



# PROYECTO DE MALLAS DE PROTECCIÓN DE TALUDES EN EL MEJORAMIENTO DE LA INTERCONEXIÓN SECTOR TUMBES - CENTRO DE TALCAHUANO

Víctor Cabezas  
Laboratorio de GeoMateriales, Universidad Católica de la Santísima Concepción,  
vacabezas@ing.ucsc.cl

Miguel Eulufi  
Ingeniería de Desarrollo ICHALAM, miguel.eulufi@inchalam.cl

Felipe Villalobos  
Laboratorio de GeoMateriales, Universidad Católica de la Santísima Concepción,  
avillalobos@ucsc.cl

Se presenta el caso de deslizamientos en el proyecto de estabilización con un sistema de mallas ancladas para los taludes del camino que une el centro de Talcahuano con Tumbes. Se analiza el diseño de las mallas ancladas y se concluye que el diámetro de 25 mm de los anclajes no es suficiente para resistir las fuerzas ocasionadas por el deslizamiento del terreno.

1. INTRODUCCIÓN. La caída de rocas en taludes es muy común y es un riesgo en caminos, autopistas, casas y estructuras que se encuentran en terrenos montañosos como es el caso de Chile. El clima, la geología y la intervención humana son las principales causas de estas fallas. En este artículo se presenta un análisis del proyecto de estabilización de taludes en el mejoramiento de la subida del camino de Talcahuano a Tumbes en el sector próximo a la Puerta de Los Leones.

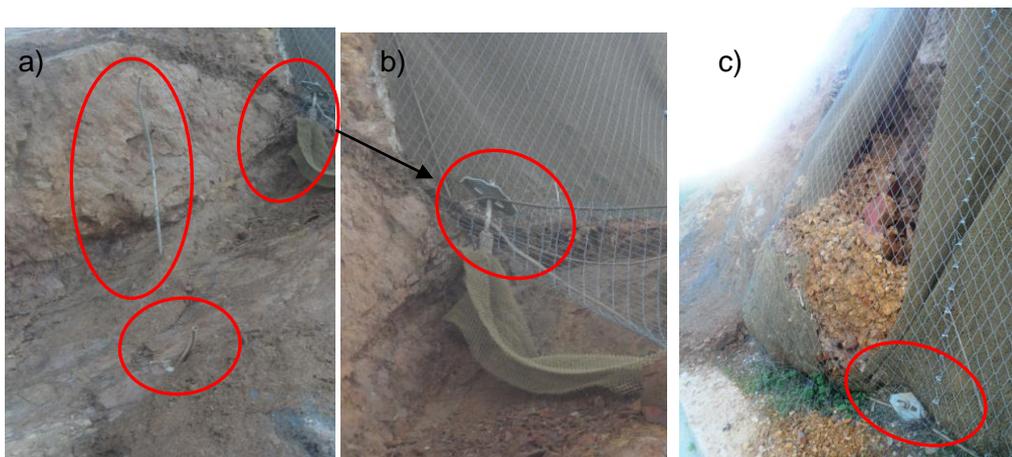


Figura 1: Detalles de la instalación del sistema de protección flexible mostrando: a) placa desprendida y anclaje cortado, b) la misma placa y malla abierta debido a cuerda de frontera suelta y c) malla, placa, clip de conexión y cuerda de frontera retienen deslizamiento superficial.

Este trabajo trata sobre el diseño de las mallas de protección ancladas usadas en los taludes de la subida interconexión entre el Centro de Talcahuano y Tumbes. Solución estéticamente agradable de mitigación de caída de rocas y deslizamientos de tierra inducidos por movimientos sísmicos,

geología y el clima. Se presentan las componentes y detalles de instalación de una malla de acero de alta resistencia y como fueron calculadas.

El objetivo de este trabajo es estimar las fuerzas que actúan en este tipo de sistemas de estabilización y los procesos de cálculo que se requieren para su diseño y puesta en obra. La motivación surge de la inspección en terreno y observación de deslizamientos que ofrecen una oportunidad para recalculer el sistema flexible de estabilización (ver Figura 1).

2. ELEMENTOS DE ESTE SISTEMA. El sistema de estabilización en los taludes de la interconexión sector Tumbes-Centro de Talcahuano consiste en tres elementos claves que son: la malla, el anclaje y las placas, además de un geotextil que se instala por debajo de la malla, el cual retiene a la capa orgánica superior que, en combinación con los anclajes y la placa, hace que la malla estabilice las áreas superficialmente inestables.

