

DESPLAZAMIENTOS ACUMULADOS EN DESLIZAMIENTOS INDUCIDOS POR SISMOS MEDIANTE EL MÉTODO DE NEWMARK EXTENDIDO

Haizea RUIZ DE AZUA (1), Núria M. PINYOL (1,2), y Gaia DI CARLUCCIO (1,2)

(1) Departamento de Ingeniería civil y Ambiental
Universitat Politècnica de Catalunya
haizea.r.m@gmail.com
nuria.pinyol@upc.edu
gaia.di.carluccio@upc.edu

(2) Centre de Mètodes Numèrics en Enginyeria (CIMNE)

RESUMEN

Es habitual en la práctica analizar la estabilidad de taludes y laderas afectadas por sismos mediante el método de Newmark, el cual permite estimar los desplazamientos acumulados. El método consiste en simplificar el deslizamiento a un bloque apoyado sobre un plano inclinado por el que puede deslizar al someterse a una aceleración en la dirección paralela al plano. El desplazamiento acumulado se calcula mediante la doble integración de la aceleración del bloque obtenida a partir de las ecuaciones de equilibrio. No se incluyen los desplazamientos ladera arriba, dejando así el análisis del lado de la seguridad.

En este trabajo se extiende el método de Newmark con el objetivo de introducir los siguientes aspectos: (a) la variación de la resistencia con la velocidad; (b) la presurización térmica debido a la disipación del trabajo friccional en calor y, en consecuencia, la reducción de la resistencia disponible; y (c) la superposición de dos superficies de deslizamiento preferentes.

La variación de la resistencia afecta los deslizamientos acumulados. El incremento con la velocidad de corte previene la acumulación de deslizamientos, mientras que la interacción térmica, cuando tiene lugar, puede inducir la caída de la resistencia y se desencadena un deslizamiento acelerado catastrófico.

El análisis con dos superficies de deslizamiento se plantea de manera que a cada bloque se asocia una presión de agua distinta, para considerar la posibilidad de niveles freáticos colgados, y valores diferentes de resistencia. El análisis ha permitido discutir diferentes escenarios de interacción entre los dos bloques y su efecto en los resultados.

1. INTRODUCCIÓN

Una de las principales causas de daños producidos por deslizamientos son episodios sísmicos. Sin embargo, predecir con precisión qué laderas son susceptibles a dicha carga dinámica y la magnitud del movimiento inducido sigue siendo en la actualidad un reto por alcanzar (Jibson, 2011). El análisis de estabilidad de taludes y laderas bajo la acción sísmica se ha llevado a cabo desde diferentes enfoques. Jibson (2011) proporciona una visión retrospectiva de dichos métodos agrupándolos en: análisis pseudoestático, análisis tenso-deformacionales, y análisis de desplazamiento permanente. En este último se basa en el método original de Newmark (1965).

El método de Newmark, para el cálculo de los desplazamientos acumulados inducido por sismos, está ampliamente usado en la práctica, en el que simplifica el deslizamiento a un bloque apoyado sobre un plano inclinado. Dicho método, tal y como se describe en mayor detalle en este artículo, consiste en resolver la ecuación de movimiento del bloque incluyendo una fuerza actuando en su centro gravitacional expresada en términos de la aceleración sísmica del terremoto. La doble integración de la aceleración resultante del bloque permite estimar los desplazamientos acumulados. En el método original se caracteriza por: (a) no incluir los desplazamientos cuesta arriba para dejar el análisis del lado de la seguridad; (b) suponer rígido el material movilizado y sin variación de sus propiedades durante el movimiento; (c) suponer constante la resistencia de la superficie basal; (d) no incluir fenómenos acoplados como la generación de presión de agua durante el movimiento.

En este trabajo se evalúan los desplazamientos acumulados inducidos por un sismo mediante una extensión del método de Newmark relajando algunas de las hipótesis establecidas en el método original. En concreto, se evalúa la variación de la resistencia disponible en el plano basal de deslizamiento. Se conoce que, en realidad, la resistencia residual disponible puede variar en función de las propiedades intrínsecas del material involucrado, así como de los efectos acoplados (deformaciones, presión intersticial y temperatura) que tienen lugar, especialmente, en problemas de grandes desplazamientos y velocidades. La resistencia a corte depende de factores como la tensión normal (Bishop *et al.*, 1971; Chandler, 1977; Stark y Eid, 1997, Toyota *et al.*, 2009), desplazamiento acumulado (Lemos *et al.*, 1986; Stark y Eid, 1994; Toyota *et al.*, 2009), tasa de deformación de corte (Tika *et al.*, 1996,1999, Scaringi y Di Maio, 2016, Scaringi *et al.*, 2018a, entre otros) y temperatura (Shibasaki *et al.*, 2017). Estos factores, a excepción de la tensión normal, no se incluyen al definir la resistencia disponible según la ley de Mohr-Coulomb.

La variación de la resistencia con la velocidad tiene un efecto en la cinemática del deslizamiento (Angeli *et al.*, 1996; Leroueil, 2001; Wang *et al.*, 2010; Lucas *et al.*, 2014). En concreto, el endurecimiento (incremento) de la resistencia residual previene la aceleración de los deslizamientos y un movimiento de reptación (Corominas *et al.* 2005; Pinyol *et al.*, 2017). Por el contrario, el reblandecimiento de la resistencia desde un valor pico a uno residual, típicamente asociado a primeras roturas, conduce a fenómenos de rotura progresiva y a la aceleración de deslizamientos (Gens y Alonso, 2006; Troncone, 2005).

Por otro lado, la resistencia disponible depende de la variación de la presión intersticial inducida por el propio movimiento. Los mecanismos no drenados de licuefacción estática, por ejemplo, conducen a deslizamientos de tierra tipo flujos. Hung *et al.* (2014), Picarelli *et al.* (2008) y Ng (2009) discuten este fenómeno y se presentan ejemplos de casos reales. Otro efecto acoplado que puede inducir la acumulación de exceso de presión de poros y, en consecuencia, la pérdida de la resistencia es la presurización térmica debido al incremento de la temperatura por el trabajo friccional generado y disipado en forma de calor en las bandas de corte donde se concentran las deformaciones (Vardoulakis 2000, 2002; Pinyol y Alonso, 2010a). Este proceso puede desencadenar a un fenómeno retroalimentado y a la aceleración catastrófica de los deslizamientos (Veveakis *et al.*, 2007; Pinyol y Alonso, 2010b; Alonso *et al.*, 2016; Alvarado *et al.*, 2019; Seguí *et al.*, 2020).

También se evalúan, en este artículo, los desplazamientos acumulados bajo la hipótesis de dos superficies potenciales de deslizamiento superpuestas, cada una definida con sus propias propiedades resistentes.

En todos los casos analizados se evalúa el método de Newmark y su extensión, teniendo en cuenta los aspectos mencionados, para un sismo con el acelerograma (aceleración horizontal) mostrado en la Figura 1 (aceleración pico $0.38g$ m/s^2 , donde g es la aceleración de la gravedad).

