

## ارائه یک روش تحلیلی بر پایه تئوری قوس‌زدگی تنش جهت پایداری سازی شیروانی‌های خاکی با استفاده از یک ردیف شمع

حسن سرفراز<sup>۱</sup>؛ محمدحسین خسروی<sup>۲\*</sup>

۱- دکتری مکانیک سنگ، دانشکده مهندسی معدن، پردیس دانشکده‌گان فنی، دانشگاه تهران، تهران، ایران.

۲- دانشیار، گروه مهندسی معدن، دانشکده مهندسی، دانشگاه بیرجند، بیرجند، ایران.

دریافت: ۱۴۰۳/۱۱/۱۳ پذیرش: ۱۴۰۳/۱۲/۲۸

(\*نویسنده مسئول: mh.khosravi@birjand.ac.ir)

### چکیده

یکی از مسائل مهم در مهندسی ژئوتکنیک، پایداری سازی شیروانی‌های خاکی است. برای این منظور، روش‌های جدیدی از جمله استفاده از شمع‌کوبی در سال‌های اخیر ارائه شده است. در این تحقیق، روش تحلیلی جدیدی با در نظر گرفتن پدیده قوس‌زدگی در امتداد ارتفاع لایه لغزنده بین دو شمع جانبی ارائه شده است. ابتدا با در نظر گرفتن قوس‌زدگی در امتداد ارتفاع لایه لغزنده، تنش در پشت شمع در یک مقطع قائم خاک به صورت دوبعدی تحلیل شد. سپس از تئوری تغییر شکل پلاستیک برای محاسبه نیروی جانبی وارد بر شمع استفاده شد. در انتها، روش تحلیلی پیشنهادی با نتایج آزمایشگاهی و روش‌های تحلیلی موجود مقایسه و اعتبارسنجی شد. نتایج نشان داد که نیروی جانبی وارد بر شمع پس از رسیدن به مقدار بیشینه در نزدیکی سطح لغزش کاهش می‌یابد و توزیع آن به شکل غیرخطی می‌باشد. روش تحلیلی پیشنهادی را می‌توان برای پیش‌بینی نیروی جانبی وارد بر شمع با دقت قابل قبولی استفاده نمود.

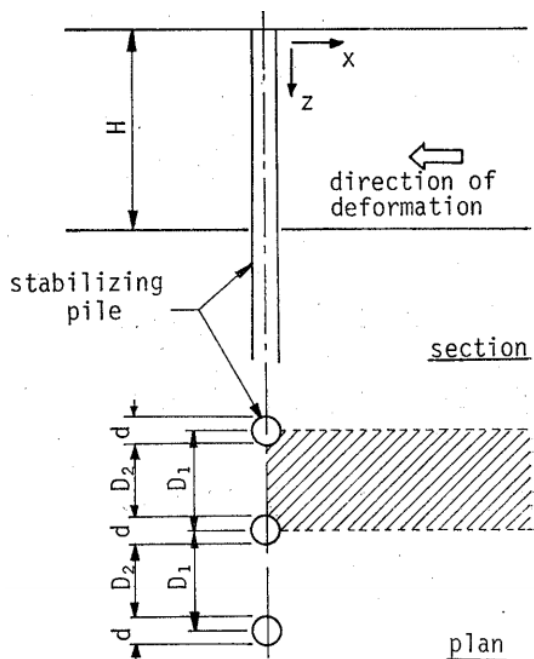
پایداری سازی شیروانی، قوس‌زدگی در خاک، تئوری تغییر شکل پلاستیک

واژگان کلیدی

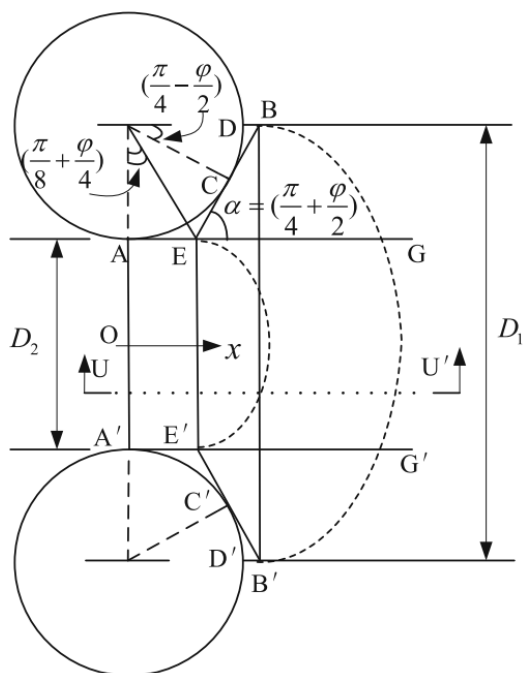
### ۱- مقدمه

روش‌هایی برای پایداری سازی شیروانی‌ها وجود دارد که می‌توان آن‌ها را به‌عنوان روش‌های افزایش نیروهای مقاوم و روش‌هایی که نیروهای محرک را کاهش می‌دهند، طبقه‌بندی نمود. یکی از متداول‌ترین روش‌ها برای پایداری سازی شیروانی‌ها، بکارگیری از شمع می‌باشد. در تحقیقات متعددی، نیروی جانبی وارد بر شمع‌ها را به دلیل حرکت خاک مورد مطالعه قرار داده اند [۱-۵]. ایتو و ماتسویی (۱۹۷۵) روشی برای محاسبه نیروی جانبی وارد بر شمع‌ها ارائه دادند [۶-۸]. هاسیوتیس و همکاران (۱۹۹۷) روشی برای پایداری سازی شیروانی‌ها با بکارگیری از شمع‌ها بر اساس تئوری دایره اصطکاک تیلور و روش ایتو و ماتسویی (۱۹۷۵) ارائه کردند [۹]. کومار و هال (۲۰۰۶) یک روش تقریبی برای تعیین نیروی جانبی وارد بر