La placa Spike de acero galvanizado TECCO debe asegurar una óptima transferencia de fuerzas entre el suelo, la malla y el anclaje. Estas placas se colocan sobre las cabezas de anclaje y se presionan por medio de un perno con el fin de pretensar la malla en la pendiente. Las placas de acero galvanizado tienen dimensiones de 330 x 190 x 10 mm como muestra la Figura 2. Los datos técnicos de las placas se resumen en la Tabla 1.

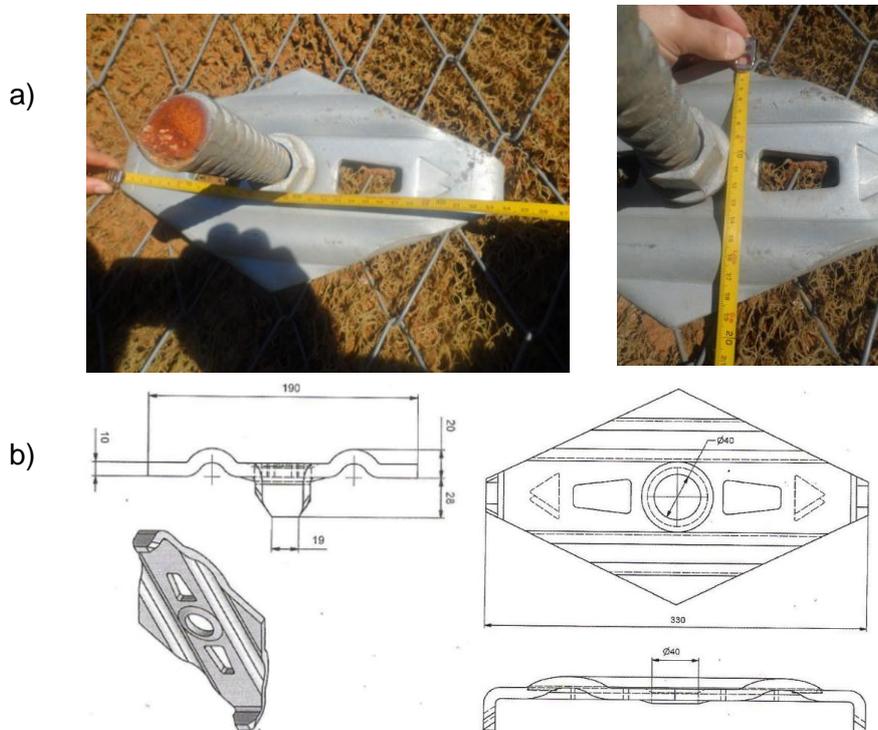


Figura 2: a) Placas puestas en obra y b) dimensiones de la placa Spike

Tabla 1: Datos técnicos del sistema de placas Spike

Geometría	Forma de diamante (330 x 190 mm)
Espesor	10 mm
Diámetro del Orificio	40 mm
Tipos	- Suelos y rocas
Protección de corrosión	galvanizados en caliente por la norma ISO1461, espesor de capa 55 $\mu\text{m}$
Anclajes aplicables	Ej.: SWISS GEWI 25/28/32, TITAN 30/16/30/11, IBO R 25/R 32/R 38

La malla de alambre es utilizada para proporcionar protección a la superficie en los taludes. Estas mallas envuelven libremente a la pendiente con el fin de controlar el movimiento descendente del suelo. Estas mallas vienen en rollos de 3.5 m de ancho por 30 m de largo. Su forma mejora la conexión con el subsuelo y ayuda a mantener la vegetación en la pendiente. La malla TECCO G65/3 de alta tensión es fabricada en forma de diamante de geometría 83 x 143 mm. Tiene un trenzado homogéneo de alambre como para formar una malla. El cable usado para la producción de esta malla es de un diámetro de 3 mm.

Gracias al alto contenido de carbón en el alambre de la malla el peso es más pequeño, lo que hace que un 1 m<sup>2</sup> de TECCO G65/3 mm pese solo 1.65 kg/m<sup>2</sup> y el rollo pesa 175 kg. Un resumen de los datos técnicos de la malla de acero TECCO G65 con un diámetro de alambre de 3 mm se muestra en la Tabla 2.