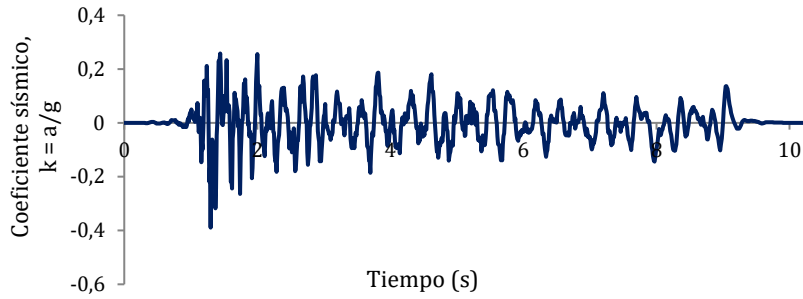


Figura 1. Acelerograma del sismo utilizado en los cálculos (g: aceleración de la gravedad).

2. DESPLAZAMIENTOS ACUMULADOS SEGÚN EL MÉTODO DE NEWMARK

El método de Newmark estima los desplazamientos acumulados de un bloque que desliza sobre una superficie inclinada, sujeto a la acción sísmica definida mediante una fuerza. Dicha fuerza se expresa en función de la masa del bloque movilizado, m , y la aceleración del sismo expresado en términos de la aceleración de la gravedad, g : $k \cdot g$. En la formulación original del método de Newmark, la fuerza del sismo se definió paralela a la superficie de deslizamiento. Si se incluye la componente normal del sismo, se puede generalizar el método y definir la fuerza sísmica según una dirección definida por el ángulo α (Figura 2). El efecto de considerar la componente perpendicular a la ladera en un análisis tipo Newmark se discute en Inglés *et al.* (2006).

Bajo la hipótesis de condiciones residuales (cohesión nula) y para la geometría indicada en la Figura 2 (deslizamiento de profundidad D y plano de inclinación β) con una fuerza debido al sismo definida en el plano horizontal ($\alpha = \beta$), la ecuación de movimiento que permite calcular la aceleración del bloque es:

$$W \sin \beta - (W \cos \beta - kW \sin \alpha - \gamma_w h_w \cos^2 \beta) \tan \phi' + kW \cos \alpha = \frac{W}{g} \frac{dv}{dt} \quad (1)$$

donde W es el peso del bloque ($W = \gamma_s D \cos \beta$) y P_w la presión de agua debida a un nivel freático paralelo a la superficie de deslizamiento $P_w = \gamma_w h_w \cos^2 \beta$ (siendo γ_s y γ_w el peso específico del suelo, sin distinguir zona saturada y no saturada, y del agua, respectivamente). Teniendo en cuenta estas expresiones y la definición del término $r_u = \frac{\gamma_w h_w}{\gamma_s D}$, la Ec.1 resulta en:

$$\tan \beta + (r_u - 1) \tan \phi' + k \frac{\sin \alpha}{\cos \beta} \tan \phi' + k \frac{\cos \alpha}{\cos \beta} = \frac{a}{g \cos \beta} \quad (2)$$

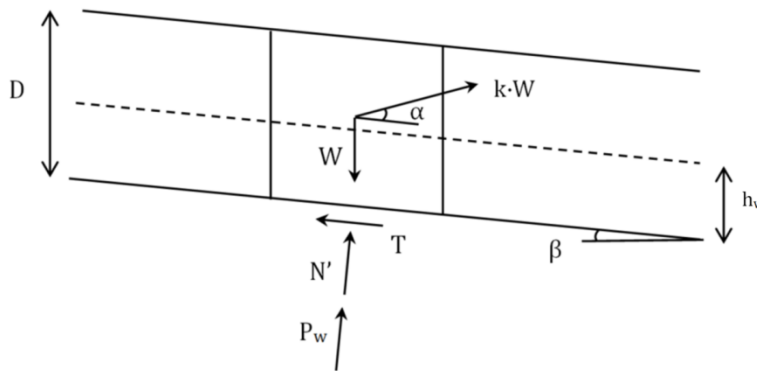


Figura 2. Esquema de fuerzas actuantes en el deslizamiento plano con el efecto del sismo.

Se evalúa el factor de seguridad del deslizamiento antes de la aplicación del sismo, como el cociente de la resistencia disponible y la resistencia movilizada en términos de $\tan \phi'$:

$$FS = \left(1 - \frac{\gamma_w h_w}{\gamma_s D}\right) \frac{\tan \phi'}{\tan \beta} = (1 - r_u) \frac{\tan \phi'}{\tan \beta} \quad (3)$$

El movimiento del bloque se inicia debido a la acción sísmica cuando la aceleración del sismo, junto

con las fuerzas desestabilizadoras, exceden la resistencia al corte a lo largo de la superficie basal. El coeficiente sísmico a partir del cual la ladera pierde estabilidad y se inicia el movimiento se denomina coeficiente sísmico crítico, k_c . Este coeficiente se obtiene imponiendo equilibrio estricto (aceleración nula) en la Ec.1:

$$k^{crítico} = \frac{\tan\phi' \left(1 - \frac{\gamma_w h_w}{\gamma_s D}\right) - \tan\beta}{\left(\frac{\sin\alpha}{\cos\beta} \tan\phi' + \frac{\cos\alpha}{\cos\beta}\right)} = \frac{(1 - r_u)\tan\phi' \cos\beta - \sin\beta}{\sin\alpha \tan\phi' + \cos\alpha} = \frac{(FS - 1)\sin\beta}{\sin\alpha \tan\phi' + \cos\alpha} \quad (4)$$

De la Ec.4 se deduce que la aceleración del sismo crítica que inicia el movimiento del bloque deberá ser mayor cuanto mayor sea el factor de seguridad de la ladera en el momento de la aplicación del sismo.

Teniendo en cuenta estas ecuaciones, la aceleración del bloque resulta en:

$$a(t) = g(\sin\alpha \tan\phi'(t) + \cos\alpha)[k(t) - k^{crítico}(t)] \quad (5)$$

A partir de la doble integración de la aceleración en el tiempo se estima el desplazamiento acumulado, sin tener en cuenta el desplazamiento ladera arriba.

3. INCREMENTO DE LA RESISTENCIA CON LA VELOCIDAD DE DEFORMACIÓN

En este apartado se modifica el método de Newmark para incluir la variación de la resistencia disponible en el plano de deslizamiento. En concreto, se considera el endurecimiento (incremento de la resistencia) con la velocidad de corte.

