب های مدل تفاضل محدود کاملاً بر جواب های مدل کارامیتروس و همکاران [۱۳] منطبق است. در شکل (۱۴-ث) و (۱۴-ج) لنگر خمشی امتداد لوله نمایش داده شده است. در این شکل ها نیز مشابهت جواب های مدل مطالعه حاضر با مدل مقاله کارامیتروس و همکاران [۱۳] ملاحظه می گردد. همان طور که دیده می شود، مدل حاضر حتی حرکت لنگر خمشی در سمت راست نمودارها را که در اثر افزایش جابه جایی گسل به وجود آمده است نیز به دست آورده است.

بر این اساس ملاحظه می شود که تطابق خوبی میان نتایج به دست آمده از روش ارائه شده در این مقاله با روش اجزای محدود کارامیتروس و همکاران [۱۳] وجود دارد. در شکل (۱۴-الف) و (۱۴-ب) که مقدار کرنش محوری در امتداد لوله را نشان می دهد، روش استفاده شده در مطالعه حاضر به خوبی توانسته است کرنش موضعی به وجود آمده در محل تلاقی گسل با لوله را به دست آورد که با نتایج اجزای محدود نیز سازگار است (نقطه صفر). در این نقطه به صورت موضعی تمرکز کرنش در لوله شکل گرفته است که در نهایت موجب گسیختگی لوله در همین نقطه خواهد شد. همچنین

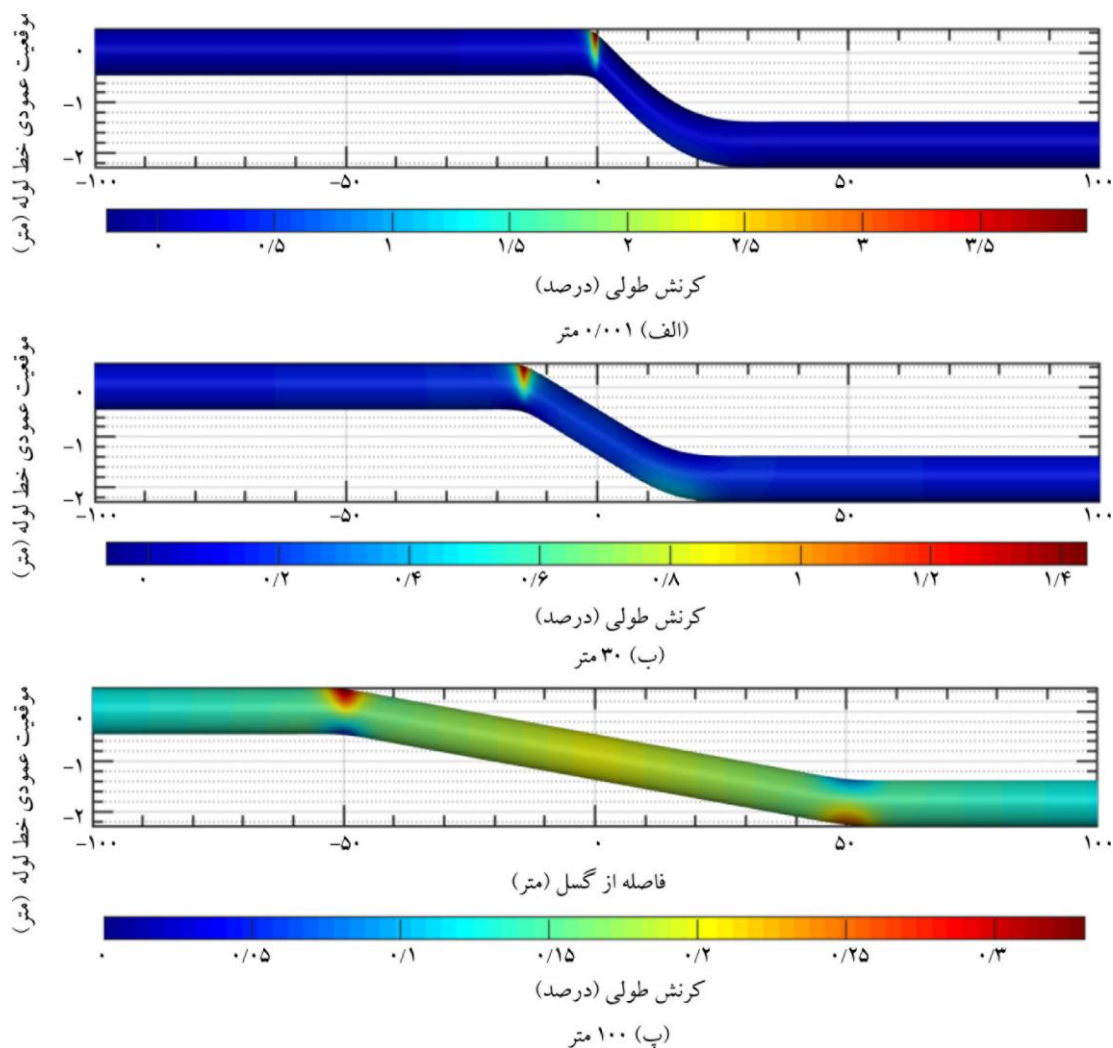
۵- مطالعه اثر عرض باند گسلش نرمال بر رفتار یک لوله مدفون

آنچه تا این قسمت از مقاله مورد بررسی قرار گرفت، نحوه مدل‌سازی عددی رفتار لوله‌های مدفون در برابر گسلش با استفاده از ترکیب روش‌های تفاضل محدود و نیوتن چند متغیره بود. همچنین اعتبارسنجی روش پیشنهادی در پیش‌بینی صحیح رفتار اندرکنش لوله- خاک در قسمت‌های پیشین مورد بحث قرار گرفت و نشان داده شد که روش فوق‌الذکر از دقت کافی برخوردار است.