Tabla 2: Resumen de datos técnicos de malla de alta tracción TECCO G65/3 mm (Cala *et al.* 2012)

Resistencia a la tracción de la malla	Mínimo 150 kN/m
Nº rombos transversales	12 pcs/m
Nº rombos longitudinales	7 pcs/m
Diámetro del alambre	3 mm
Calidad del acero	Acero de carbono de alta tracción
Resistencia a la tracción del cable de acero	≥ 1770 N/mm <sup>2</sup>
Forma de la malla	Diamante
Geometría de la malla	83 mm x 143 mm (+/-3%)
Diámetro de la circunferencia inscrita en la malla	65 mm (+/-3%)
Altura total de la malla	11 mm (+/-1%)
Protección de corrosión	Recubrimiento del alambre por Zn/Al
Componentes de la protección de corrosión	95% Zn, 5% Al
Espesor de recubrimiento	150 g/m <sup>2</sup>

El clip de conexión ocupado es el modelo T3, el cual está hecho de alambre de acero de alta resistencia, con una resistencia a la tracción mínima de 1770 N/mm<sup>2</sup>, al igual que el alambre de acero de alta resistencia de la malla TECCO G65/3 mm. Los clips deben transferir el 100% de las cargas que tienen las mallas, lo cual es muy importante para que sea una estructura uniforme de protección. El clip de conexión T3 tiene un diámetro de alambre de 4 mm y su geometría es de 60 x 21 mm y tiene dos ganchos externos invertidos. Este clip se puede fijar sin ningún tipo de herramientas, lo cual proporciona una importante ventaja al momento de conectarlos ya que en terrenos con pendientes pronunciadas y terrenos escarpados las herramientas adicionales causan esfuerzo extra y a la vez tiempo en el procedimiento del trabajo en las conexiones de las mallas.



Figura 4: Cuerdas de frontera instaladas en el talud de Talcahuano.

Las cuerdas de frontera son de apoyo superior y lateral para reforzar y fijar zonas de borde. Son cables de acero galvanizado con un diámetro de 10 mm con una tensión de rotura de 63 kN ó de 12 mm con una tensión de rotura de 91 kN. Un recubrimiento de Zn/Al sirve de protección contra la corrosión.

3. BASES DE CÁLCULO. Para analizar el dimensionamiento que se utilizó para el proyecto de sistemas flexibles de estabilización del talud de la interconexión Tumbes – Centro de Talcahuano se asumieron los valores de los parámetros de la Tabla 4.

Tabla 4: Datos asumidos en los cálculos ( $\alpha$  tomado de DPI 2008)

Cohesión del suelo $c$ , kN/m <sup>2</sup>	10
Peso unitario del suelo $\gamma$ , kN/m <sup>3</sup>	17
Ángulo de fricción interna no drenado $\phi$ , °	0
Inclinación de los anclajes $c/r$ a la horizontal $\psi$ , °	25
Ángulo de falla de los mecanismos de fractura A y B $\beta$ , °	12
Inclinación del talud $\alpha$ , °	85

Basado en el concepto de seguridad parcial expuesto en el Eurocódigo 7, se han considerado los siguientes valores parciales de corrección de seguridad:  $\gamma_\phi = 1.25$ ,  $\gamma_c = 1.25$ ,  $\gamma_\gamma = 1.0$  y  $\gamma_{mod} = 1.10$ . Donde,  $\gamma_\phi$  es un factor de corrección de seguridad parcial para el ángulo de fricción,  $\gamma_c$  es un factor de corrección de seguridad parcial para la cohesión,  $\gamma_\gamma$  es un factor de corrección de seguridad parcial para el peso unitario y  $\gamma_{mod}$  es un coeficiente de certeza del modelo. Por lo tanto, los valores resultantes para el diseño de los parámetros geotécnicos son:  $\phi_d = 0$ ,  $c_d = 8$  kPa y  $\gamma_d = 17$  kN/m<sup>3</sup>.

Los elementos usados en el sistema de mallas flexibles de alta resistencia en la interconexión Tumbes – Centro de Talcahuano son malla de acero de alta resistencia TECCO G65/3 mm, placas spike y pernos de anclajes (nails). Las consideraciones que se tomaron en el proyecto respecto a los anclajes fueron que estos sufren corrosión, por lo tanto, se consideran 4 mm extras de diámetro. La Tabla 5 muestra las características del anclaje utilizado.

Tabla 5: Características del anclaje usado en el talud que se investiga

Tipo de anclaje	barras de acero grado 60 ó 75
Diámetro del anclaje $d$ , mm	25
Límite de fluencia del esfuerzo de tracción, N/mm <sup>2</sup>	430 ó 520
Longitud del anclaje $L$ , m	6
Área de la sección transversal $A$ , mm <sup>2</sup>	346
Resistencia a la fuerza de tracción $T_R$ , kN	173
Resistencia a la fuerza de corte $S_R$ , kN	100

Las capacidades resistentes de los elementos han sido determinadas mediante ensayos, simulando el comportamiento que tiene la malla puesta en el terreno en un modelo de laboratorio (Ruegger *et al.* 2001). La malla TECCO G65/3 mm tiene una resistencia a la tracción paralela al talud de  $Z_R = 30$  kN, una resistencia a la tensión en dirección del anclaje de  $D_R = 180$  kN y una resistencia al corte de la malla en el borde de la placa de anclaje a causa del deslizamiento hacia el exterior de un cuerpo fracturado del talud, en general es un 50% de la resistencia de punzonamiento  $P_R = 90$  kN.