De acuerdo con Bowden y Tabor (1964), Wedage *et al.* (1998) y Rice *et al.* (2001) entre otros, el incremento de la resistencia con la velocidad se puede asignar al ángulo de fricción según una ley exponencial:

$$\tan\phi'_v = \tan\phi'_{min} + (\tan\phi'_{max} - \tan\phi'_{min})(1 - e^{-\chi v}) \quad (6)$$

Esta expresión de la tangente del ángulo de fricción con la velocidad se incluye en la formulación de Newmark presentada en el apartado anterior (Apartado 2) y se integra numéricamente para obtener el desplazamiento acumulado. Bajo la hipótesis de ángulo de fricción no constante, el valor del coeficiente sísmico crítico varía en el tiempo debido a su dependencia con la velocidad.

El efecto del incremento de resistencia sobre el desplazamiento acumulado se evalúa para un deslizamiento plano caracterizado por los siguientes valores de los parámetros: $D = 70\text{m}$, $\beta = 15^\circ$, $\gamma_s = 20\text{kN/m}^3$, $\gamma_w = 10\text{kN/m}^3$. La variación de la resistencia con la velocidad considerada se muestra en la Figura 3 ($\chi = 0.1\text{mes/mm}$, $\phi'_{min} = 16^\circ$, $\phi'_{max} = 18^\circ$), inspirado en los ensayos experimentales publicados en Tika *et al.* (1996), Kenney (1967), Wang *et al.* (2010), Schulz y Wang (2014) y Scaringi *et al.* (2018b).

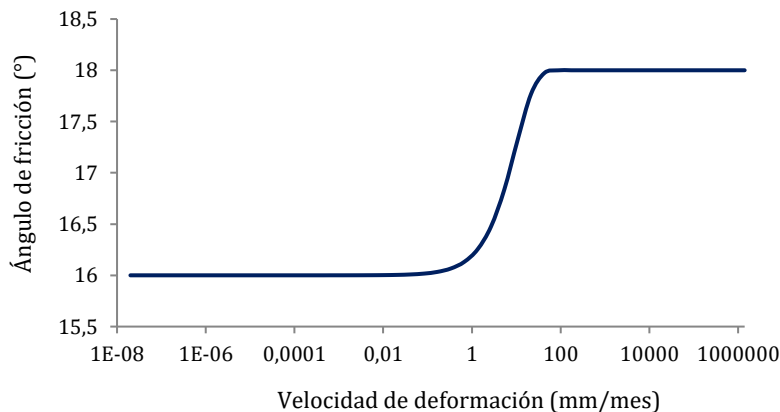


Figura 3. Dependencia del ángulo de fricción con la velocidad.

Se define una altura del nivel de agua de $h_w = 3\text{m}$, lo que implica un factor de seguridad correspondiente a la situación previa a la aplicación del sismo $FS_0 = 1.05$. Considerando el acelerograma mostrado en la Figura 1, que define la aceleración horizontal del sismo. La Figura 4 muestra la velocidad del deslizamiento y el desplazamiento acumulado. El incremento de la resistencia conlleva un aumento del coeficiente crítico, una reducción de la aceleración del deslizamiento y, en consecuencia, reducción de las velocidades alcanzadas durante el sismo y del recorrido.

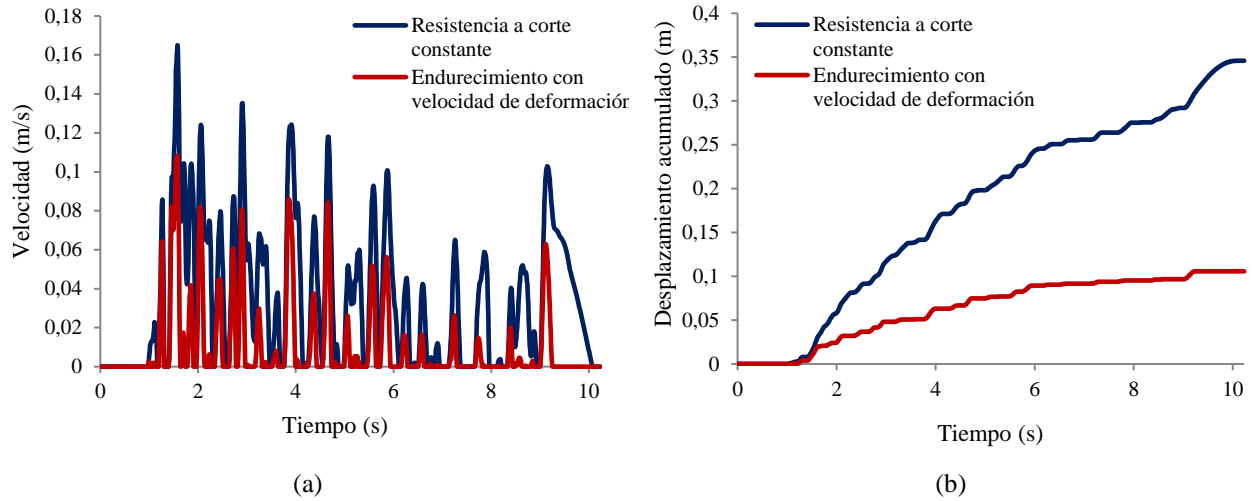


Figura 4. Efecto del endurecimiento en (a) la velocidad y (b) el desplazamiento acumulado para $FS_0 = 1.05$.

Considérese ahora el mismo deslizamiento para un nivel de agua de $h_w = 12\text{m}$. En este caso, el factor de seguridad correspondiente antes de la aplicación del sismo es inferior a 1 ($FS_0 = 0.98$). Debido al incremento de resistencia con la velocidad, el deslizamiento se mantiene a velocidad constante. Esta velocidad se obtiene resolviendo la ecuación de movimiento (Ec. 1) e imponiendo aceleración nula y la resistencia según la Ecuación 6, tal y como se discute en Pinyol *et al.* (2017). El desplazamiento acumulado es mayor respecto al caso anterior, como es de esperar, al ser menor el factor de seguridad inicial, pero el incremento de resistencia disponible debido al endurecimiento (Fig. 6) permite representar la situación en la que, aun siendo la ladera inestable ($FS < 1$), los parámetros resistentes de la superficie de deslizamiento consiguen cesar su avance.