در این قسمت با تکیه بر صحت عملکرد مدل عددی اعتبارسنجی شده برای مطالعات کارامیتروس و همکاران [۱۳]، یک بررسی پارامتریک بر روی چگونگی رفتار لوله API۵L-X۶۵ در برابر گسلش نرمال با عرض‌های مختلف

صورت گرفته است. ابعاد لوله مطابق ابعاد ذکر شده در بخش پیشین به صورت قطر خارجی ۹۱/۵ سانتی‌متر و ضخامت گوشته ۱/۲ سانتی‌متر بوده و مشخصات فنرها در جدول (۳) ارائه شده است. زاویه اعمال گسلش نرمال همان ۷۰ درجه ولی با عرض ناحیه گسلی برابر ۰/۰۰۱، ۱۰، ۳۰، ۶۰ و ۱۰۰ متر بوده است. مقدار جابه‌جایی قائم گسل نرمال نیز همان ۰/۵D، ۱D، و ۱/۵D در ۲D نظر گرفته شده است.

بر اساس تحلیل‌های صورت گرفته، بیشترین میزان کرنش طولی توسعه یافته در لوله هنگامی که جابه‌جایی قائم در گسل برابر ۲D باشد، در عرض گسلش ۰/۰۰۱ متر رخ می‌دهد. شکل (۱۵) نشان می‌دهد که چگونه مقدار کرنش‌های فوق‌الذکر در امتداد لوله از عرض گسلی ۰/۰۰۱ تا ۱۰۰ متر کاهش یافته است.

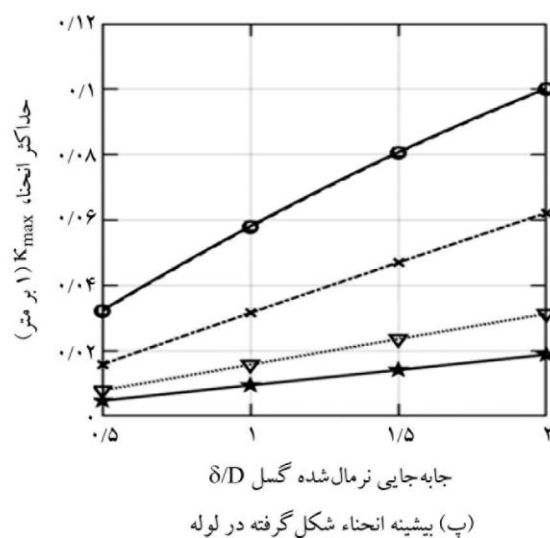
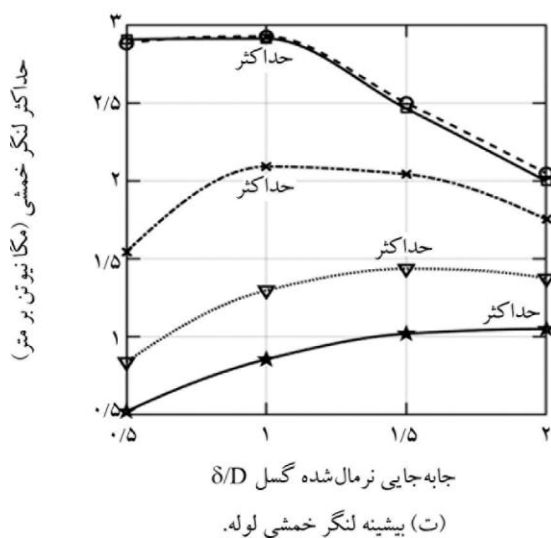
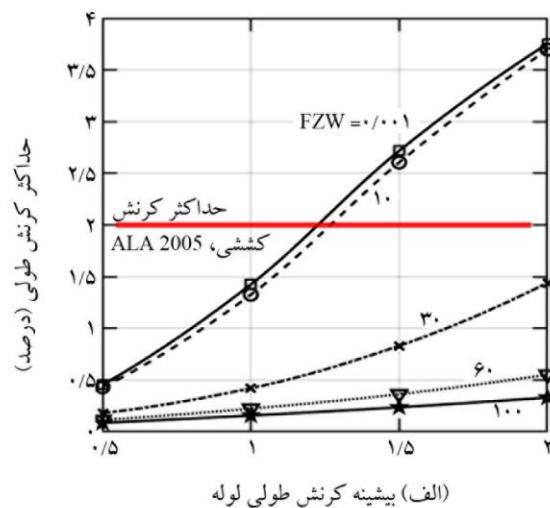
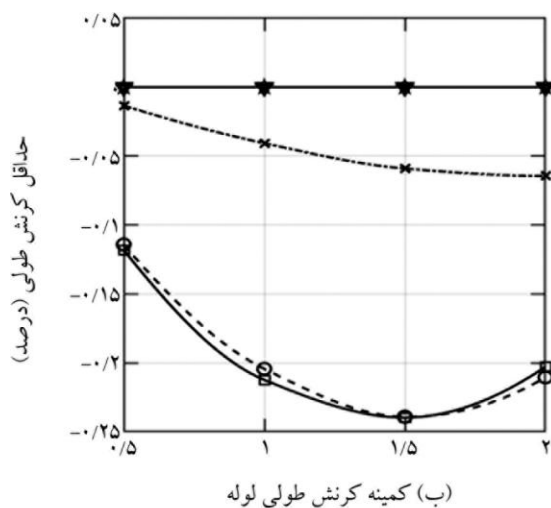