3.1. INESTABILIDAD SUPERFICIAL Y PARALELA AL TALUD. La Figura 5 muestra todas las fuerzas consideradas sobre un elemento cúbico de suelo donde aparece la fuerza de corte  $S$  a determinar. Se tiene que el espesor  $t$  del material que desliza es de un 1 m, la inclinación del talud  $\alpha = 85^\circ$ , la inclinación de los anclajes respecto a la horizontal  $\psi = 25^\circ$  y el espaciamiento horizontal  $a$  y vertical en pendiente  $b$  son ambos de 3 m. De esta manera se tiene que el peso  $G = abt\gamma_d$  del cuerpo deslizante es de 153 kN.

La fuerza efectiva de pretensado  $V$  aplicada sobre la malla por el anclaje ha sido obtenida en ensayos de resistencia de carga a solicitaciones puntuales de tracción, resultando igual a 30 kN para la malla TECCO G65/3 mm. Sin embargo, esta fuerza efectiva de pretensado aplicada en el anclaje disminuye producto de la relajación posterior de tensiones y por ello es usual aplicar un factor de pretensión en este caso igual a 0.8 para así obtener un valor de diseño de  $V = 24$  kN.

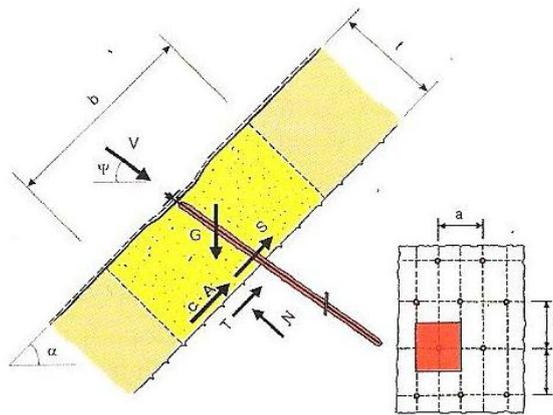


Figura 5: Fuerzas actuantes en el cuerpo cúbico (Ruegger *et al.* 2001)

La fuerza de corte  $S$  que debe ser tomada por el perno se puede determinar por medio de,

$$S = G \sin \alpha - V \cos(\psi + \alpha) - T \quad (1)$$

donde  $T$  se obtiene teniendo en cuenta el criterio de falla de Mohr-Coulomb,  $T = cA/\gamma_{mod} + (N \tan \phi)/\gamma_{mod} = 10 \cdot 9/1.1 = 81.82$  kN,  $N = G \cos \alpha + N \sin(\psi + \alpha) = 35.9$  kN, resultando  $S = 78.8$  kN. La verificación de falla del anclaje debido al deslizamiento del talud debe cumplir que,

$$S \leq \frac{S_R}{\gamma_{SR}} \quad (2)$$

De la Tabla 5,  $S_R = 100$  kN y  $\gamma_{SR}$  es un factor de corrección tomado del EC7 para el cual se asume generalmente un valor de 1.5, por lo tanto el anclaje falla dado que  $S_R/\gamma_{SR} = 66.7$  kN < 78.8 kN.

Para verificar si la malla resiste o no el pretensado del anclaje que transmite la carga al suelo se la verificación de la malla se deben considerar la fuerza de pretensión efectiva aplicada en el anclaje  $V$  y un factor de corrección de carga  $\gamma_{DR} = 1.5$ . Se debe cumplir que:

$$V_R \leq \frac{D_R}{\gamma_{DR}} \quad (3)$$

donde  $D_R$  es la resistencia de la malla, la cual ha sido determinada en ensayos carga en terreno resultando igual a 180 kN y  $V_R = V/\gamma_V = 30 \cdot 1.5 = 45$  kN. Por lo tanto se tiene que  $D_R/\gamma_{DR} = 120$  kN > 45 kN → no hay punzonamiento.