شمع بر اساس تئوری تغییر شکل پلاستیک ارائه دادند [۱۰]. لی و همکاران (۲۰۱۲) با ترکیب روش تعادل حدی با روش ایتو و ماتسویی (۱۹۷۵) موقعیت بهینه شمع‌ها را بررسی نمودند [۱۱]. برای ارزیابی پایداری شیروانی‌های خاکی با شمع، راثو و همکاران (۲۰۱۷) به صورت سه بعدی تعادل حدی انجام دادند و تأثیر پارامترهای مهم طراحی را بر روی سطح لغزش بحرانی و پایداری شیروانی بررسی کردند [۱۲]. همچنین بر اساس روش تعادل حدی، زو و همکاران (۲۰۱۸) پایداری سازی شیروانی با استفاده از شمع‌ها را به صورت سه‌بعدی در خاک‌های ناهمسانگرد و غیرهمگن مطالعه کردند و به این نتیجه رسیدند که وقتی شمع‌ها در بخش میانی و بالایی شیروانی قرار گیرند، تأثیر شمع‌ها در افزایش مقدار فاکتور ایمنی بیشتر است [۱۳]. ژانگ و همکاران (۲۰۰۴)



شکل ۱- پایدارسازی با استفاده از یک ردیف شمع [۶].



شکل ۲- تغییر شکل پلاستیک خاک میان دو شمع بر اساس تئوری ایتو و ماتسویی (۱۹۷۵) [۶].

شکلگیری قوس زدگی را به صورت عددی مدل سازی کردند و تأثیر فاصله شمع ها را بر تشکیل قوس بررسی نمودند [۱۴]. لی و همکاران (۲۰۰۶) با استفاده از مدل سازی عددی، آرایش شمع ها را ارزیابی کردند و نتایج این تحقیق نشان داد که وقتی فاصله داری شمع ها بزرگتر از ۱۰ برابر قطر شمع باشد، خاک از میان شمع ها جریان می یابد و زمانی که فاصله داری کمتر باشد، قوس به راحتی بین دو شمع مجاور تشکیل می شود [۱۵]. روش ایتو و ماتسویی (۱۹۷۵) برای محاسبه نیروی جانبی وارد بر شمع ها در تحقیقات متعددی استفاده شده است [۱۶، ۱۷]. لی و همکاران (۲۰۱۹) با استفاده از دستگاه سانتریفیوژ، تأثیر قوس زدگی در شیروانی ها را با استفاده از شمع ها به صورت مدل سازی فیزیکی مطالعه کردند [۱۸].

## ۲- روش تحلیلی پیشنهادی

### ۲-۱- توزیع تنش پشت شمع

هنگامی که یک لایه لغزشی به صورت افقی حرکت می کند، خاک اطراف شمع ها دچار تغییر شکل می شود. ناحیه قوس-زدگی در پشت شمع به صورت هاشور خورده در شکل ۱ نشان داده شده است. نمایی از صفحه تغییر شکل بین دو شمع در شکل ۲ ارائه شده است. مقطع  $UU'$  در شکل ۳ نشان داده شده است. مطابق شکل ۳، تنش های اصلی بیشینه و کمینه به ترتیب بر یک قوس مقعر عمود و مماس هستند. یک قوس دایره ای شکل برای مسیر  $\sigma_3$  در نظر گرفته شده است و صفحه لغزش به صورت غیر خطی و به فرم پارابولیک فرض شده است. با توجه به سطح لغزش به صورت پارابولیک، روابط ذیل را می توان نوشت:

$$Z = ax^2 + bx + c \quad (1)$$

$$a = \frac{1}{R_{pl}H} \tan^2 \left( \frac{\pi}{4} + \frac{\phi}{2} \right) \left( 1 - \frac{1}{R_{pl}} \right) \quad (2)$$

$$b = - \tan \left( \frac{\pi}{4} + \frac{\phi}{2} \right) \quad (3)$$

$$c = H \quad (4)$$

تنش افقی فعال از رابطه ذیل محاسبه می شود.

$$\sigma_{ah} = \sigma_1 \cos^2 \psi + \sigma_3 \sin^2 \psi \quad (5)$$

که فشار جانبی فعال و  $\sigma_1$  و  $\sigma_3$  تنش های اصلی و  $\psi$  زاویه شکست موهر-کولمب را می توان به صورت زیر بکار برد:

$$\sigma_3 = k_a \sigma_1 - (1 - k_a) \frac{c}{\tan \phi} \quad (6)$$

رانشان  $k_a$  نشان دهنده نسبت فشار افقی به عمودی است که توسط رانکاین (۱۹۸۶) معرفی شده است.

$$k_a = \frac{1 - \sin \phi}{1 + \sin \phi} \quad (7)$$

با جایگذاری رابطه (۶) در رابطه (۵)، فشار فعال افقی به دست می آید.

$$\sigma_{ah} = \sigma_1 (\cos^2 \psi + k_a \sin^2 \psi) - \frac{c}{\tan \phi} \sin^2 \psi (1 - k_a) \quad (8)$$

فشار نرمال در شرایط فعال به صورت رابطه زیر محاسبه می شود.

$$\sigma_{av} = \sigma_1 (\cos^2 \theta + k_a \sin^2 \theta) - \frac{c}{\tan \phi} \sin^2 \theta (1 - k_a) \quad (9)$$