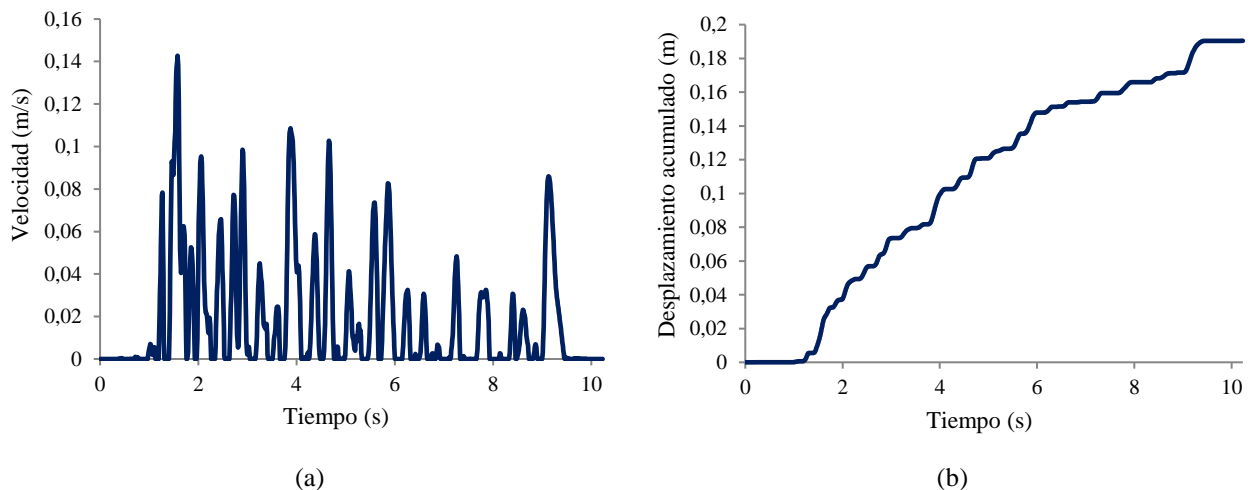


Figura 5. Velocidades y desplazamientos acumulados para $FS_0 = 0.98$.

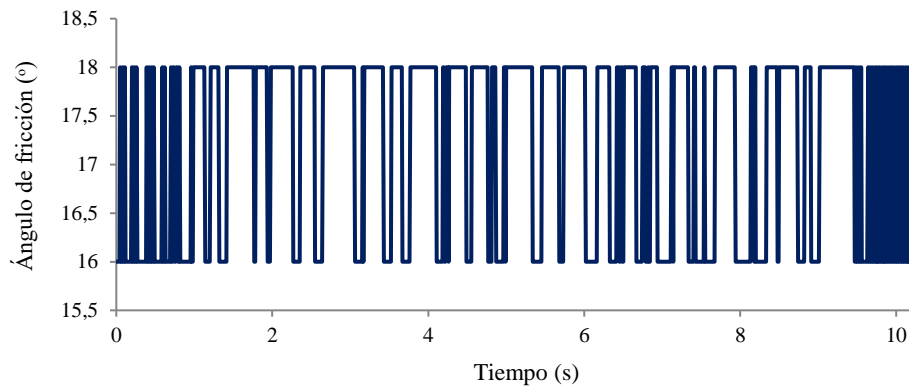


Figura 6. Variación en el tiempo del ángulo de fricción.

4. PRESURIZACIÓN TÉRMICA

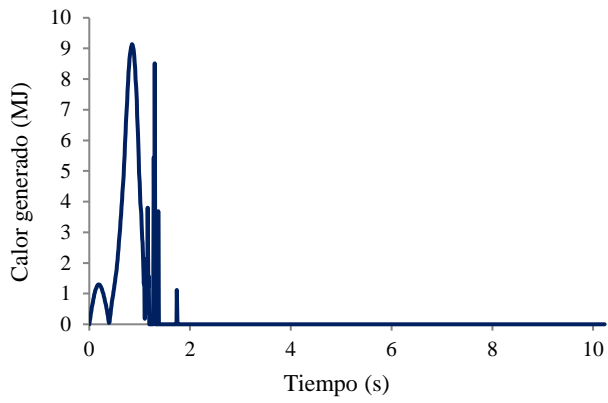
Se incluye en este apartado el análisis tipo Newmark incluyendo el efecto de la presurización térmica debido al trabajo friccional generado en la superficie de deslizamiento. Se consideran las ecuaciones de gobierno descritas en Pinyol y Alonso (2010) y se simplifican bajo las siguientes hipótesis:

- a) Medio poroso incompresible.
- b) Condiciones no drenadas, por lo que no se contempla el efecto de la disipación del exceso de presión de agua, u_w , durante el deslizamiento.
- c) Condiciones adiabáticas, por lo que no se considera el flujo de calor del interior de la banda de corte donde se genera por la localización de las deformaciones.

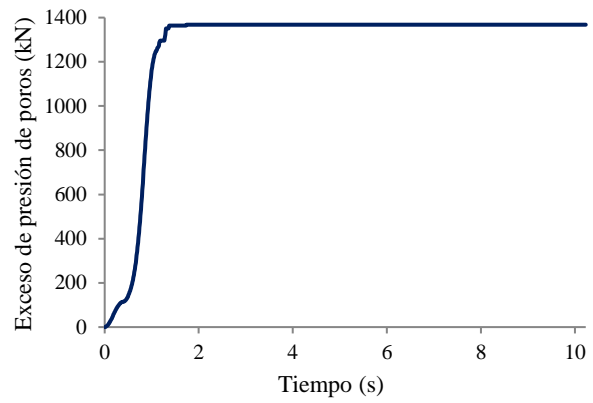
Estas hipótesis también se impusieron en Pinyol y Alonso (2009) donde se propone una solución analítica para la estimación de la velocidad de deslizamientos planos sin incluir el efecto del sismo.

La introducción de la presurización térmica en el análisis tipo Newmark consiste en considerar los siguientes aspectos una vez desestabilizado el deslizamiento por el efecto de la acción sísmica: (a) calcular el calor generado por unidad de volumen y tiempo durante el movimiento imponiéndolo igual al trabajo friccional disipado en la banda de corte (producto de la tensión de corte y la velocidad de deformación); (b) resolver la ecuación de balance de masa y energía en el interior de la banda de corte y evaluar el incremento de temperatura y de presión de agua; (c) calcular la resistencia disponible según la ley Mohr-Coulomb teniendo en cuenta el exceso de presión generado; (d) resolver la ecuación de movimiento dinámica que incluye la acción sísmica teniendo en cuenta la resistencia disponible. Es de destacar que el coeficiente crítico no es constante debido a la variación de la resistencia. Los desplazamientos acumulados se calculan, como en las hipótesis originales en el método de Newmark, sin incluir los desplazamientos ladera arriba. Sin embargo, para dejar el análisis del lado de la seguridad, los desplazamientos en ambas direcciones originan trabajo friccional y se incluye en el cálculo de la generación de calor.

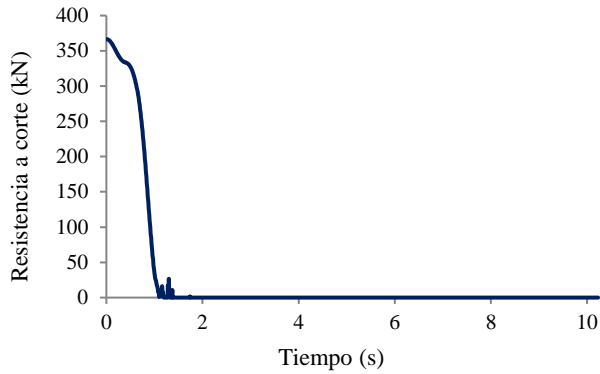
Una vez se inicia el movimiento, para un valor de k superior al k_c , el desplazamiento relativo en la banda de corte basal genera calor (Fig.7a) que se convierte en un incremento de temperatura y la generación de excesos de presión (debido a la dilatación térmica) (Fig. 7b). Al aumentar la presión de poros, se reduce la tensión efectiva y, por ello, la componente friccional de la resistencia al corte (Fig. 7c) y la aceleración del deslizamiento (Fig. 7d). Al segundo, la presión de agua lleva a la caída a valores prácticamente nulos de la resistencia que explica el cese de la generación de calor y de la acumulación de presión de agua. Al imponer condiciones no drenadas, la presión de agua no se disipa. El resultado es que el deslizamiento alcanza una velocidad catastrófica y los 100 m de recorrido en poco segundos.