شکل (۱۵): مقدار کرنش طولی ایجاد شده در لوله‌های API۵L-X۶۵ در جابه‌جایی قائم ۲D از گسلش نرمال ۷۰ درجه با عرض ناحیه گسلش.

شکل (۱۶-الف) حداکثر کرنش طولی که به صورت کششی بوده با افزایش جابه‌جایی گسل افزایش یافته است. نرخ این افزایش برای حالت‌های با عرض گسلش کمتر بسیار بیشتر بوده است. بر اساس این اساس، همان‌گونه که در تصویر مشخص است، بر اساس ALA 2005 [۲۶]، در صورتی که کرنش کششی گسیختگی در شرایط بهره‌برداری نرمال برابر ۲ درصد باشد، لوله‌های تحت گسلش نرمال به عرض 0.001 و ۱۰ متر در جابه‌جایی قائم برابر $1/25D$ دچار گسیختگی کششی می‌شوند. این در حالی است که در سایر عرض‌های باند گسلش، گسیختگی لوله رخ نخواهد داد. در شکل (۱۶-ب) حداقل کرنش طولی در امتداد لوله ارائه شده است. همان‌طور که مشخص است، در عرض‌های گسلی ۶۰ و ۱۰۰ متر مقدار کرنش طولی حداقل در تمام جابه‌جایی‌ها صفر است.

آنچه در این تصاویر واضح است غالب بودن کرنش‌های کششی بر کرنش‌های فشاری است که این مورد خاصیت اصلی رفتار سازه‌های مدفون تحت گسل‌های نرمال است. همچنین زمانی که عرض ناحیه گسلش ۱۰۰ متر است، ناحیه گسیختگی به دو قسمت چپ و راست در $+50$ و -50 متر توسعه یافته است (شکل ۱۵-پ)، در حالی که در حالت گسلش ناگهانی (شکل ۱۵-الف) تنها یک مقطع گسیختگی در نقطه صفر ملاحظه می‌گردد.

بررسی پارامترهای مختلف مانند کرنش، خمشی، و انحنای لوله در جابه‌جایی‌های نرمال شده $0.5D$ تا $2D$ نشان می‌دهد که پاسخ‌های عرض‌های گسلش برابر 0.001 و ۱۰ متر بسیار شبیه به یکدیگر بوده و در برخی موارد کاملاً بر هم منطبق شده‌اند. در



شکل (۱۶): بررسی پارامترهای مختلف در جابه‌جایی گسلی $0.5D$ تا $2D$ برای لوله مدفون $65-X-5L$.

ارائه شده در این مقاله با نتایج یک آزمایش ساترئیفیوژ و یک مدل سازی عددی نشان داده است که روش بیان شده می‌تواند پاسخ‌های قابل قبولی را برای کارهای تحقیقاتی و عملی به دست دهد.

علاوه بر این، با استفاده از روش ارائه شده، رفتار یک لوله مدفون API5L-X65 در برابر گسلش نرمال ۷۰ درجه با عرض گسل‌های ۰/۰۰۱، ۱۰، ۳۰، ۶۰ و ۱۰۰ متر و جابه‌جایی قائم ۰/۵D، ۱D، ۱/۵D و ۲D مورد بررسی قرار گرفته است. نتایج این بررسی نشان داده‌اند که افزایش عرض ناحیه گسلش به میزان قابل توجهی مقدار کرنش کششی در لوله‌ها را کاهش داده است. این کاهش به نحوی بوده است که در عرض‌های گسلی ۳۰ تا ۱۰۰ متر، در حداکثر جابه‌جایی گسل، ۲D، کرنش‌های کششی به حد گسیختگی نرسیده‌اند. این در حالی است که در عرض‌های ۰/۰۰۱ و ۱۰ متر در جابه‌جایی ۱/۲۵D لوله گسیخته شده است. همچنین افزایش عرض ناحیه گسلش موجب گسیختگی لوله از دو قسمت خواهد شد، درحالی‌که در عرض گسلش کوچک ۰/۰۰۱ متر لوله از یک قسمت گسیخته می‌شود. همچنین، آن‌طور که مورد انتظار بوده، مقادیر لنگر حداکثر و انحناء لوله نیز با کاهش عرض گسلش افزایش داشته است.