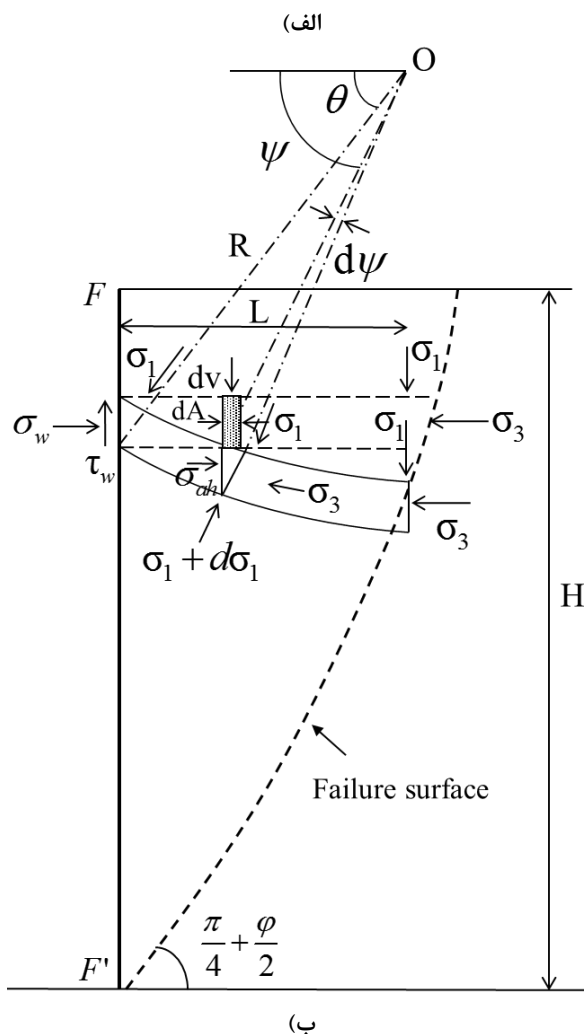
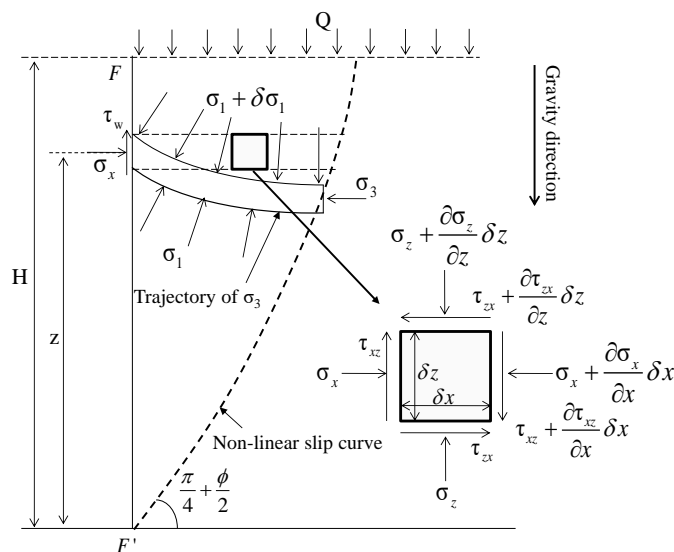
$$I_1 = \sigma_1 + \sigma_3 = \sigma_{av} + \sigma_{ah} \quad (10)$$

با جایگذاری روابط (۶) و (۸) در رابطه (۱۰)، رابطه زیر برای  $\sigma_{av}$  حاصل می شود:

$$\sigma_{av} = \sigma_1 (\sin^2 \psi + k_a \cos^2 \psi) - \frac{c}{\tan \phi} \cos^2 \psi (1 - k_a) \quad (11)$$

طبق روابط (۸) و (۱۱)، فشارهای جانبی و عمودی با زاویه  $\psi$  تغییر می کنند که این زاویه از  $\theta$  (در امتداد  $FF'$ ) تا  $90^\circ$  درجه (در سطح شکست) متغیر است. مقدار  $\theta$  از رابطه زیر به دست می آید که تابعی از پارامترهای زاویه اصطکاک داخلی خاک، زاویه اصطکاک میان شمع و خاک است [۱۹].

$$\theta = \frac{\pi}{2} - \frac{1}{2} \arcsin \left( \frac{\sin \delta}{\sin \phi} \right) + \frac{\delta}{2} \quad (12)$$



شکل ۳- مؤلفه های تنش روی المان دیفرانسیلی.

$$\frac{\partial^2 \tau_{xz}}{\partial x^2} = 0 \quad (23)$$

با انتگرال گیری رابطه (23)، رابطه (24) به دست می آید که در آن  $c_1$  و  $c_2$  توابعی از  $z$  هستند.

$$\tau_{xz} = c_1(z)x + c_2(z) \quad (24)$$

ضرایب  $c_1$  و  $c_2$  از شرایط مرزی بدست می آیند. تنش برشی در راستای  $FF'$  و سطح لغزش به ترتیب برابر با  $\tau_w$  و صفر می باشد. لذا می توان روابط ذیل را بدست آورد:

$$c_1 = \frac{-2a\tau_w}{b + \sqrt{b^2 - 4a(c-z)}} \quad (25)$$

$$c_2 = -\tau_w \quad (26)$$

در نتیجه  $\tau_{xz}$  را می توان به صورت رابطه زیر نوشت.

$$\tau_{xz} = -\tau_w \left( 1 + \frac{2ax}{\sqrt{b^2 - 4a(c-z)}} \right) \quad (27)$$

با در نظر گرفتن تنش برشی در امتداد  $FF'$ ،  $\tau_w = c_w + \sigma_x \tan \delta$  و با استفاده از رابطه (17)، رابطه (27) را می توان به صورت رابطه ذیل نوشت.

$$\tau_{xz} = -\left( k_{an} \tan \delta \sigma_z + n \right) \left( 1 + \frac{2ax}{\sqrt{b^2 - 4a(c-z)}} \right) \quad (28)$$

که

$$n = c \frac{\tan \delta}{\tan \phi} + m \tan \delta \quad (29)$$

با ادغام رابطه (28) در رابطه (21)، تنش قائم و افقی از روابط ذیل محاسبه می شوند:

$$\sigma_{zi} = \sigma_{z0} + \Delta z \left( \gamma + \frac{2a(k_{an} \tan \delta \sigma_{zi} + n)x}{b + \sqrt{b^2 - 4a(c-z)}} \right) \quad (30)$$

$$\sigma_{xi,j+1} = \sigma_{xi,j} - \frac{\Delta x}{\Delta z} (\tau_{xzi+1,j} - \tau_{xzi,j}) \quad (31)$$

که اندیس  $i$  و  $j$  به ترتیب در راستای  $z$  و  $x$  می باشند.