La verificación de la fuerza de corte del anclaje S en combinación con la resistencia al punzonamiento  $V_R$  se logra por medio de la siguiente expresión (Cala *et al.* 2012),

$$\left( \left( \frac{V_R}{T_R} \right)^2 + \left( \frac{S}{S_R} \right)^2 \right)^{0.5} \leq 1.0 \Rightarrow \left( \left( \frac{45}{173} \right)^2 + \left( \frac{78.8}{100} \right)^2 \right)^{0.5} = 1.24 > 1.0 \quad (4)$$

Por lo tanto la combinación de fuerzas no cumple. Además se debe verificar la combinación de fuerzas de corte V con la fuerza de presión  $P_d$  que ejerce la malla sobre la cara del talud (entre anclajes).

$$\left( \left( \frac{P_d}{T_R} \right)^2 + \left( \frac{S}{S_R} \right)^2 \right)^{0.5} \leq 1.0 \Rightarrow \left( \left( \frac{47.4}{173} \right)^2 + \left( \frac{78.8}{100} \right)^2 \right)^{0.5} = 1.25 > 1.0 \quad (5)$$

Por lo tanto tampoco cumple. El valor de  $P_d$  determina más adelante como el valor máximo de los mecanismos de falla A y B.

**3.2 INESTABILIDAD LOCAL ENTRE ANCLAJES.** En este análisis se consideran dos mecanismos de falla entre los anclajes, como se muestra en la Figura 6a. Este sistema de anclajes estabiliza la superficie en combinación con la malla, el cual debe considerar todos los posibles cuerpos de fracturas que deben soportar como conjunto, es decir, deben soportar los máximos esfuerzos contenidos y transmitidos a los pernos y a través de ellos a una base estable.

Por encima de cada perno se encuentra una superficie de largo  $2b$  (ver Figuraa 6a y 8), la cual es la longitud máxima que pueden tener los dos cuerpos de falla deslizantes.

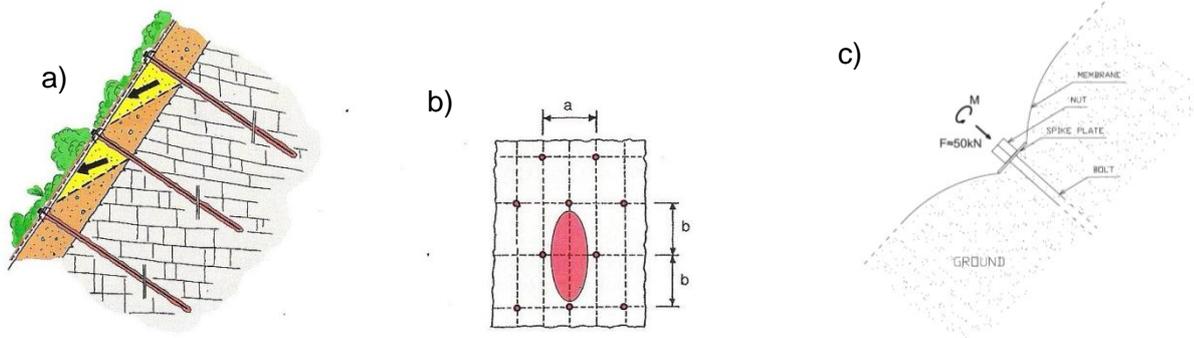


Figura 6: a) Inestabilidades locales entre anclajes separados  $2b$ , b) vista en planta de la posición de los anclajes y su zona de falla (Cala *et al.* 2012) y c) fuerza aproximada de apriete en los pernos (Blanco-Fernandez, 2011).

La malla es pretensada con un perno a las placas, las cuales son presionadas contra el suelo al apretar las tuercas del anclaje. Esta fuerza se representa como V y según las especificaciones de la malla no se debe presionar la tuerca a más de 50 kN como muestra la Figura 6c.

En la zona de la cabeza del perno ocurre una distribución de fuerzas representadas como un cono de presión que es descrito por algunos parámetros geométricos. Se debe considerar que este modelo de cono de presión se encuentra fuera de los cuerpos de fractura que se van a calcular (ver Figura 7a).