مراجع

1. Youd, T. (1973) *Ground Movements in Van Norman Lake Vicinity During San Fernando Earthquake, California Earthquake of February 9*. US Department of Commerce, 197-206.
2. Ariman, T. and Muleski, G.E. (1981) A review of the response of buried pipelines under seismic excitations. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, **9**, 133-152.
3. Oka, S. and O'Rourke, T. (1996) Damage of gas facilities by great Hanshin earthquake and restoration process. *Japan-US Workshop on Earthquake Resistant Design of Lifeline Facilities and Countermeasures Against Soil Liquefaction*, **6**, National Center for Earthquake Engineering Research, 111-126.
4. O'Rourke, M.J. and Liu, X. (2012) *Seismic Design*

در عرض‌های ۰/۰۰۱ و ۱۰ متر یک روند افزایشی و کاهشی در جهت کرنش‌های فشاری ملاحظه می‌گردد که یک مقدار حداکثری در ۱/۵D را نشان می‌دهد. این شکل نشان می‌دهد که با افزایش عرض ناحیه گسلش، رفتار لوله به صورت رفتار تمام کششی تبدیل خواهد شد. این نکته پیش از این در شکل (۱۵) نیز نشان داده شده بود.

شکل (۱۶-پ) مقدار بیشینه انحنای ایجاد شده در طول لوله را نشان می‌دهد. همان‌طور که انتظار می‌رود، افزایش جابه‌جایی گسل موجب افزایش انحنای لوله شده است. این مسئله در تمام عرض‌های گسلی صادق بوده است. اگرچه مشابه شکل (۱۶-الف)، نرخ این افزایش برای عرض‌های گسلش کمتر، بیشتر بوده است. مقدار حداکثر لنگر ایجاد شده در لوله در شکل (۱۶-ت) نمایش داده شده است. ملاحظه می‌گردد که در عرض‌های گسلش ۰/۰۰۱ و ۱۰ متر، مقادیر لنگر بسیار بیشتر از عرض گسلی ۱۰۰ متر بوده است. همچنین یک مقدار حداکثری در مقدار لنگرها مشاهده می‌شود که لحظه وقوع این مقدار حداکثری با افزایش عرض ناحیه گسلی افزایش یافته است.

۶- نتیجه‌گیری

در این مقاله یک روش جدید برای بررسی رفتار لوله‌های مدفون در برابر اثر گسلش سطحی شیب-لغز ارائه شد. در این روش عددی که بر پایه حل معادلات اساسی رفتار لوله در برابر گسلش استوار است، با استفاده از روش تفاضل محدود مرکزی متغیرهای پایه در معادلات فوق‌الذکر به دست آمده و سپس با استفاده از روش حل نیوتن چند متغیره پاسخ‌های دستگاه معادلات غیرخطی استخراج شده‌اند. روش‌های مورد استفاده در ادبیات فنی پیش از این بر پایه روش عددی اجزای محدود بوده که در نرم‌افزارهای تجاری موجود قرار دارند.

مدل بسط داده شده در این مقاله شامل رفتار غیرخطی ماده، اثر غیرخطی شدن هندسی، اثر برش علاوه بر اثر لنگر و نیروی محوری (تیر تیموشنکو)، و رفتار الاستوپلاستیک فنرهای معادل خاک بوده است. صحت سنجی نتایج به دست آمده توسط روش

- normal fault crossings. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, **31**, 1452-1464.
14. Karamitros, D.K., Bouckovalas, G.D., and Kouretzis, G.P. (2007) Stress analysis of buried steel pipelines at strike-slip fault crossings. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, **27**, 200-211.
 15. Newmark, N.M. and Hall, W.J. (1975) Pipeline design to resist large fault displacement. *Proceedings of US National Conference on Earthquake Engineering*, 416-425.
 16. Kennedy, R.P., Chow, A., and Williamson, R.A. (1977) Fault movement effects on buried oil pipeline. *Transportation Engineering Journal of the American Society of Civil Engineers*, **103**, 617-633.
 17. Trifonov, O.V. and Cherniy, V.P. (2010) A semi-analytical approach to a nonlinear stress-strain analysis of buried steel pipelines crossing active faults. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, **30**, 1298-1308.
 18. Wang, L.R.-L. and Yeh, Y.-H. (1985) A refined seismic analysis and design of buried pipeline for fault movement. *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, **13**, 75-96.
 19. Melissianos, V.E. and Gantes, C.J. (2017) Numerical modeling aspects of buried pipeline-fault crossing. *Computational Methods in Earthquake Engineering*, Springer, 1-26.
 20. Joshi, S., Prashant, A., Deb, A., and Jain, S.K. (2011) Analysis of buried pipelines subjected to reverse fault motion. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, **31**, 930-940.
 21. Ni, P., Moore, I.D., and Take, W.A. (2018) Numerical modeling of normal fault-pipeline interaction and comparison with centrifuge tests. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, **105**, 127-138.
 22. Xie, X., Symans, M.D., O'Rourke, M.J., Abdoun, T.H., O'Rourke, T.D., Palmer, M.C., and Stewart, H.E. (2013) Numerical modeling of buried HDPE pipelines subjected to normal faulting: a case study. *Earthquake Spectra*, **29**, 609-632.
 23. Rofooei, F.R., Jalali, H.H., Attari, N.K.A., of Buried and Offshore Pipelines, Buffalo, NY, USA. Multidisciplinary Center for Earthquake Engineering Research, University at Buffalo.
 5. Miyajima, M. and Hashimoto, T. (2001) Damage to water supply system and surface rupture due to fault movement during the 1999 Ji-Ji earthquake in Taiwan. *Fourth International Conference on Recent Advances in Geotechnical Earthquake Engineering and Soil Dynamics*, University of Missouri-Rolla, Paper No. 10-45.
 6. Kim, J., Nadukuru, S.S., Pour-Ghaz, M., Lynch, J.P., Michalowski, R.L., Bradshaw, A.S., Green, R.A., and Weiss W.J. (2012) Assessment of the behavior of buried concrete pipelines subjected to ground rupture: experimental study. *Journal of Pipeline Systems Engineering and Practice*, **3**, 8-16.
 7. O'rourke, T.D. (2010) Geohazards and large, geographically distributed systems. *Géotechnique*, **60**, 505-543.
 8. Wham, B.P., Argyrou, C., O'Rourke, T.D., Stewart, H.E., and Bond T.K. (2016) PVC pipeline performance under large ground deformation. *Journal of Pressure Vessel Technology*, **139**, 011702-011708.
 9. Saiyar, M., Ni, P., Take, W., and Moore, I. (2016) Response of pipelines of differing flexural stiffness to normal faulting. *Géotechnique*, **66**, 275-286.
 10. Ha, D., Abdoun, T.H., O'Rourke, M.J., Symans, M.D., O'Rourke, T.D., Palmer, M.C., and Stewart, H.E. (2008) Centrifuge modeling of earthquake effects on buried high-density polyethylene (HDPE) pipelines crossing fault zones. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, **134**, 1501-1515.
 11. Ni, P., Moore, I., and Take, W. (2017) Distributed fibre optic sensing of strains on buried full-scale PVC pipelines crossing a normal fault. *Géotechnique*, **68**, 1-17.
 12. Rojhani, M., Moradi, M., Galandarezadeh, A., and Takada, S. (2012) Centrifuge modeling of buried continuous pipelines subjected to reverse faulting. *Canadian Geotechnical Journal*, **49**, 659-670.
 13. Karamitros, D., Bouckovalas, G., Kouretzis, G., and Gkesouli, V. (2011) An analytical method for strength verification of buried steel pipelines at