## ۲-۲- توزیع تنش پشت شمع

توزیع تنش در داخل توده خاک در شکل ۴ نشان داده شده است. پارامترهای مورد استفاده عبارتند از  $\phi = 30^\circ$ ،  $\delta = 0.7\phi$ ،  $R_{pl} = 0.75$  و  $c = 0.025\gamma H$ ،  $\gamma = 20 \text{ kN/m}^3$ ،  $H = 5 \text{ m}$  مطابق شکل ۴، تنش قائم در  $z = H$  به صفر کاهش یافته است که دلیلی از اثر قوس زدگی است. تنش برشی در راستای  $FF'$  و

فرم دیفرانسیلی نیروی عمودی وارد بر المان هاشورخورد در شکل ۳ از رابطه زیر محاسبه می شود.

$$dv = \sigma_v dA \quad (13)$$

که  $\sigma_v$  فشار عمودی و  $dA$  طول قسمت هاشور خورده است. میانگین فشار عمودی را می توان با تقسیم نیروی عمودی ( $V$ ) بر طول المان دیفرانسیل ( $L$ ) به صورت زیر محاسبه کرد:

$$\bar{\sigma}_v = \frac{V}{L} = \frac{1}{R \cos \theta} \int_0^{\pi/2} dv \quad (14)$$

$$\bar{\sigma}_v = \sigma_1 \left( 1 - \frac{1-k_a}{3} \cos^2 \theta \right) - \frac{c(1-k_a)}{3 \tan \phi} \cos^2 \theta \quad (15)$$

رابطه (15) را می توان بر حسب تنش اصلی پیشینه نوشت.

$$\sigma_1 = \frac{\bar{\sigma}_v + \frac{c(1-k_a)}{3 \tan \phi} \cos^2 \theta}{3 - (1-k_a) \cos^2 \theta} \quad (16)$$

با جایگذاری رابطه (16) در رابطه (9)، فشار فعال نرمال از رابطه ذیل بدست می آید.

$$\sigma_x = k_{an} \sigma_z + m \quad (17)$$

که

$$k_{an} = \frac{3(\cos^2 \theta + k_a \sin^2 \theta)}{3 - (1-k_a) \cos^2 \theta} \quad (18)$$

$$m = \frac{c(1-k_a)}{\tan \phi} \left( \frac{k_{an} \cos^2 \theta}{3} - \sin^2 \theta \right) \quad (19)$$

مطابق شکل ۳، معادلات تعادلی زیر را می توان نوشت [۲۱]:

$$\frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xz}}{\partial z} = 0 \quad (20)$$

$$\frac{\partial \sigma_z}{\partial z} + \frac{\partial \tau_{zx}}{\partial x} = \gamma \quad (21)$$

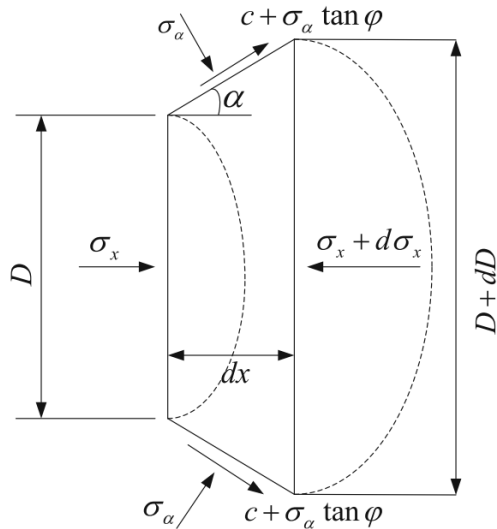
با مشتق گرفتن از رابطه (21) نسبت به  $x$  رابطه ذیل به دست می آید.

$$\frac{\partial^2 \sigma_z}{\partial x \partial z} + \frac{\partial^2 \tau_{xz}}{\partial x^2} = 0 \quad (22)$$

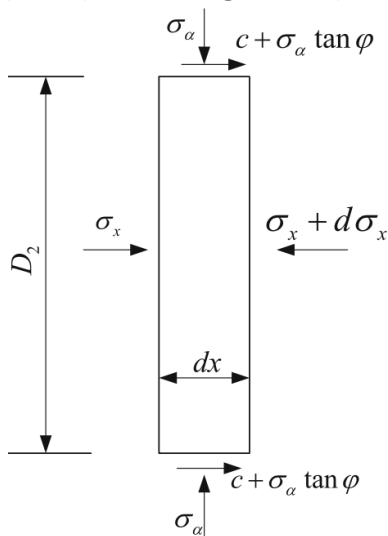
با فرض یکنواخت بودن تنش قائم در امتداد محور  $x$ ،  $\partial \sigma_z / \partial x = 0$  می باشد. تنش قائم در امتداد محور  $z$  تغییر می کند ( $\partial \sigma_z / \partial z \neq 0$ )، بنابراین:

۳-۲- تئوری تغییر شکل پلاستیک

برای محاسبه نیروی جانبی وارد بر شمع‌ها از تئوری تغییر شکل پلاستیک استفاده شده است. در این تحلیل، مفروضات خاک در حال تغییر شکل در اطراف شمع توسط تحقیق ایتو و ماتسویی (۱۹۷۵) اتخاذ شده است. بر اساس این مفروضات و تئوری قوس‌زدگی، رابطه جدیدی جهت برآورد نیروی جانبی وارد بر یک شمع در واحد ضخامت لایه ارائه شده است.  $D_1$  و  $D_2$  به ترتیب فاصله مرکز به مرکز و لبه به لبه دو شمع مجاور است. در ناحیه  $EBB'E'$  (شکل ۲)، تعادل نیروها در جهت  $x$  روی یک المان دیفرانسیل در نظر گرفته شده است (مطابق شکل ۵).