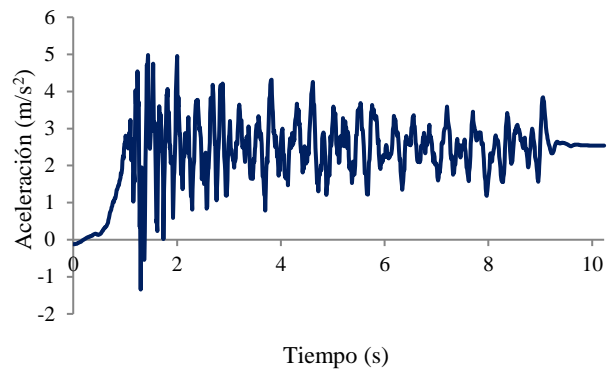
(a)



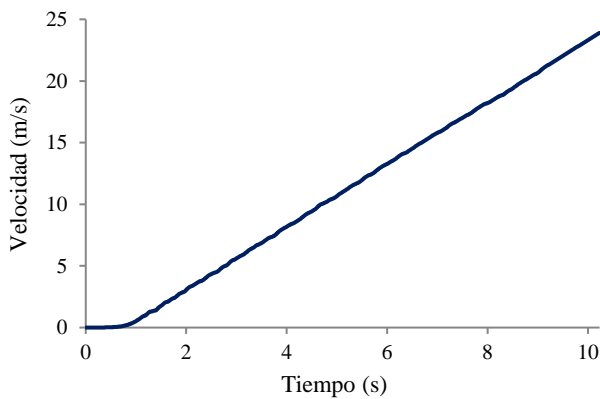
(b)



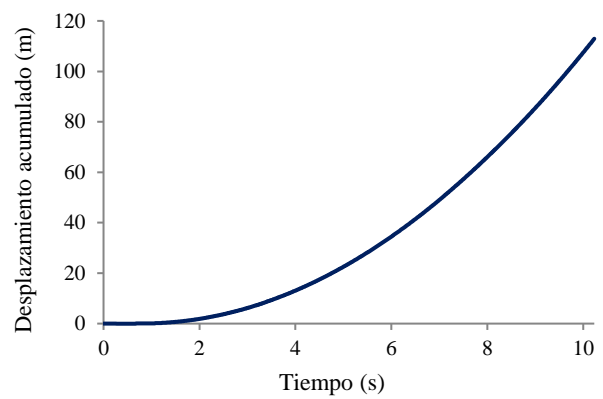
(c)



(d)



(e)



(f)

Figura 7. Resultados obtenidos para el problema termo-hidro-mecánico bajo condiciones dinámicas.

Se introduce para este caso la ley de endurecimiento de la resistencia con la velocidad de deformación discutida en el apartado anterior. El efecto es únicamente apreciable al inicio del movimiento (Fig. 8) donde la mayor resistencia permite retrasar la aceleración. Una vez activados los fenómenos termo-hidro-mecánicos acoplados, su efecto en la velocidad y recorrido del deslizamiento es despreciable.

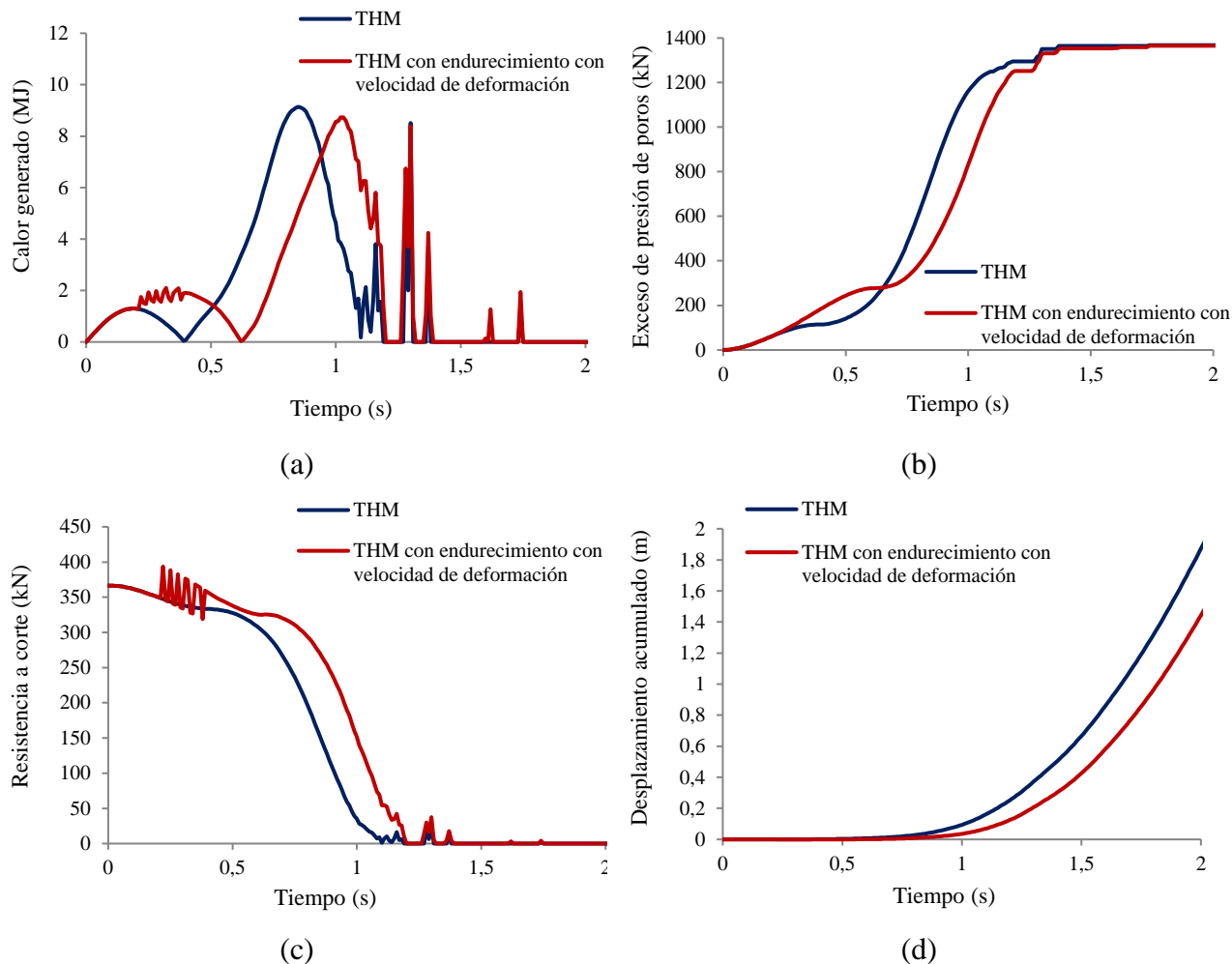


Figura 8. Resultado del análisis incluyendo la presurización térmica y la variación del ángulo de fricción con la velocidad de corte. Se comparan los resultados con el caso de ángulo de fricción constante.