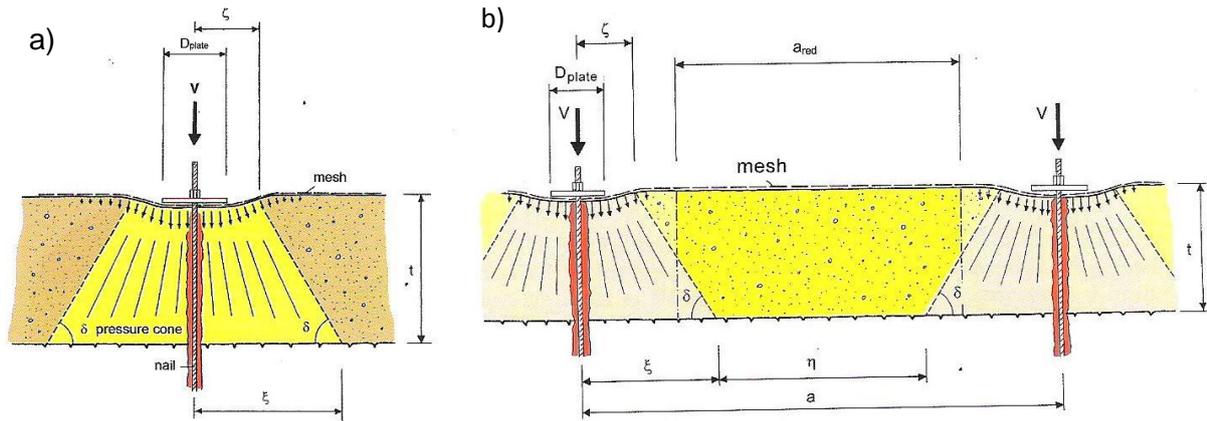


Figura 7: a) Cono de presión truncado y b) máximo volumen de falla entre anclajes (Cala et al. 2012)

El valor  $\zeta$  es un factor que depende del diámetro de la placa, generalmente el valor mínimo es  $\zeta_{\min} = 0.5 d_{\text{placa}} = 0.5 \cdot 0.3 = 0.15$  m. Para efectos de cálculo de la carga P de la malla sobre el suelo es necesario definir el valor  $a_{\text{red}}$  que es el ancho del cuerpo de falla entre anclajes.

$$a_{\text{red}} = a - \frac{t}{\tan \delta - 2\zeta} \Rightarrow a_{\text{red}} = 3 - \frac{1}{\tan 45 - 2 \cdot 0.15} = 1.57 \text{ m} \quad (6)$$

3.3 MECANISMO DE FALLA A. La Figura 8 muestra las fuerzas actuantes sobre el elemento de suelo que puede deslizarse entre anclajes.

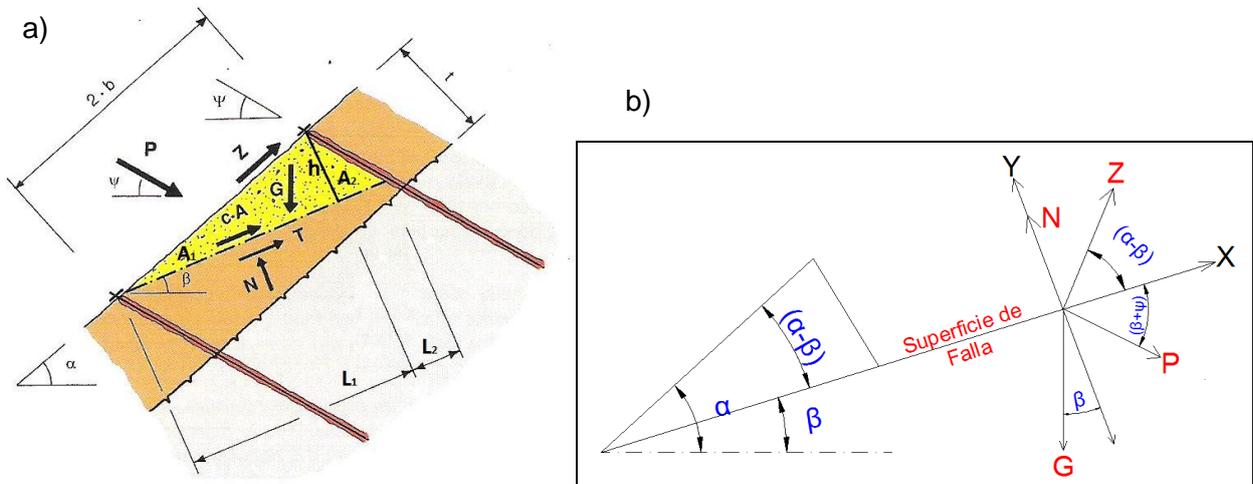


Figura 8: a) Mecanismo de falla A (Cala et al. 2012) y b) diagrama de cuerpo libre

Considerando el equilibrio de fuerzas, teniendo en cuenta el criterio de falla de Mohr-Coulomb, así como el coeficiente de certeza del modelo  $\gamma_{\text{mod}}$  y tomando una inclinación de la superficie de deslizamiento  $\beta = 12^\circ$ , resultan las siguientes ecuaciones.

$$N = G \cos \beta + P \sin(\beta + \psi) - Z \sin(\alpha - \beta) \quad (7)$$

$$T_{\gamma_{\text{mod}}} = cA + N \tan \phi \quad (8)$$

$$P = \frac{G \cdot \left( \sin(\beta) - \cos(\beta) \cdot \frac{\tan(\phi)}{\gamma_{mod}} \right) - Z \cdot \left( \cos(\alpha - \beta) - \sin(\alpha - \beta) \cdot \frac{\tan(\phi)}{\gamma_{mod}} \right) - \frac{c \cdot A_{falla}}{\gamma_{mod}}}{\cos(\beta + \psi) - \sin(\beta + \psi) \cdot \frac{\tan(\phi)}{\gamma_{mod}}} \quad (9)$$

Los datos usados de los parámetros mostrados en la Figura 8 y los resultados obtenidos usando las expresiones (7), (8) y (9) se presentan en la Tabla 6.