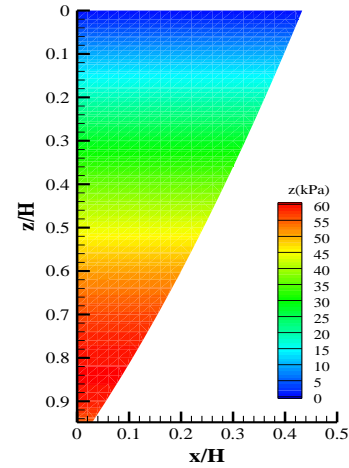


شکل ۵- المان دیفرانسیلی  $EBB'E'$  میان دو شمع مجاور.

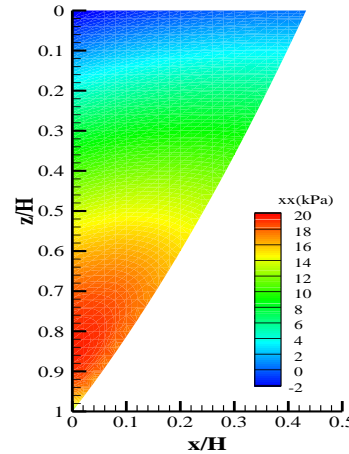


شکل ۶- المان دیفرانسیلی  $AEE'A'$  میان دو شمع مجاور.

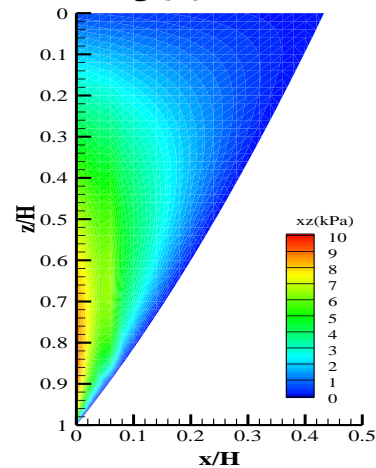
در نسبت عمقی حدود  $0.4$  بیشینه است و با نزدیک‌تر شدن به سطح شکست، این مقدار کاهش می‌یابد.



الف) تنش قائم



ب) تنش برشی



ج) تنش افقی

شکل ۴- توزیع تنش داخل گوه گسیختگی.

ضریب  $c_I$  در رابطه (۳۵) با در نظر گرفتن رابطه (۳۹) به عنوان شرایط مرزی بدست می‌آید.

$$(C_1 D_2)^{\sqrt{N \tan \phi + N - 1}} = \frac{\sqrt{N \tan \phi + N - 1} (A)}{N \tan \phi} \quad (40)$$

$$+ c \left( 2 \tan \phi + 2\sqrt{N} + 1 / \sqrt{N} \right)$$

که

$$A = \sigma_h N \tan \phi e^{\exp \left( \left( \frac{D_1 - D_2}{2} \right) N \tan \phi \tan \left( \frac{\pi}{8} + \frac{\phi}{4} \right) \right)} \quad (41)$$

$$+ c \left( 2\sqrt{N} \tan \phi + 1 \right) e^{\exp \left( \left( \frac{D_1 - D_2}{2} \right) N \tan \phi \tan \left( \frac{\pi}{8} + \frac{\phi}{4} \right) \right)}$$

روابط (۳۵) و (۴۰) برای محاسبه نیروی جانبی  $P_{BB'}$  اعمالی بر صفحه  $BB'$  به ازای واحد ضخامت استفاده می‌شود. سپس با تفاضل این نیرو با نیروی  $P_{AA'}$ ، نیروی جانبی وارد به شمع به ازای واحد ضخامت مطابق رابطه ذیل محاسبه می‌شود.

$$p = c D_1 \left( \frac{D_1}{D_2} \right)^{\sqrt{N \tan \phi + N - 1}}$$

$$\times \left( \frac{2\sqrt{N} \tan \phi + 1}{N \tan \phi} \left( e^{\exp \left( \left( \frac{D_1 - D_2}{2} \right) N \tan \phi \tan \left( \frac{\pi}{8} + \frac{\phi}{4} \right) \right)} - 1 \right) \right. \\ \left. + \frac{2 \tan \phi + 2\sqrt{N} + 1 / \sqrt{N}}{\sqrt{N \tan \phi + N - 1}} \right) \quad (42)$$

$$- c D_1 \frac{2 \tan \phi + 2\sqrt{N} + 1 / \sqrt{N}}{\sqrt{N \tan \phi + N - 1}} +$$

$$+ \sigma_h \left( D_1 \left( \frac{D_1}{D_2} \right)^{\sqrt{N \tan \phi + N - 1}} e^{\exp \left( \left( \frac{D_1 - D_2}{2} \right) N \tan \phi \tan \left( \frac{\pi}{8} + \frac{\phi}{4} \right) \right)} - D_2 \right)$$

### ۳- مقایسه و تحلیل نتایج

جهت اعتبار سنجی روش تحلیلی جدید ارائه شده، نتایج این تحقیق با داده‌های مدلسازی فیزیکی انجام شده توسط گنو و چی (۲۰۰۶) مقایسه شد. مدل فیزیکی ایشان شامل یک جعبه برشی و یک سیستم بارگذاری است به طوری که پروفیل‌های مختلف حرکت خاک و بارگذاری قائم به طور هم‌زمان قابل مدلسازی می‌باشد. جعبه برشی دارای ابعاد داخلی  $1 \times 1$  متر و ارتفاع  $0.18$  متر می‌باشد. جنس خاک ماسه بوده و شمع‌های مورد استفاده در تست‌ها از جنس آلومینیوم به طول  $1200$

$$2dx \left( \sigma_\alpha \tan \left( \frac{\pi}{4} + \frac{\phi}{2} \right) + \sigma_\alpha \tan \phi + c \right) - Dd\sigma_x - \sigma_x dD = 0 \quad (32)$$

