

Análisis de estabilidad de taludes en rellenos sanitarios con inyección horizontal de fluidos

Gianfranco Dacci

Tesis de Grado en Ingeniería Civil

Directores:

MSc. Ing. Mauro Codevilla (FIUBA)
Ing. Nicolás Tasso (FIUBA)

Jurados:

MSc. Ing. Mauro Sottile (FIUBA)
Mgtr. Ing. Néstor Giorgi (FIUBA)
Dr. Ing. Franco Francisca (FCFEyN - UNC)

Página intencionalmente en blanco

*Dedicado a mis padres: Andrea y Marcelo;
a mis hermanos: Hernán, Dante y Ornella;
y a mis sobrinos: Rafael y Julián.*

AGRADECIMIENTOS

Al LMS, a mis docentes y a los amigos que hice a lo largo de mi carrera de grado, quienes me acompañaron y constituyeron parte fundamental y apoyo en el camino de convertirme en Ingeniero Civil.

RESUMEN

La inyección de fluidos en rellenos sanitarios de Residuos Sólidos Urbanos (RSU) permite acelerar los procesos de descomposición y degradación de los desechos contenidos en su interior, como así también el incremento de producción de biogás. Esto trae ventajas en distintos aspectos operativos y de diseño que vuelven más sustentable al relleno sanitario como técnica de disposición final de nuestros desechos. Sin embargo, también implica un riesgo para la estabilidad del relleno por la reducción en la resistencia al corte producto del incremento de presión de poros asociado a la inyección. La implementación de un sistema de inyección de fluidos debe ser contemplada y cuidadosamente estudiada en la etapa de diseño, momento en el cual prácticamente no se cuenta con información acerca de las características físicas, mecánicas e hidráulicas del material a modelar. En este trabajo se estudia la sensibilidad del factor de seguridad global por la falla de talud para distintos escenarios o condiciones de operación en su vida útil. Se busca generar conocimiento sobre la modelación de taludes de rellenos sanitarios, compuestos por materiales altamente heterogéneos y de comportamiento complejo. Adicionalmente, se pretende obtener conclusiones acerca de los métodos y técnicas más adecuadas para modelar y proyectar un relleno sanitario con inyección de fluidos y generar un punto de partida para aplicar esta tecnología en nuestro país.

ABSTRACT

Fluids injection in municipal solid waste (MSW) landfills allows for the acceleration in the process of decomposition and degradation of the refuse lying within them and an increase in biogas production rates. This poses advantages in different design and operational aspects that can make landfills a more sustainable practice for the final waste disposal. Nonetheless, it also implies a risk for the landfill's stability due to the reduction in shear strength by the increase on pore pressures associated to the fluid injection. The implementation of a liquids addition system must be contemplated and carefully studied during the landfill's design process, moment at which there is no information available regarding the physical, mechanical, or hydraulic characteristics of the material. This work studies the sensibility of the global factor of safety to slopes failure for different scenarios and operation conditions along the landfill's service life. It is intended to generate knowledge about the modelling of landfills' slopes, composed of strongly heterogeneous materials with complex behavior. In addition, it is expected to obtain conclusions regarding the most adequate methods and techniques for modelling and designing a landfill with liquids addition systems and to generate a trigger point for the implementation of this practice in our country.