- Khademyzadeh, H., and Mostolizadeh, R. (2012) Stability analysis of carbon nanotubes based on a novel beam model and its comparison with Sanders shell model and molecular dynamics simulations. *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering*, **34**, 126-134.
35. Cowper, G.R. (1966) The shear coefficient in timoshenko's beam theory. *Journal of Applied Mechanics*, **33**, 335-340.
36. Ha, D., Abdoun, T.H., O'Rourke, M.J., Symans, M.D., O'Rourke, T.D., Palmer, M.C., and Stewart, H.E. (2008) Buried high-density polyethylene pipelines subjected to normal and strike-slip faulting—a centrifuge investigation. *Canadian Geotechnical Journal*, **45**, 1733-1742.
37. Press, W.H., Teukolsky, S.A., Vetterling, W.T., and Flannery, B.P. (2007) *Numerical Recipes 3rd Edition: The Art of Scientific Computing*. Cambridge University Press.
- Kenarangi, H., and Samadian, M. (2015) Parametric study of buried steel and high density polyethylene gas pipelines due to oblique-reverse faulting. *Canadian Journal of Civil Engineering*, **42**, 178-189.
24. Jalali, H.H., Rofooei, F.R., Attari, N.K.A., and Samadian, M. (2016) Experimental and finite element study of the reverse faulting effects on buried continuous steel gas pipelines. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, **86**, 1-14.
25. Erami, M.H., Miyajima, M., Kaneko, S., Toshima, T., and Kishi, S. (2015) Pipe-soil interaction for segmented buried pipelines subjected to dip faults. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, **44**, 403-417.
26. ALA (2005) *Seismic Guidelines for Water Pipelines*. American Lifelines Alliance.
27. ASCE (1984) *Guidelines for the Seismic Design of Oil and Gas Pipeline Systems*. American Society of Civil Engineers, Committee on Gas Liquid Fuel Lifelines.
28. Demirci, H.E., Bhattacharya, S., Karamitros, D., and Alexander, N. (2018) Experimental and numerical modelling of buried pipelines crossing reverse faults. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, **114**, 198-214.
29. Tohidifar, H., Jafari, M.K., and Moosavi, M. (2020) Downwards force-displacement response of buried pipelines during dip-slip faulting in sandy soil. *Canadian Geotechnical Journal*, **58**(3), 377-397.
30. Timoshenko, S.P. and Gere J.M. (2009) *Theory of Elastic Stability*. Courier Corporation.
31. Gere, J. and Timoshenko, S. (1997) *Mechanics of Materials*. PWS-KENT Publishing Company.
32. Wierzbicki, T. (2013) *2.080J Structural Mechanics*, in, MIT OpenCourseWare, Massachusetts Institute of Technology.
33. Timoshenko, S.P. (1921) LXVI. On the correction for shear of the differential equation for transverse vibrations of prismatic bars. *The London, Edinburgh, and Dublin Philosophical Magazine and Journal of Science*, **41**, 744-746.
34. Hosseini-Ara, R., Mirdamadi, H.R.,