فرض می‌شود که تنش نرمال  $\sigma_\alpha$  وارد به صفحه  $EBB'E'$  برابر با تنش اصلی  $\sigma_x$  باشد. با توجه به معیار موهر-کولمب می‌توان رابطه ذیل را نوشت.

$$\sigma_\alpha = \sigma_x N + 2c\sqrt{N} \quad (33)$$

که  $N = \tan^2(\pi/4 + \phi/2)$  می‌باشد. با توجه به شکل ۵:

$$dx = \frac{d(D/2)}{\tan \left( \frac{\pi}{4} + \frac{\phi}{2} \right)} \quad (34)$$

با جایگذاری رابطه (۳۳) و (۳۴) در رابطه (۳۲) و انتگرالگیری، رابطه زیر حاصل می‌شود.

$$\sigma_x = \frac{(C_1 D)^{\sqrt{N \tan \phi + N - 1}} - c \left( 2 \tan \phi + 2\sqrt{N} + 1 / \sqrt{N} \right)}{\sqrt{N \tan \phi + N - 1}} \quad (35)$$

که  $C_1$  ثابت انتگرال است. در ناحیه  $AEE'A'$  (شکل ۲ و شکل ۶)، با نوشتن تعادل نیروها در جهت  $x$ :

$$D_2 d\sigma_x = 2 \left( \sigma_\alpha \tan \phi + c \right) dx \quad (36)$$

با جایگذاری رابطه (۳۳) در رابطه (۳۶) و انتگرال‌گیری آن:

$$\sigma_x = \frac{C_2 \exp \left( \frac{2N \tan \phi}{D_2} x \right) - c \left( 2\sqrt{N} \tan \phi + 1 \right)}{N \tan \phi} \quad (37)$$

$C_2$  ثابت انتگرال‌گیری است. در  $x=0$  تنش فعال روی صفحه  $AA'$  از رابطه (۳۳) به ازای  $j=0$  بدست می‌آید. این رابطه را می‌توان به عنوان شرایط مرزی رابطه (۳۷) در نظر گرفت. لذا:

$$C_2 = \sigma_h N \tan \phi + c \left( 2\sqrt{N} \tan \phi + 1 \right) \quad (38)$$

با جایگذاری رابطه (۳۸) در رابطه (۳۷)، رابطه ذیل حاصل می‌شود.

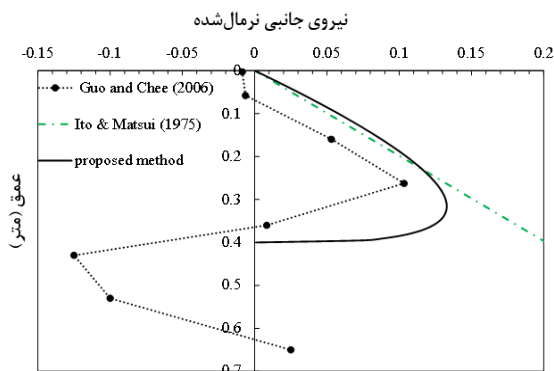
$$[\sigma_x]_{x=\frac{D_1-D_2}{2} \tan \left( \frac{\pi}{4} + \frac{\phi}{2} \right)} = \frac{\sigma_h N \tan \phi e^{\exp \left( \left( \frac{D_1 - D_2}{2} \right) N \tan \phi \tan \left( \frac{\pi}{8} + \frac{\phi}{4} \right) \right)}}{N \tan \phi} \\ + \frac{c \left( 2\sqrt{N} \tan \phi + 1 \right) e^{\exp \left( \left( \frac{D_1 - D_2}{2} \right) N \tan \phi \tan \left( \frac{\pi}{8} + \frac{\phi}{4} \right) \right)}}{N \tan \phi} \quad (39)$$

$$- \frac{c \left( 2\sqrt{N} \tan \phi + 1 \right)}{N \tan \phi}$$

#### ۴- جمع بندی

این مقاله به بررسی نیروهای جانبی وارد بر شمع‌ها به دلیل حرکت زمین لغزش پرداخته و روش تحلیلی جدیدی را توسعه داده است. این روش بر اساس مدل ایتو و ماتسویی (۱۹۷۵) که بر پایه نظریه تغییر شکل پلاستیک است، بهبود یافته است. در تئوری ایتو و ماتسویی (۱۹۷۵)، سطح شکست در پشت شمع‌ها به صورت خطی در نظر گرفته شده است و توزیع تنش به صورت خطی است و بیشترین مقدار تنش در امتداد سطح شکست مشاهده می‌شود. در این پژوهش، با توسعه روش ایتو و ماتسویی (۱۹۷۵) و با در نظر گرفتن پدیده قوس زدگی در امتداد ارتفاع لایه لغزنده بین دو شمع، یک روش تحلیلی ارائه گردید و سطح شکست به صورت پارابولیک فرض شد. ابتداء، تنش در پشت شمع در یک مقطع قائم خاک مورد مطالعه قرار گرفت و توزیع تنش به صورت دوبعدی ارائه گردید. سپس از تئوری تغییر شکل پلاستیک بین دو شمع مجاور جهت برآورد نیروی جانبی وارد بر شمع استفاده شد. نتایج نشان می‌دهد که نیروی جانبی وارد بر شمع‌ها پس از رسیدن به حداکثر مقدار خود در نزدیکی سطح لغزش، کاهش می‌یابد و توزیع آن به صورت غیرخطی می‌باشد. این موضوع نشان می‌دهد که پدیده قوس زدگی نقش مهمی در توزیع تنش و نیروهای جانبی وارد بر شمع‌ها ایفا می‌کند. همچنین، روش تحلیلی پیشنهادی با نتایج آزمایشگاهی و روش تحلیلی ایتو و ماتسویی (۱۹۷۵) مقایسه شد که تطابق خوبی با داده‌های آزمایشگاهی دارد.