INDICE

1	Introducción al trabajo de investigación	3
1.1	Rellenos sanitarios con inyección de fluidos	3
1.2	Problemática	3
1.3	Motivación y objetivos del trabajo	3
2	Fundamentos teóricos	4
2.1	Introducción al capítulo	4
2.2	Medios no saturados	4
2.2.1	Fases de un medio no saturado	4
2.2.2	Propiedades de la interfaz agua-aire	5
2.2.3	Succión y curvas de retención	8
2.2.4	Conductividad hidráulica: fase líquida	10
2.2.5	Conductividad hidráulica: fase gaseosa	12
2.3	Resistencia al corte en medios no saturados	14
2.3.1	Definición del estado tensional	14
2.3.2	Extensión del criterio de falla de Mohr-Coulomb	15
2.4	Flujo en medios no saturados	17
2.4.1	Flujo permanente de líquido	17
2.4.2	Flujo permanente de gas	18
2.4.3	Flujo transitorio	19
2.5	Cálculo de estabilidad de taludes - Método de equilibrio límite	20
3	Estado del arte	24
3.1	Introducción al capítulo	24
3.2	Los rellenos sanitarios	24
3.2.1	Introducción	24
3.2.2	Componentes de un relleno sanitario	24
3.2.3	Rellenos sanitarios tipo Bioreactor	27
3.2.4	Descomposición acelerada de residuos	28
3.3	Caracterización física y mecánica de un relleno sanitario	31
3.3.1	Introducción	31
3.3.2	Peso unitario de rellenos sanitarios	32
3.3.3	Contenido de humedad de rellenos sanitarios	36
3.3.4	Conductividad hidráulica en rellenos sanitarios: fase líquida	38
3.3.5	Conductividad hidráulica en rellenos sanitarios: fase gaseosa	41
3.3.6	Resistencia al corte de rellenos sanitarios	42
3.4	Residuos Sólidos Urbanos en Argentina	45
3.4.1	Introducción	45
3.4.2	Contexto nacional	45
3.4.3	Composición de los residuos sólidos urbanos en Argentina	46
4	Programa de trabajo	49
4.1	Introducción al capítulo	49
4.2	Definición del modelo	50
4.2.1	Modelo A - Modelo base	50
4.2.2	Modelos B, C y D - Modelos de análisis	53
4.3	Escenarios de estudio	54
5	Análisis y discusión de resultados	57
5.1	Introducción al capítulo	57
5.2	Modelo A - Resultados del modelo base	57
5.2.1	Escenario 0 - Base	58
5.2.2	Escenario 1 - LCRS obstruido	59
5.2.3	Escenarios 2 y 3 - Estrato de baja conductividad hidráulica	61

5.3	Modelos B, C y D - Resultados de los modelos de análisis	64
5.3.1	Influencia del peso unitario dependiente de la profundidad	64
5.3.2	Influencia de la resistencia al corte no lineal	70
5.3.3	Influencia de la resistencia al corte no saturada	73
5.4	Resumen de conclusiones	74
6	Caso de aplicación	75
6.1	Introducción	75
6.2	Modelo de aplicación	75
6.2.1	Geometría	75
6.2.2	Parámetros y condiciones de borde del modelo	76
6.3	Verificación del talud - Régimen estacionario	78
6.3.1	Talud original	78
6.3.2	Construcción del nuevo talud	81
6.4	Verificación del talud - Régimen transitorio	83
6.4.1	Inyección de fluidos	83
6.4.2	Falla del sistema de impermeabilización	86
6.5	Resultados del caso de aplicación	88
7	Conclusiones	89
7.1	Conclusiones del trabajo	89
7.2	Limitaciones	90
7.3	Posibles trabajos futuros	90
8	Referencias	92

1. Introducción al trabajo de investigación

1.1. Rellenos sanitarios con inyección de fluidos

Los rellenos sanitarios (RS) de residuos sólidos urbanos (RSU) son recintos diseñados para contener los desechos generados por la actividad doméstica y comercial. Estos cuentan con sistemas que aíslan a los residuos del medio ambiente circundante. Actualmente es la técnica más difundida para la disposición final segura de los RSU (Townsend et al., 2015).

Hoy en día, los ingenieros nos enfrentamos al desafío de generar alternativas de diseño sustentables y adaptadas a la realidad de cambio climático que atravesamos. En el contexto de rellenos sanitarios, esto se traduce en utilizar técnicas que optimicen el uso del espacio disponible, reduzcan el impacto sobre el efecto invernadero, resulten más eficientes energéticamente y garanticen un nivel de seguridad aceptable ante posibles accidentes.

Para atender estas necesidades se puede hacer uso de la inyección de fluidos. Se trata de una técnica originalmente diseñada para mejorar el tratamiento de los lixiviados producidos en el RS. Añadir líquidos a la masa de residuos tiene el efecto de acelerar su descomposición y esto trae consigo las siguientes ventajas: acortar en el tiempo los procesos de descomposición, de manera que ocurran en un período en el cual los sistemas de control del RS se encuentran operativos y en buen funcionamiento (seguridad); incrementar la tasa de producción de biogás, haciendo más factible su aprovechamiento (eficiencia energética y mitigación de efecto invernadero); inducir la reducción de volumen del relleno por efecto de la descomposición acelerada de la masa de RSU (optimización del espacio).