Tabla 6: Valores de las fuerzas actuantes para el mecanismo de fractura A.

$\beta$ , °	h, m	$L_1$ m	$L_2$ m	$A_1$ $m^2$	$A_2$ $m^2$	$A$ $m^2$	$a_{red}$ m	G kN	$A_{falla}$ $m^2$	$cA_{falla}$ kN	P kN	N kN	T kN
12	5.74	7.61	1.75	21.8	5.0	26.9	1.57	718	14.7	117.8	47.4	716.5	107

3.4 MECANISMO DE FALLA B. La Figura 9 muestra otro mecanismo de falla que puede ocurrir debido a las fuerzas actuantes sobre el elemento de suelo que puede deslizarse entre anclajes. Este mecanismo de falla involucra un volumen de suelo en deslizamiento mayor al del mecanismo de falla A y por lo el peso es mayor, pero las fuerzas de fricción y cohesión que pueden movilizarse son mayores.

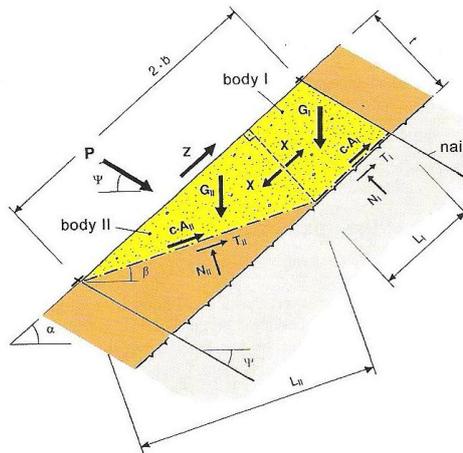


Figura 9: Mecanismo de falla B (Cala et al. 2012)

En el mecanismo de falla B existen dos cuerpos de deslizamiento, cuyas eventuales fuerzas de fricción, a lo largo de la superficie de contacto entre los dos cuerpos se desprecia. Del cuerpo 1 se deduce por equilibrio de fuerzas y criterio de falla de Mohr-Coulomb, así como usando el coeficiente de certeza del modelo  $\gamma_{mod}$  y tomando una inclinación de la superficie de deslizamiento  $\beta = 12^\circ$ , resultan las siguientes ecuaciones.

$$N_1 = G_1 \cos \alpha \quad \text{y} \quad T_1 \gamma_{mod} = cA_1 + N_1 \tan \phi \quad (10)$$

$$X = G_1 \cdot \left[ \sin(\alpha) - \cos(\alpha) \cdot \frac{\tan(\phi)}{\gamma_{mod}} \right] - \frac{c \cdot A_1}{\gamma_{mod}} \quad (11)$$

Para el cuerpo 2 el proceso es similar al del mecanismo de falla A, con la diferencia que se agrega la fuerza X que iría en la misma dirección de la fuerza Z y tomando las mismas consideraciones del cuerpo 1 resulta la siguiente ecuación.

$$P = \frac{G_2 \cdot \left[ \sin(\beta) - \cos(\beta) \cdot \frac{\tan(\phi)}{\gamma_{mod}} \right] + (X - Z) \cdot \left[ \cos(\alpha - \beta) - \sin(\alpha - \beta) \cdot \frac{\tan(\phi)}{\gamma_{mod}} \right] - \frac{c \cdot A_{II}}{\gamma_{mod}}}{\cos(\beta + \psi) + \sin(\beta + \psi) \cdot \frac{\tan(\phi)}{\gamma_{mod}}} \quad (12)$$

Los datos usados de los parámetros mostrados en la Figura 9 y los resultados obtenidos usando las expresiones (10), (11) y (12) se presentan en la Tabla 7.