میلی‌متر و قطر خارجی ۳۲ میلی‌متر با ضخامت ۱/۵ میلی‌متر ساخته شده بود. فاصله مرکز به مرکز شمع‌ها برابر با ۹۶ میلی‌متر است. خصوصیات خاک عبارت است از:  $\gamma=16.27$ ،  $\phi=35.5^\circ$  [۲۲]. در شکل ۷، نتایج روش تحلیلی پیشنهادی با داده آزمایشگاهی و تئوری ایتو و ماتسویی (۱۹۷۵) مقایسه شده است. مطابق این شکل، توزیع نیروی جانبی وارد بر شمع در روش تحلیلی پیشنهادی تطابق قابل قبولی با نتایج آزمایشگاهی دارد. همانطوری که از این شکل مشاهده می‌شود، توزیع تنش پیشنهاد شده توسط ایتو و ماتسویی (۱۹۷۵) به صورت خطی است که در این تحقیق، اثر قوس زدگی در نظر گرفته نشده است. حال آن‌که، همانطوری که نتایج مدلسازی فیزیکی نشان می‌دهد توزیع تنش وارد بر شمع به صورت غیرخطی بوده و مقدار حداکثر آن بر خلاف آنچه روش ایتو و ماتسویی (۱۹۷۵) نشان می‌دهد در سطح لغزش نبوده بلکه کمی بالاتر از سطح لغزش می‌باشد. قابل توجه است که هر دو روش تحلیلی شامل روش پیشنهادی این تحقیق و روش ایتو و ماتسویی (۱۹۷۵) تنها توزیع تنش بین سطح زمین و سطح لغزش را محاسبه می‌کند. به دلیل تغییر شرایط تنش از حالت فعال در بالای سطح لغزش به حالت انفعالی در پایین سطح لغزش، امکان محاسبه توزیع تنش با یک فرمولاسیون واحد برای هر دو بخش یاد شده وجود ندارد.



شکل ۷- مقایسه بین نتایج روش تحلیلی پیشنهادی با نتایج آزمایشگاهی گئو و چی.

## ۵- منابع

- [1] H. G. Poulos, "Analysis of piles in soil undergoing lateral movement," *J. Soil Mech. Found. Div.*, vol. 99, no. Tech Rpt, 1973.
- [2] H. G. Poulos, "Design of reinforcing piles to increase slope stability," *Can. Geotech. J.*, vol. 32, no. 5, pp. 808–818, 1995.
- [3] A. T. C. Goh, C. I. Teh, and K. S. Wong, "Analysis of piles subjected to embankment induced lateral soil movements," *J. Geotech. Geoenvironmental Eng.*, vol. 123, no. 9, pp. 792–801, 1997.
- [4] L. T. Chen and H. G. Poulos, "Piles subjected to lateral soil movements," *J. Geotech. Geoenvironmental Eng.*, vol. 123, no. 9, pp. 802–811, 1997.
- [5] J. L. Pan, A. T. C. Goh, K. S. Wong, and C. I. Teh, "Ultimate soil pressures for piles subjected to lateral soil movements," *J. Geotech. Geoenvironmental Eng.*, vol. 128, no. 6, pp. 530–535, 2002.
- [6] T. Ito and T. Matsui, "Methods to estimate lateral force acting on stabilizing piles," *Soils Found.*, vol. 15, no. 4, pp. 43–59, 1975.
- [7] T. Ito, T. Matsui, and W. P. Hong, "Design method for stabilizing piles against landslide: One row of piles," *Soils Found.*, vol. 21, no. 1, pp. 21–37, 1981.
- [8] T. Ito, T. Matsui, and W. P. Hong, "Extended design method for multi-row stabilizing piles against landslide," *Soils Found.*, vol. 22, no. 1, pp. 1–13, 1982.
- [9] S. Hassiotis, J. L. Chameau, and M. Gunaratne, "Design method for stabilization of slopes with piles," *J. Geotech. Geoenvironmental Eng.*, vol. 123, no. 4, pp. 314–323, 1997.
- [10] S. Kumar and M. L. Hall, "An approximate method to determine lateral force on piles or piers installed to support a structure through sliding soil mass," *Geotech. Geol. Eng.*, vol. 24, no. 3, pp. 551–564, 2006.
- [11] X. Li, X. Pei, M. Gutierrez, and S. He, "Optimal location of piles in slope stabilization by limit analysis," *Acta Geotech.*, vol. 7, no. 3, pp. 253–259, 2012.
- [12] P. Rao, L. Zhao, Q. Chen, and L. Li, "Limit analysis approach for accessing stability of three-dimensional (3-D) slopes reinforced with piles," *Mar. Georesources Geotechnol.*, vol. 35, no. 7, pp. 978–985, 2017.
- [13] J. Xu, Y. Li, and X. Yang, "Stability charts and reinforcement with piles in 3D nonhomogeneous and anisotropic soil slope," *Geomech. Eng.*, vol. 14, no. 1, pp. 71–81, 2018.
- [14] J. ZHANG, Q. Xie, and Z. Zhang, "Arching effect of anti-slide pile structure and its numerical simulation," *Chinese J. Rock Mech. Eng.*, vol. 23, no. 4, pp. 699–703, 2004.
- [15] L. Z. Y. Min, "Soil arching effect on passive piles and 3-D numerical analysis," *China Civ. Eng. J.*, vol. 3, 2006.
- [16] Y. He, H. Hazarika, N. Yasufuku, J. Teng, Z. Jiang, and Z. Han, "Estimation of lateral force acting on piles to stabilize landslides," *Nat. Hazards*, vol. 79, no. 3, pp. 1981–2003, 2015.
- [17] X. Li and S. Wei, "A Calculation Method for the Distribution of Lateral Force Acting on Stabilizing Piles Considering Soil Arching Effect," *Indian Geotech. J.*, vol. 49, no. 1, pp. 132–139, 2019.
- [18] G. Lei, S. Usai, and W. Wu, "Centrifuge study of soil arching in slope reinforced by piles," in *Recent advances in geotechnical research*, Springer, 2019, pp. 105–115.
- [19] H. Sarfaraz, M. H. Khosravi, and T. Pipatpongsa, "Theoretical and Numerical Analysis of Cohesive-Frictional Backfill against Battered Retaining Wall under Active Translation Mode," *Int. J. Geomech.*, vol. 23, no. 6, p. 4023079, 2023.