1.2. Problemática

A pesar de los beneficios enunciados en el párrafo anterior, inyectar los volúmenes de líquido necesarios para llevar adelante estas prácticas supone ciertos riesgos para la seguridad del relleno. Uno de ellos es la disminución en la seguridad frente a un colapso de carácter global de los taludes del relleno por la reducción en la resistencia al corte que ocurre cuando aumentan las presiones de poros del medio (suelo + RSU compactados). Generar un diseño seguro es indispensable para prevenir derrumbes de los taludes del RS que pueden provocar fuertes impactos ambientales, económicos y sociales.

Varios investigadores en distintos países del mundo, citados a lo largo de este trabajo, han estudiado las propiedades físicas, mecánicas e hidráulicas de los materiales que componen un RS con el objetivo de generar modelos que asistan en el diseño. El gran desafío se encuentra en la alta variabilidad de estos materiales y la complejidad de su comportamiento y sus interacciones (Dixon and Jones, 2005).

1.3. Motivación y objetivos del trabajo

El objetivo de este trabajo de investigación es determinar qué parámetros son más influyentes en la seguridad global de los rellenos sanitarios que presentan inyección de fluidos. Para ello, se determinará la seguridad asociada a un colapso global utilizando la metodología de equilibrio límite. Esta metodología cuantifica la seguridad con un factor de seguridad (FoS, por sus siglas en inglés). Se realizará un análisis de sensibilidad del FoS ante los distintos parámetros involucrados en el cálculo, la manera de modelarlos y distintas condiciones iniciales que pueden darse en un relleno sanitario. Con los resultados obtenidos se espera obtener conclusiones y pautas que permitan un mejor manejo de la incertidumbre a la hora de diseñar y operar un RS para un nivel de seguridad mínimo.

A su vez, este trabajo busca abrir una línea de investigación que se complementa con otros trabajos ya realizados en el Laboratorio de Mecánica de Suelos (LMS) (Marti and Manzanal, 2015; Casagrande and Manzanal, 2019; Pileggi and Codevilla, 2021). Se pretende estudiar la aplicación de técnicas de ingeniería civil y geotécnica en la Gestión Integral de Residuos Sólidos, generando conocimiento que favorezca la implementación de prácticas más seguras y sustentables para la disposición final de residuos en el país.

Parte de este trabajo fue publicado y expuesto como artículo académico en el Congreso Argentino de Mecánica de Suelos y Ingeniería Geotécnica (CAMSIG), organizado por la Sociedad Argentina de Ingeniería Geotécnica (SAIG), en su XXVI edición, en agosto del 2023 (Dacci et al., 2023).

2. Fundamentos teóricos

2.1. Introducción al capítulo

En el capítulo anterior se definió cuál es el material que será estudiado durante este trabajo: los residuos sólidos urbanos. Si bien los RSU están conformados por diversos componentes, de comportamientos y características muy variadas, la práctica actual aborda el problema de estabilidad de taludes de RSU haciendo uso de los conceptos y herramientas desarrollados para la mecánica de suelos.

A lo largo de este capítulo se hace un resumen de distintos conceptos teóricos que serán utilizados más adelante en el desarrollo del trabajo. En particular, se abordan fundamentos de la mecánica de suelos no saturados y se da una introducción al método de equilibrio límite para el cálculo de estabilidad de taludes.

2.2. Medios no saturados

2.2.1. Fases de un medio no saturado

Un suelo no saturado consta de tres fases: fase sólida, fase líquida y fase gaseosa. Las dos últimas corresponden al fluido (comúnmente, agua y aire) contenido en los poros de la primera. La presencia de gases, por mínima que sea, convierte un suelo saturado en no saturado. En pequeñas cantidades, el gas forma burbujas aisladas y vuelve al fluido compresible. Una cantidad mayor, en cambio, hace que la fase gaseosa adquiera continuidad y las presiones de ambas fases fluidas difieran ampliamente. Como consecuencia, el suelo pasa a tener un comportamiento diferente de aquel que expone un suelo saturado, y el estudio de la mecánica de este material debe adaptarse con respecto a la mecánica de suelos tradicional.