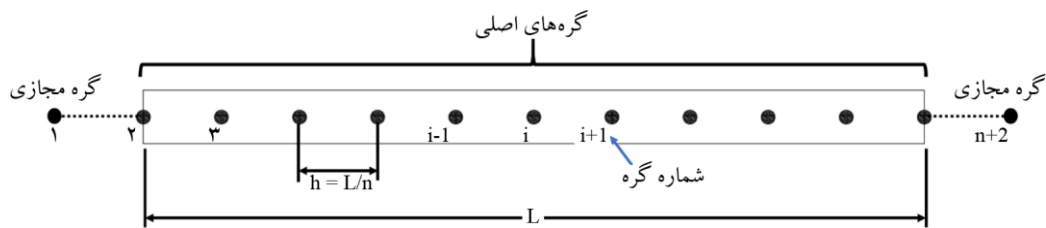
واژه‌نامه

- PGD ۱- جابه‌جایی ماندگار زمین
- Iterative ۲- تکراری
- Finite Strain ۳- کرنش‌های محدود
- Abrupt ۴- یک‌جا

پیوست ۱- استفاده از روش تفاضل محدود برای تشکیل دستگاه معادلات

با به دست آمدن دسته معادلات اساسی رفتار تیر در برابر گسلش و داشتن مجهولات جابه‌جایی قائم (w)، افقی (u) و دورانی ناشی از لنگر (φ)، قابلیت بررسی نحوه عملکرد تیر در برابر جابه‌جایی اجباری ناشی از گسلش وجود خواهد داشت. در ابتدا تیر مورد بررسی در امتداد طول خود به n گره مجزا با فواصل مساوی تقسیم‌بندی می‌شود. در صورتی که طول تیر برابر L باشد، فاصله بین هر دو گره مجاور برابر L/n خواهد بود (شکل پیوست ۱).

با توجه به اینکه معادلات اساسی (۱۷)، (۱۸) و (۱۹) برای هر گره از تیر صادق هستند، بنابراین در هر گره سه معادله و سه مجهول خواهیم داشت. با استفاده از روش تفاضل محدود مرکزی،



شکل (پ-۱): تقسیم‌بندی تیر به گره‌های مجزا با فواصل برابر برای استفاده در روش تفاضل محدود.

هستیم تا تعداد مجهولات با تعداد معادلات برابر شود. به این منظور از معادلات شرایط مرزی در ابتدا و انتهای تیر استفاده می‌شود. سه معادله شرط مرزی در ابتدا و سه معادله در انتهای تیر وجود دارند که مجموعاً شش معادله مورد نیاز برای مجهولات گره‌های مجازی را ارضا می‌نمایند. معادلات شرایط مرزی برای حالت‌های مختلف در جدول پیوست (۱) تعریف شده‌اند. بنابراین دستگاه معادلات تشکیل شده برای کل تیر دارای $3 \times (n+2)$ معادله و $3 \times (n+2)$ مجهول است. از آنجایی که مشتقات توابع w ، u و φ در هر گره به سایر گره‌ها وابستگی دارند، این دستگاه معادلات به صورت ممزوج است.

جدول (پ-۱): روابط شرایط تکیه‌گاهی در ابتدا و انتهای تیر.

شرط تکیه‌گاهی	ابتدای تیر	انتهای تیر
آزاد	$M_2 = 0, Q_2 = 0, N_2 = 0$	$M_{n+1} = 0, Q_{n+1} = 0, N_{n+1} = 0$
گیردار	$\varphi_2 = 0, w_2 = 0, u_2 = 0$	$\varphi_{n+1} = 0, w_{n+1} = 0, u_{n+1} = 0$
مفصلی	$M_2 = 0, w_2 = 0, u_2 = 0$	$M_{n+1} = 0, w_{n+1} = 0, u_{n+1} = 0$

پیوست ۲- روش نیوتن در حل دستگاه معادلات دیفرانسیلی غیر خطی

با در نظر گرفتن شکل معادلات دیفرانسیلی (۱۷)، (۱۸) و (۱۹) که به صورت غیر خطی هستند، دستگاه معادلات ممزوج به دست آمده در پیوست الف، یک دستگاه معادلات غیر خطی است. روشی که برای حل این دستگاه معادلات ارائه می‌شود، یک روش اصلاح شده مبتنی بر روش نیوتن-رافسون است. از این روش به طور معمول برای محاسبه ریشه یک تابع تک متغیره در فضای دو بعدی استفاده می‌شود. توجه به معادلات دیفرانسیل

عبارت‌های دیفرانسیلی در معادلات اساسی برای یک گره نمونه i ، به صورت زیر تقریب زده می‌شوند:

$$\left(\frac{dw}{dx}\right)_i \approx \frac{w_{i+1} - w_{i-1}}{2h}, \quad \left(\frac{d^2w}{dx^2}\right)_i \approx \frac{w_{i+1} - 2w_i + w_{i-1}}{h^2}$$

$$\left(\frac{du}{dx}\right)_i \approx \frac{u_{i+1} - u_{i-1}}{2h}, \quad \left(\frac{d^2u}{dx^2}\right)_i \approx \frac{u_{i+1} - 2u_i + u_{i-1}}{h^2} \quad (\text{پ-۱})$$

$$\left(\frac{d\varphi}{dx}\right)_i \approx \frac{\varphi_{i+1} - \varphi_{i-1}}{2h}, \quad \left(\frac{d^2\varphi}{dx^2}\right)_i \approx \frac{\varphi_{i+1} - 2\varphi_i + \varphi_{i-1}}{h^2}$$

با توجه به روابط ارائه شده، مشخص است که در گره نمونه i مقدار مشتقات به دست آمده به مقادیر توابع w ، u و φ در گره قبلی ($i-1$) و گره بعدی ($i+1$) وابسته است. با جایگذاری روابط (پ-۱) در معادلات اساسی، برای هر گره سه معادله به دست می‌آید که مجهولات آن به گره‌های قبلی و بعدی ارتباط دارند.