- [20] M.H. Khosravi, H. Sarfaraz, T. Pipatpongsa, and A. Sharifdeljuyi. "Active earth pressure distribution inside narrow backfill considering soil-arching effect," *Int. J. Geomech.*, vol. 22, no. 7, 2022.
- [21] M.H. Khosravi, T. Pipatpongsa, and J. Takemura. "Theoretical analysis of earth pressure against rigid retaining walls under translation mode," *Soils and Foundations*, vol. 56, no. 4, 2016.
- [22] Y. He, H. Hazarika, N. Yasufuku, and Z. Han, "Evaluating the effect of slope angle on the distribution of the soil-pile pressure acting on stabilizing piles in sandy slopes," *Comput. Geotech.*, vol. 69, pp. 153–165, Sep. 2015.



## An analytical method based on stress arching theory for stabilization of soil slopes using a single row of piles

Hassan Sarfaraz<sup>1</sup>; Mohammad Hossein Khosravi<sup>2\*</sup>

1- Ph.D. in Rock Mechanics, School of Mining Engineering, College of Engineering University of Tehran, Tehran, Iran.

2- Associate Professor, Department of Mining Engineering, Faculty of Engineering, University of Birjand, Birjand, Iran.

Received: 01 February 2025

Accepted: 18. March. 2025

(Corresponding author: mh.khosravi@birjand.ac.ir)

### **Keywords**

Slope stabilizing  
Arching effect  
Theory of plastic deformation

### **Extended Abstract**

Slope stabilization is a critical challenge in geotechnical engineering. In recent years, innovative techniques, such as pile installation, have been proposed to address this issue. This study presents a novel analytical method that accounts for the stress arching phenomenon along the height of the sliding layer between two lateral piles. First, the vertical cross-sectional stress distribution behind the piles was analyzed in a two-dimensional soil model, incorporating stress arching effects within the sliding layer. Subsequently, the plastic deformation theory was employed to calculate the lateral forces acting on the piles. Finally,

the proposed analytical method was validated through comparisons with laboratory test results and existing analytical approaches. The results revealed that the lateral force on the pile decreases after reaching its maximum value near the sliding surface, exhibiting a nonlinear distribution along the pile depth. The proposed analytical method demonstrates promising accuracy in predicting lateral forces on stabilizing piles, offering a reliable tool for practical geotechnical applications.

### **Summary**

This study introduces a novel analytical framework integrating stress arching phenomena within the sliding layer between lateral piles. The methodology involves a two-dimensional analysis of vertical stress distribution behind piles, incorporating stress arching effects, followed by application of plastic deformation theory to compute lateral forces. Validation through laboratory experiments and comparison with established analytical methods revealed a nonlinear lateral force distribution, peaking near the sliding surface before diminishing with depth.

### **Introduction**

Piles have been used as one of the modern techniques for stabilizing slopes and controlling unstable landslides over the past few decades. In the slope-pile system, the interaction between adjacent piles in the slope depends on the resistance and geotechnical properties of both the pile and the soil, the arrangement of the pile rows, the spacing between piles, and the length of the pile in the unstable and stable soil regions. Among the parameters that play a crucial role in pile design, the spacing between piles is noteworthy. On the one hand, if the spacing between piles exceeds the minimum required for the formation of a stable soil arch, the pressure arch does not form, and soil flow occurs between the piles. On the other hand, if this spacing is less than the minimum required, the increase in costs may lead to the uneconomical nature of the project. Therefore, providing a solution for predicting the appropriate distance between piles can prevent such problems from occurring.

### **Methodology and Approaches**

The study aims to enhance slope stability and control landslides by using piles, focusing on determining the optimal spacing between piles to form a stable soil arch and prevent soil flow. It considers the arching effect along the height of the sliding layer, analyzing stress distribution behind the pile in a two-dimensional cross-section and assuming a parabolic failure surface. The methodology extends the plastic deformation theory proposed by Ito and Matsui (1975)



and applies it between two adjacent piles to estimate the lateral force exerted on the piles due to landslide movement. Stress analysis behind the pile is conducted two-dimensionally.

#### **Results and Conclusions**

The proposed analytical method, which extends the plastic deformation theory by Ito and Matsui (1975) and considers the arching phenomenon along the height of the sliding layer, was validated and verified with experimental results and existing theoretical approaches. The study concluded that the lateral force exerted on the piles due to landslide movement reaches its maximum value near the sliding surface, after which it decreases. The distribution of this lateral force is nonlinear. The findings suggest that the proposed method can be used with acceptable accuracy to predict the lateral force exerted on the piles, providing valuable insights for the design and optimization of pile spacing in slope stabilization projects. This helps ensure both the formation of a stable soil arch and cost-effectiveness in engineering applications.