Para identificar una fase y distinguirla del resto del sistema, esta debe estar caracterizada por propiedades diferentes de las del medio circundante y delimitada por una superficie de contorno. En la Figura 2.1 se muestra el modelo de fases de un suelo no saturado. Además de las tres fases mencionadas al comienzo, se puede considerar una cuarta: la interfaz entre el agua y el aire o membrana contráctil (Fredlund and Rahardjo, 1993). El análisis de esta fase es crucial, ya que gobierna el comportamiento mecánico e hidráulico de los suelos parcialmente saturados.

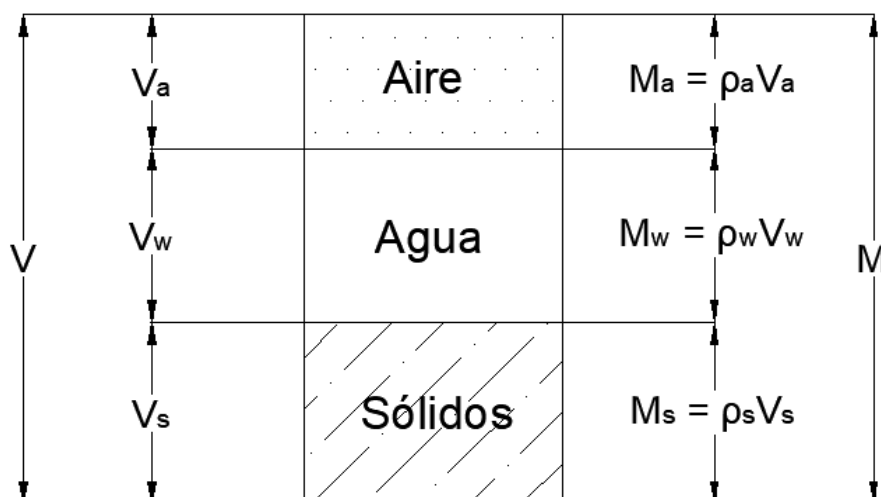


Figura 2.1: Modelo de las fases de un suelo no saturado. En términos de masa y volumen se puede despreciar a la membrana contráctil.

2.2.2. Propiedades de la interfaz agua-aire

Las propiedades de la membrana contráctil difieren ampliamente de la fase líquida subyacente. Su propiedad más distintiva es la capacidad de desarrollar tensiones de tracción entre las moléculas que la componen y ejercer, a su vez, tracción sobre las partículas sólidas con las que entra en contacto. Esta propiedad es la que se conoce como tensión superficial. El fenómeno de la tensión superficial ocurre por la atracción entre las moléculas de agua. Una molécula en el seno del líquido siente iguales fuerzas de atracción en todas las direcciones. Una molécula en la superficie, sin embargo, sólo experimenta fuerzas de atracción hacia el interior del líquido, como se ilustra en la Figura 2.2. Este desbalance de fuerzas mantiene a las moléculas en la superficie del agua unidas entre sí y le da la capacidad a esta capa de fluido de desarrollar tensiones de tracción, haciendo que se comporte como una membrana elástica.

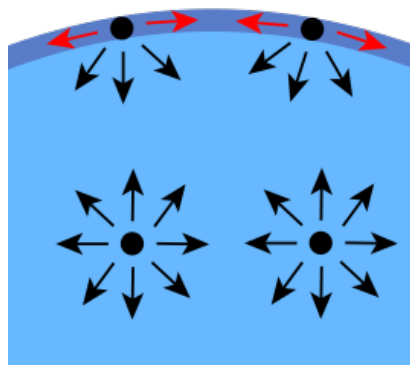


Figura 2.2: Fuerzas de interacción entre moléculas de agua en la superficie de un líquido y su interior.

En la Figura 2.3 se esquematiza la tensión superficial (T_s) como un esfuerzo con dirección tangencial a la superficie de la membrana contráctil. La magnitud de este esfuerzo decrece con el aumento de temperatura. Si a una membrana elástica como la estudiada se le aplican presiones de diferente magnitud a cada lado (u , y $u + \Delta u$), esta adoptará una curvatura cóncava hacia el lado de mayor presión y desarrollará una tensión a lo largo de su superficie para conservar el equilibrio. La diferencia de presiones a cada lado de la membrana se puede relacionar con la tensión superficial y el radio de curvatura de la superficie (R_c) planteando el equilibrio estático, como se expresa en la Ecuación 2.1.