Tabla 7: Valores de las fuerzas actuantes para el mecanismo de falla B

$\beta$ °	$L_1$ m	$L_2$ m	$A_1$ m <sup>2</sup>	$A_2$ m <sup>2</sup>	$A$ m <sup>2</sup>	$G_1$ kN	$G_2$ kN	$A_{falla1}$ m <sup>2</sup>	$A_{falla2}$ m <sup>2</sup>	$cA_{falla1}$ m <sup>2</sup>	$cA_{falla2}$ m <sup>2</sup>	$X$ kN	$P$ kN
12	5,33	1,05	5,51	0,15	5,67	147,26	4,08	8,38	1,64	67,01	13,15	85,8	26,97

4. FALLA DE LA MALLA ALREDEDOR DE LA PLACA. En el cálculo de las inestabilidades locales se debe asegurar que el cuerpo de la fractura tenga el ancho máximo  $2b$  y no puede salir de la malla. Para esto, es necesario obtener la máxima fuerza  $P$  calculada para los dos mecanismos de falla A y B, la que es igual a 47.4 kN. Por lo tanto, se debe cumplir que:

$$P \leq \frac{P_R}{\gamma_{PR}} \quad (13)$$

donde  $P_R = 90$  kN y  $\gamma_{PR} = 1.5$ , resultando  $P_R/\gamma_{PR} = 60$  kN > 47.4 kN → la malla no falla.

Otro caso que puede darse es que no falle la malla sino el anclaje superior como se indica en la Figura 11. La fuerza paralela al talud  $Z$  ha sido considerada dentro del equilibrio de las fuerzas en los mecanismos de falla. Esta fuerza  $Z$  se debe transmitir sobre la placa que a la vez la transmite al anclaje superior (ver Figura 10).

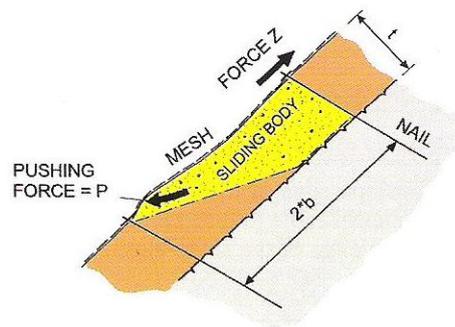


Figura 10: Muestra como la malla transmite la fuerza paralela al talud  $Z$  al anclaje superior (Cala *et al.* 2012).

Se debe cumplir que,

$$Z \leq \frac{Z_R}{\gamma_{ZR}}$$

donde  $Z = 15 \text{ kN}$ ,  $Z_R = 30 \text{ kN}$ , resultando  $Z_R/\gamma_{ZR} = 20 > 15$ , lo cual implica que el perno superior no falla.

5. CONCLUSIONES. Los sistemas flexibles en la estabilización de taludes, mediante mallas de alambre y redes de cable combinados con anclajes, son una práctica muy extendida en la fijación de material inestable y constituyen una de las soluciones menos invasivas ante desprendimientos de materiales peligrosos en un talud. Sin embargo, como cualquier solución de ingeniería, debe ser diseñada considerando la geometría y las propiedades geotécnicas del problema para toda su extensión. Se detectó que el diseño y la instalación de elementos de un tramo en particular deben ser revisados y verificados.

A pesar de la posible incertidumbre en los valores supuestos de cohesión, fricción (en condición no drenada) e inclinación de los pernos de anclaje, los resultados de este estudio concuerdan con la evidencia de corte de anclajes en un tramo de aproximadamente 15 m de extensión por 20 m de altura. De los cálculos se concluye la necesidad de utilizar pernos de diámetro mayor a 25 mm que otorguen mayor resistencia al corte. Se recomienda utilizar pernos de al menos 32 mm para este tramo y otros tramos en los cuales se observe posible inestabilidad. Mantener la misma malla utilizada, pero se recomienda aumentar su pretensado en la instalación para contener desprendimientos superficiales.

Se puede concluir que la falta de datos geomecánicos del material retenido ha inducido a suponer valores en condiciones drenadas que estuvieron por debajo de la seguridad al menos en el tramo que sufrió deslizamientos y que no fueron soportados por el sistema flexible de contención. Es por lo tanto imperativo realizar un programa de ensayos que permita determinar rangos de valores de los parámetros de resistencia al corte para poder realizar un diseño e instalación segura.

## REFERENCIAS

Blanco-Fernandez, E., Castro-Fresno, D., Del Coz Díaz, J.J. Lopez-Quijada L. (2011). Flexible systems anchored to the ground for slope stabilisation: Critical Review of existing design methods. *Engineering Geology* **122**, 129-145

Cala, M., Flum, D., Roduner, A., Ruegger, R. and Wartman, S. (2012). TECCO® Slope Stabilization System and RUVOLUM® Dimensioning Method. Romanshorn

DPI Ingeniería (2008). Planos del proyecto de mallas de protección de taludes en el mejoramiento de la interconexión sector Tumbes – Centro de Talcahuano. Trabajo para el SERVIU

EUROCODE EC7 (2004). Geotechnical design – Part 1: General Rules.

Ruegger, R., Flum, D. and Haller, B. (2001). Slope Stabilization with high-performance steel wire meshes in combination with nails and anchors. *International Symposium Earth Reinforcement IS Kyushu*, Fukuoka, Japan