5. SUPERPOSICIÓN DE DOS SUPERFICIES DE DESLIZAMIENTO EN EL ANÁLISIS SÍSMICO

Se desarrolla una extensión del método de Newmark para incluir dos superficies deslizantes sujetas a una distribución independiente de presión del agua tal y como se muestra en la Figura 9. Solo se considera la componente horizontal de la aceleración sísmica para calcular los desplazamientos permanentes.

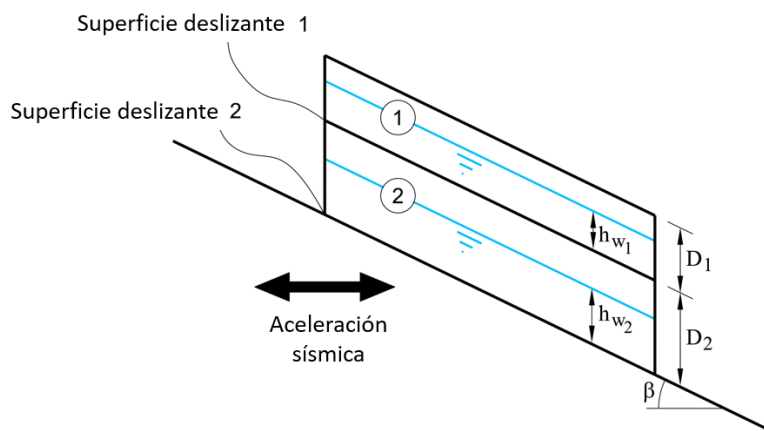


Figura 9. Esquema del problema dinámico con superficies de deslizamiento superpuestas.

El sistema al cual se aplican las ecuaciones dinámicas consiste en dos bloques caracterizados por diferentes espesores (D_1 y D_2), niveles de agua situados en h_{w1} y h_{w2} y ángulos de fricción (ϕ'_1 y ϕ'_2).

ϕ'_2). Los factores de seguridad antes de la aplicación del sismo correspondientes a cada bloque se definen como:

$$FS_1 = \left(1 - \frac{\gamma_w h_{w1}}{\gamma_s D_1}\right) \frac{\tan \phi'_1}{\tan \beta} = (1 - r_{u1}) \frac{\tan \phi'_1}{\tan \beta} \quad (7)$$

$$FS_2 = \left(1 - \frac{\gamma_w h_{w2}}{\gamma_s (D_1 + D_2)}\right) \frac{\tan \phi'_2}{\tan \beta} = (1 - r_{u2}) \frac{\tan \phi'_2}{\tan \beta} \quad (8)$$

La aceleración del bloque superior se expresa en función de la aceleración del bloque inferior (a_2) y la aceleración relativa ($a_{1/2}$) del bloque 1 con respecto al bloque 2. La aceleración sísmica crítica por debajo de la cual el bloque superior permanece estable ($k_1^{crítico}$) puede obtenerse mediante la siguiente expresión (Ec.9), suponiendo $a_2 + a_{1/2} = 0$:

$$\tan \beta + (r_{u1} - 1) \tan \phi'_1 + k \frac{\sin \alpha}{\cos \beta} \tan \phi'_1 + k \frac{\cos \alpha}{\cos \beta} = \frac{(a_{1/2} + a_2)}{g \cos \beta} \quad (9)$$

$$k_1^{crítico} = \frac{(SF_1 - 1) \sin \beta}{\sin \alpha \tan \phi'_1 + \cos \alpha} \quad (10)$$

Combinando ambas expresiones la aceleración del bloque superior se traduce en:

$$a_{1/2} + a_2 = g(\sin \alpha \tan \phi'_1 + \cos \alpha)(k - k_1^{crítico}) \quad (11)$$

Mediante el desarrollo de la ecuación de equilibrio dinámico para el bloque inferior, y considerando $a_2 = 0$, se obtiene la expresión de la condición de movimiento en la superficie basal inferior:

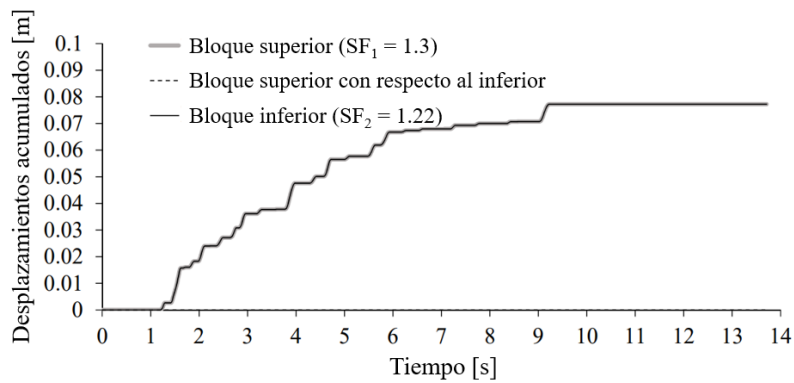
$$k_2^{crítico} = \frac{-\tan \beta + \left(\frac{D_1}{D_2} + 1\right) \tan \phi'_2 - \frac{D_1}{D_2} \tan \phi'_1 + \frac{\gamma_w h_{w1}}{\gamma_s D_2} \tan \phi'_1 - \frac{\gamma_w h_{w2}}{\gamma_s D_2} \tan \phi'_2}{-\frac{D_1}{D_2} \frac{\sin \alpha}{\cos \beta} \tan \phi'_1 + \frac{\cos \alpha}{\cos \beta} + \frac{\sin \alpha}{\cos \beta} \tan \phi'_2 \left(\frac{D_1}{D_2} + 1\right)} \quad (12)$$

Por último, combinando ésta con la ecuación de equilibrio dinámico, la expresión de la aceleración del bloque inferior se formula de la siguiente manera:

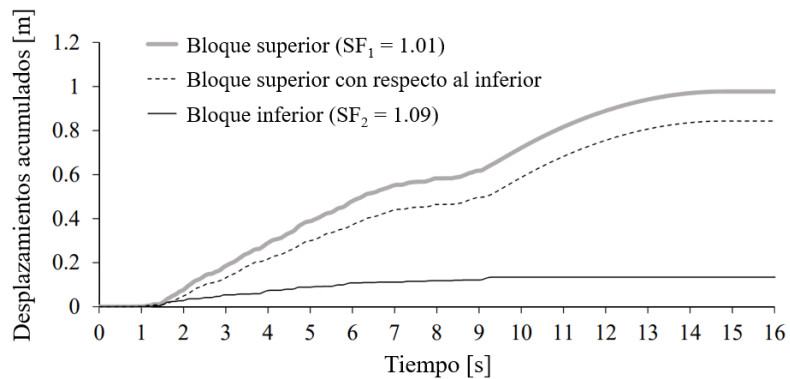
$$a_2 = g \left(-\frac{D_1}{D_2} \sin \alpha \tan \phi'_1 + \cos \alpha + \sin \alpha \tan \phi'_2 \left(\frac{D_1}{D_2} + 1\right) \right) (k - k_2^{crítico}) \quad (13)$$

La formulación presentada recoge la existencia de tres posibles escenarios: (I) ambos bloques se mueven presentando diferente aceleración ($a_{1/2}, a_2 \neq 0$) cuando $k_1^{crítico} < k$ y $k_2^{crítico} < k$; (II) sólo el bloque superior se mueve y desliza con respecto al bloque inferior ($a_{1/2} \neq 0$ y $a_2 = 0$) cuando $k_1^{crítico} < k$ y $k_2^{crítico} > k$; (III) los bloques superior e inferior se mueven juntos ($a_{1/2} = 0$ y $a_2 \neq 0$) cuando $k_1^{crítico} > k$ y $k_2^{crítico} < k$.

La Figura 10 muestra el desplazamiento acumulado calculado bajo dos combinaciones de factores de seguridad de los dos bloques considerados. En el primer caso, cuando $SF_1 > SF_2$ (Fig. 10a) se cumplen las condiciones del escenario III. Los dos bloques se mueven juntos y no hay desplazamiento relativo entre ellos. Por el contrario, cuando $SF_1 < SF_2$ ocurre el escenario I (Fig. 10b). En este caso, se puede observar que, teniendo en cuenta la interacción entre los bloques superior e inferior, se obtienen desplazamientos permanentes mayores (0.97 m) que los valores que se obtendrían con el método de Newmark convencional cuando se aplica a una superficie deslizante caracterizada por un $SF = 1.09$, y un espesor $D = D_1 + D_2$ (0.13 m).



(a)



(b)

Figura 10. Resultados del método de Newmark extendido a dos superficies superpuestas. Desplazamientos acumulados de los bloques superior e inferior y desplazamientos relativos del bloque superior con respecto al inferior para dos combinaciones de factores de seguridad: (a) escenarios III; (b) escenario I.

6. CONCLUSIONES

Se ha desarrollado el método de Newmark (1963) para el cálculo de los desplazamientos acumulados en un deslizamiento plano bajo la acción del sismo. Las ecuaciones se presentan en términos del Factor de Seguridad inicial, cuando llega el terremoto. Para los casos en el que la estabilidad se evalúa en función del nivel del agua, es de interés expresar las ecuaciones, tal y como se muestra en el artículo, en función de r_u .

La consideración de la variación de la resistencia durante el movimiento de un deslizamiento bajo la aplicación de un sismo afecta a su evolución y al recorrido. Esto se ha podido observar en el análisis presentado en este artículo en el que se ha extendido el método de Newmark incluyendo la variación de la resistencia con la velocidad de deformación y la presurización del agua intersticial por calentamiento.

Se observa como el incremento de la resistencia con la velocidad de corte, aunque sea relativamente pequeña, unos dos grados, predice un menor recorrido. Este efecto es poco relevante cuando se consideran los efectos del calor si se evalúa el deslizamiento final. Bajo las hipótesis consideradas, el movimiento generado por la acción sísmica es suficiente para la caída prácticamente total de la resistencia por presurización térmica del agua intersticial. Ello conlleva la aceleración del deslizamiento. Debido a la hipótesis de deslizamiento plano, sin incluir el posible efecto estabilizador de la geometría, se calcula un recorrido extremadamente alto.

Por último, se ha presentado una solución analítica que tiene en cuenta, en el cálculo de los desplazamientos acumulados de Newmark, la presencia de dos bloques deslizantes y superpuestos. Se observa que los desplazamientos calculados bajo esta hipótesis pueden ser mayores que los obtenidos bajo la hipótesis de una única superficie.

AGRADECIMIENTOS

Los autores agradecen el apoyo financiero a CIMNE proporcionada por el programa CERCA/ Generalitat de Catalunya.

El segundo autor, profesor Agregado Serra Hünter, agradece la financiación del Departamento de Recerca i Universitats de la Generalitat de Catalunya.

Esta publicación es parte del proyecto de I+D+i RTI2018-097365-B- financiado por MCIN/AEI/10.13039/501100011033, “FEDER Una manera de hacer Europa”.