با توجه به شکل (پ-۱) روابط تفاضل محدود مرکزی (روابط ۳۷)، در گره ابتدایی تیر نیازمند یک گره قبل از آن برای تکمیل روابط هستیم. از این رو یک گره مجازی قبل از گره آغازین تیر در نظر گرفته می‌شود که در انتهای تحلیل‌ها از نتایج آن چشم‌پوشی می‌شود. این مسئله عیناً برای گره انتهایی تیر نیز صادق است. در این حالت یک گره مجازی بعد از گره انتهایی تیر لحاظ می‌گردد (شکل پ-۱). بر این اساس با توجه به n گره اصلی و دو گره مجازی برای تیر تحت بررسی، تعداد کل گره‌ها برابر $n+2$ است.

پیش از این اشاره شد که در گره‌های اصلی، سه معادله اساسی و سه مجهول w_i ، u_i و φ_i وجود دارند. با اضافه شدن دو گره مجازی ابتدایی و انتهایی که در آنها شش مجهول w_1 ، u_1 ، φ_1 ، w_{n+2} ، u_{n+2} و φ_{n+2} حضور دارند، نیازمند شش معادله دیگر

بنابراین فرم ماتریسی رابطه (پ-۶) به صورت زیر نوشته می‌شود:

$$\mathbf{G}(\mathbf{X} + \delta\mathbf{X}) = \mathbf{G}(\mathbf{X}) + \mathbf{J} \cdot \delta\mathbf{X} + \mathcal{O}(\delta\mathbf{X}^2) \quad (\text{پ-۸})$$

با حذف عبارات با درجه $\delta\mathbf{X}^2$ و بالاتر و با در نظر داشتن رابطه $\mathbf{G}(\mathbf{X} + \delta\mathbf{X}) = 0$ ، یک مجموعه از معادلات خطی برای $\delta\mathbf{X}$ به دست می‌آید که با تصحیح گام به گام \mathbf{X} موجب می‌شود که توابع g_i ها به طور هم‌زمان به سمت صفر میل کنند:

$$\mathbf{J} \cdot \delta\mathbf{X} = -\mathbf{G} \quad (\text{پ-۹})$$

با حل تساوی ماتریسی (پ-۹)، بردار تصحیح کننده $\delta\mathbf{X}$ به دست می‌آید. در نهایت این بردار اصلاحی به مقادیر \mathbf{X} در مرحله قبل اضافه می‌شود تا بردار جدید \mathbf{X} به دست آید.

$$\mathbf{X}_{\text{new}} = \mathbf{X}_{\text{old}} + \delta\mathbf{X} \quad (\text{پ-۱۰})$$

این رویه تا زمانی که نرم بردار $\delta\mathbf{X}$ از حد مشخصی کوچک‌تر شود ادامه می‌یابد.

$$\delta\mathbf{X} \leq c \quad (\text{پ-۱۱})$$

در واقع مقدار c نشان می‌دهد که نرم تفاضل بردار \mathbf{X} جدید با بردار \mathbf{X} قدیم که مجموعه پاسخ‌های سیستم هستند از یک حد معین (مثلاً ۰/۰۰۱) کوچک‌تر شده و سیستم به سمت همگرایی حرکت کرده است.

(۱۷)، (۱۸) و (۱۹) نشان می‌دهد که این معادلات همانند سه تابع (g_1, g_2, g_3) عمل می‌کنند که هم‌زمان یافتن ریشه مشترک آنها مد نظر می‌باشد. این مسئله برای گره نام به صورت زیر نوشته می‌شود:

$$g_1^i(w_1, u_1, \phi_1, \dots, w_{n+2}, u_{n+2}, \phi_{n+2}) = 0, \quad (\text{پ-۲})$$

$$i = 1, 2, 3, \dots, n+2$$

$$g_2^i(w_1, u_1, \phi_1, \dots, w_{n+2}, u_{n+2}, \phi_{n+2}) = 0, \quad (\text{پ-۳})$$

$$i = 1, 2, 3, \dots, n+2$$

$$g_3^i(w_1, u_1, \phi_1, \dots, w_{n+2}, u_{n+2}, \phi_{n+2}) = 0, \quad (\text{پ-۴})$$

$$i = 1, 2, 3, \dots, n+2$$

با در نظر گرفتن دستگاه معادلات غیرخطی تشکیل شده برای $3 \times (n+2)$ معادله دیفرانسیل اساسی، مسئله حل این دستگاه معادلات با توجه به روابط (پ-۲)، (پ-۳) و (پ-۴) همانند مسئله به دست آوردن ریشه‌های یک مجموعه $3 \times (n+2)$ تایی از توابع هم‌زمان با $3 \times (n+2)$ متغیر است [۳۷]. در صورتی که مجموعه متغیرهای $[w_1, u_1, \phi_1, \dots, w_{n+2}, u_{n+2}, \phi_{n+2}]$ به طور خلاصه با بردار \mathbf{X} و مجموعه توابع g_i ها با بردار \mathbf{G} نمایش داده شوند، خواهیم داشت:

$$\mathbf{G}(\mathbf{X}) = 0 \quad (\text{پ-۵})$$

از آنجا که در ابتدا جواب دستگاه معادلات، یعنی بردار \mathbf{X} ، معلوم نیست، می‌بایست یک بردار اولیه برای متغیرها حدس زده شود. در تحلیل پاسخ تیر در برابر گسلس، این بردار در ابتدا بردار صفر در نظر گرفته می‌شود. این پاسخ قاعدتاً جواب سیستم دستگاه معادلات نخواهد بود. لذا یک حل گام به گام برای اصلاح \mathbf{X} اولیه و رسیدن به پاسخ نهایی به شکل زیر ارائه شده است.

برای هر تابع g_i در همسایگی \mathbf{X} بسط تیلور به صورت زیر است:

$$g_i(\mathbf{X} + \delta\mathbf{X}) = g_i(\mathbf{X}) + \sum_{j=1}^{n+2} \frac{\partial g_i}{\partial X_j} \delta X_j + \mathcal{O}(\delta\mathbf{X}^2) \quad (\text{پ-۶})$$

در این رابطه، ماتریس مشتقات پاره‌ای تابع g_i ، ماتریس ژاکوبی \mathbf{J} نامیده می‌شود:

$$J_{ij} = \frac{\partial g_i}{\partial X_j} \quad (\text{پ-۷})$$

Nonlinear Analysis of the Surface Faulting Effects on the Buried Pipelines: the Application of the Combination of Finite Difference and Multivariable Methods

Hamid Tohidifar¹, Mojtaba Moosavi^{2*}, and Mohammad Kazem Jafari³

1. Ph.D. Student, Geotechnical Engineering Research Center, International Institute of Earthquake Engineering and Seismology (IIEES), Tehran, Iran
2. Assistant Professor, Geotechnical Engineering Research Center, International Institute of Earthquake Engineering and Seismology (IIEES), Tehran, Iran, *Corresponding Author, email: moosavi@iiees.ac.ir
3. Professor, Earthquake Risk Management Research Center, International Institute of Earthquake Engineering and Seismology (IIEES), Tehran, Iran

In current modern cities, the use of buried pipelines in the conveying of vital fluids such as water, oil, and gas have become very important. Investigations on the behavior of the buried pipelines after the occurrence of the severe earthquakes have indicated that one of the primary sources of the failures of these kinds of linear structures were due to surface fault rupture. Therefore, if the buried pipelines are designed and implemented correctly, the permanent ground displacement due to the movement of the bedrock fault will not lead to such rupture of the pipes. On this basis, different researchers have concentrated their studies on investigating the interaction of pipe and soil during the permanent ground displacement. Due to the difficulty and cost of laboratory tests on this phenomenon, the number of available experimental data is very few. On the other hand, analytical studies have various limitations and complexities that have made it difficult for engineers to use these methods. In addition, numerical methods used to study the interaction of pipes and faults are mostly prepared for academic environments. These numerical approaches usually need the knowledge of soil or pipe advanced constitutive models and require the familiarity with mathematical parameters necessary for the convergence of the computational efforts.

In order to investigate the behavior of buried pipes against faulting displacement, in this paper, a numerical method has been developed by combining finite difference and Newton multivariable techniques. The equilibrium equation of forces in x and y directions along with the equilibrium equation of bending moment for an infinite section of the pipe under the influence of the displaced soil pressure has been obtained first. Then the system of equations for all of the discretized nodes of a pipeline has been solved using the proposed hybrid method. The proposed method simultaneously considers the nonlinear behavior of pipes, soil equivalent springs, and large strains in the beam-spring model. In addition, to more precisely assess the shear factor in the beam behavior, the Timoshenko beam model has been applied to model the pipe.

The validity of the proposed method has been performed using the results of a laboratory centrifuge test on HDPE pipe and 90° normal fault. In addition, this hybrid method is also validated with the results of a finite element numerical analysis on 70° normal fault and API5L-X65 oil transfer pipe. Comparison of the obtained results for different parameters such as longitudinal strains, settlement, and flexural bending of the pipes shows that the presented numerical method is very suitable in predicting the interaction behavior of pipes against dip-slip faults. At the same time, a lower computational effort has been required to arrive in the final answers. In addition, using the proposed numerical method, the effect of fault zone width with values equal to 0.001, 10, 30, 60, and 100 m on the behavior of a pipeline against a normal 70-degree fault has been investigated. The results of this study show that increasing the width of the fault zone significantly reduces the amount of tensile strain in the pipes. Also, increasing the width of the fault zone causes the pipe to rupture from two different points, while in the small fault width equal to 0.001 m, the pipe failure occurs only at one point. Maximum bending moment and pipe curvature also increased with decreasing fault width.

Keywords: Surface Faulting, Buried Pipeline, Numerical Modeling, Finite Difference Method, Multivariable Newton Method, Nonlinear Behavior.