REFERENCIAS

- Alonso, E. E., Zervos, A. & Pinyol, N. M., 2016. Thermo-poro-mechanical analysis of landslides: from creeping behaviour to catastrophic failure. *Géotechnique* 66 (3): 202–219.
- Alvarado, M., Pinyol, N. & Alonso, E., 2019. Landslide motion assessment including rate effects and thermal interactions: revisiting the Canelles landslide. *Canadian Geotechnical Journal* 56(9): 1338-1350.
- Angeli M.G., Gasparetto P., Menotti R.M., Pasuto A. & Silvano S., 1996. A visco-plastic model for slope analysis applied to a mudslide in Cortina d'Ampezzo, Italy. *Quat J EngGeol* 29: 233–240.
- Bishop, A. W., Green, G. E., Garga, V. K., Andresen, A. & Brown, J. D., 1971. A new ring shear apparatus and its application to the measurement of residual strength. *Géotechnique* 21(4): 273–328.
- Bowden, F. & Tabor, D., 1964. The friction and lubrication of solids. *Geophys. Res.* New York, NY, USA: Oxford University Press
- Chandler, R. J., 1977. Back analysis techniques for slope stabilization works: A case record. *Géotechnique* 27(4): 479–495.
- Corominas, J., Moya, J., Ledesma, A., Lloret, A., & Gili, J., 2005. Prediction of Ground Displacements and Velocities from Groundwater Level Changes at the Vallcebre Landslide (Eastern Pyrenees, Spain). *Landslides* 2, (2): 83–96. <https://doi.org/10.1007/s10346-005-0049-1>.
- Gens, A. & Alonso, E.E., 2006. Aznalcóllar Dam Failure. Part 2: Stability Conditions and Failure Mechanism. *Géotechnique* 56 (3): 185–201.
- Hungr, O., Leroueil, S. & Picarelli, L., 2014. The Varnes classification of landslide types, an update. *Landslides* 11(2): 167-194.
- Ingles, J., Darrozes, J. & Soula, J.-C., 2006. Effects of the Vertical Component of Ground Shaking on Earthquake-Induced Landslide Displacements Using Generalized Newmark Analysis. *Engineering Geology* 86: 134–147. <https://doi.org/10.1016/j.enggeo.2006.02.018>.
- Jibson, R.W., 2011. Methods for assessing the stability of slopes during earthquakes - a retrospective. *Engineering Geology* 122: 43–50.
- Kenney, T.C., 1967. The influence of mineral composition on the residual strength of natural soils. In: *Proceedings of Geotechnical Conference*, Oslo, vol. 1. Norwegian Geotechnical Institute, Oslo, pp. 123–129.
- Lemos, L. J. L., 1986. *The effect of rate on the residual strength of soil*. PhD thesis, University of London.
- Leroueil, S., 2001. Natural slopes and cuts: Movement and failure mechanisms. *Géotechnique* 51(3): 197-243.
- Lucas, A., Mangeney, A. & Ampuero, J.P., 2014. Frictional velocity-weakening in landslides on earth and on other planetary bodies. *Nat Commun.* 5:3417. doi: 10.1038/ncomms4417.
- Mitchell, J. K., 1976. *Fundamentals of soil behaviour*. New York, NY, USA: John Wiley & Sons
- Newmark, N. M., 1965. Effects of earthquakes on dams and embankments. *Géotechnique* 15(2): 139–160.
- Ng, C.W.W., 2009. What is static liquefaction failure of loose fill slopes? In *The First Italian Workshop on Landslides, Napoli, 8-10 June 2009*. NAPOLI Dop-piavoce. Studio editoriale. Vol. 1, pp. 43–51. ISBN:9788889972120.
- Picarelli, L., Olivares L. & Avolio, B., 2008. Zoning for flowslide and debris flow in pyroclastic soils of Campania Region based on infinite slope analysis. *Engng Geol.* 102(3–4): 132–141.
- Pinyol, N.M. & Alonso, E.E., 2009. Deslizamientos acelerados. Criterios de ocurrencia. *VII Simposio Nacional sobre Taludes y Laderas Inestables 25 años*. Alonso, E., Corominas, J. y Hürlimann, M. (eds.). Barcelona, 27-30 de Octubre de 2009. Vol. 1, 61-94. ISBN: 978-84-96736-75-7. Invited Conference.
- Pinyol, N.M., & Alonso, E.E., 2010a. Criteria for rapid sliding II. Thermo-hydrromechanical and scale effects in Vaiont case. *Engineering Geology*, 114(3–4): 211–227. doi:10.1016/j.enggeo.2010.04.017.
- Pinyol, N.M., & Alonso, E.E., 2010b. Fast planar slides. A closed-form thermohydro- mechanical solution. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics* 34: 27–52.
- Pinyol, N.M., Scoppettuolo & M.E., Alonso, E.E., 2017. Mecanismos que controlan la velocidad de los

- deslizamientos. *IX Simposio Nacional sobre Taludes y Laderas Inestables*. 27-30 June 2017, Santander, Spain. E.E. Alonso, J. Corominas & M. Hürlimann (eds.), pp. 1313-1320.
- Rice, J. R., Lapusta, N. & Ranjith, K., 2001. Rate and state dependent friction and the stability of sliding between elastically deformable solids. *J. Mech. Phys. Solids* 49 (9): 1865–1898.
- Segui, C., Rattetz, H. & Veveakis, M., 2020. On the stability of deep-seated landslides. The cases of Vaiont (Italy) and Shuping (Three Gorges Dam, China). *J. Geophys. Res. Earth Surf.* 125, e2019JF005203.
- Scaringi, G., Hu, W., Xu, Q. & Huang, R., 2018a. Shear-rate-dependent behavior of clayey bimaterial interfaces at landslide stress levels. *Geophysical Research Letters* 45: 766–777.
- Scaringi, G., Hu, W. & Xu, Q., 2018b. Discussion on: ‘Experimental Study of Residual Strength and the Index of Shear Strength Characteristics of Clay Soil. *Engineering Geology* 242: 218–221.
- Scaringi, G. & Di Maio, C., 2016. Influence of displacement rate on residual shear strength of clays. *Procedia Earth Planet Science* 16: 137–45.
- Schulz, W.H. & Wang, G., 2014. Residual Shear Strength Variability as a primary Control on Movement of Landslides Reactivated by Earthquake-Induced Ground Motion: Implications for Coastal Oregon, U.S. *Journal of Geophysical Research: Earth Surface Research* 119:1617–1635.
- Shibasaki, T., S. Matsuura, S. & Hasegawa, Y., 2017. Temperature- dependent residual shear strength characteristics of smectite-bearing landslide soils. *J. Geophys. Res. Solid Earth* 122: 1449–1469.
- Stark, T. D., & Eid, H. T., 1994. Drained residual strength of cohesive soils. *J. Geotech. Eng.* 120(5): 856–871.
- Stark, T. D., & Eid, H. T., 1997. Slope stability analyses in stiff fissured clays. *J. Geotech. Geoenviron. Eng.* 123(2): 335–343.
- Tika, T.E., & Hutchinson, J.N., 1999. Ring shear tests on soil from the Vaiont landslide slip surface. *Geotechnique* 49(1): 59–74. doi:10.1680/geot.1999.49.1.59.
- Tika, T.E., Vaughan, P.R., & Lemos, L.J., 1996. Fast shearing of pre-existing shear zones in soil. *Géotechnique* 46(2): 197–233. doi:10.1680/geot.1996.46.2.197.
- Toyota, H., Nakamura, K., Sugimoto, M. & Sakai, N., 2009. Ring shear tests to evaluate strength parameters in various remoulded soils. *Géotechnique* 59(8): 649–59.
- Troncone, A., 2002. Numerical analysis of a landslide in soils with strain-softening behaviour. *Géotechnique* 55(8): 585–596.
- Vardoulakis, I., 2000. Catastrophic landslides due to frictional heating of the failure plane. *Mechanics of Cohesive-frictional Materials* 5(6): 443–467.
- Vardoulakis, I., 2002. Dynamic thermo-poro-mechanical analysis of catastrophic landslides. *Geotechnique* 52(3): 157–171. doi:10.1680/geot.2002.52.3.157.
- Veveakis, E., Vardoulakis, I., & Di Toro, G., 2007. Thermoporo-mechanics of creeping landslides: The 1963 Vaiont slide, northern Italy. *Journal of Geophysical Research* 112(F3): F03026. doi:10.1029/2006JF000702.
- Wang, G., A. Suemine, & Schulz, W. H., 2010, Shear-rate-dependent strength control on the dynamics of rainfall-triggered landslides, Tokushima Prefecture, Japan, *Earth Surf. Processes Landforms* 35(4): 407–416, doi:10.1002/esp.1937.
- Wedage, A., Morgenstern, N.R. & Chan, D.H., 1998. A strain rate dependent constitutive model for clays at residual strength. *Canadian Geotechnical Journal* 35 (2): 364–373.