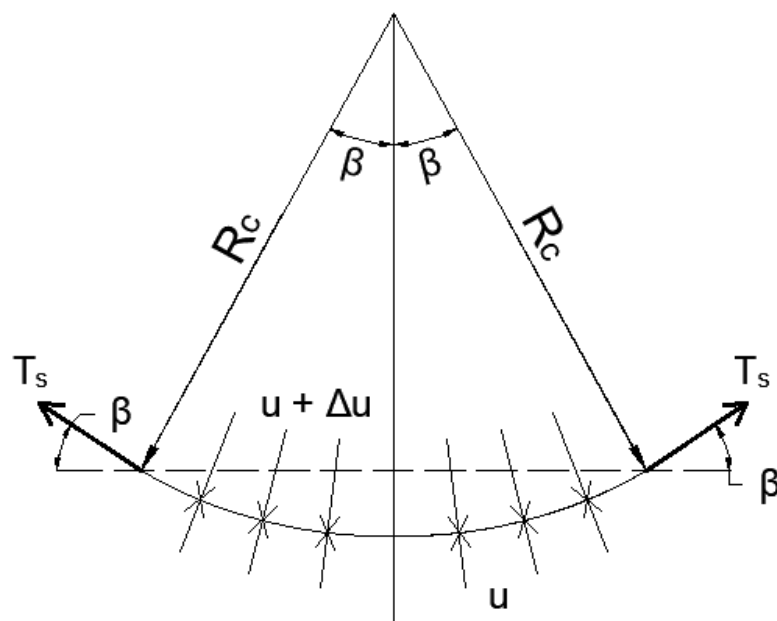


Figura 2.3: Presiones y tensión superficial actuantes sobre una superficie curva.

$$2T_s \cdot \sin \beta = 2\Delta u R_c \cdot \sin \beta \quad (2.1)$$

Reacomodando,

$$\Delta u = \frac{T_s}{R_c} \quad (2.2)$$

La Ecuación 2.2 da la diferencia de presiones sobre una superficie curva con radio R_c y una tensión superficial T_s . La expresión puede extenderse a tres dimensiones según la siguiente formulación:

$$\Delta u = T_s \left(\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \right) \quad (2.3)$$

Donde R_1 y R_2 son los radios de curvatura según dos planos principales ortogonales de una membrana curva en tres dimensiones. Si $R_1 = R_2$, la Ecuación 2.3 se convierte en:

$$\Delta u = \frac{2T_s}{R_c} \quad (2.4)$$

En un suelo no saturado, la membrana contráctil está sometida a la presión del aire u_a a un lado y la presión del agua u_w al otro, siendo la primera mayor que la segunda. La diferencia entre ambas presiones se conoce como succión mátrica. La diferencia de presiones hace que la interfase se curve según la Ecuación 2.4.

$$(u_a - u_w) = \frac{2T_s}{R_c} \quad (2.5)$$

A medida que la succión mátrica de un suelo crece, el radio de curvatura de la membrana contráctil decrece, formando un menisco. Cuando la succión mátrica se hace cero el radio de curvatura R_c tiende a infinito y la interfaz se vuelve una superficie plana.

La Figura 2.4 esquematiza el fenómeno de ascensión capilar. Este fenómeno permite que un líquido en equilibrio hidrostático ascienda dentro un conducto de diámetro reducido y alcance una altura superior a la original. Esto ocurre gracias a la tensión superficial y a la tendencia del líquido de mojar la superficie del conducto. El ángulo de contacto α entre el líquido y la superficie sólida, señalado en la Figura 2.4, depende de la adhesión entre las partículas de uno y otro material. El agua dentro de un conducto capilar de radio r asciende hasta una altura h_c máxima tal que se equilibre el peso de la columna de agua con la tensión superficial máxima T_s que puede desarrollar la membrana contráctil. Integrando la componente vertical de la tensión superficial a lo largo del perímetro mojado se obtiene una fuerza en dirección vertical que es la responsable de sostener la columna de agua. Planteando el equilibrio de fuerzas verticales:

$$\pi r^2 h_c \gamma_w = 2\pi r T_s \cos \alpha \quad (2.6)$$

Simplificando y reemplazando $r = R_c \cos \alpha$ se obtiene finalmente:

$$h_c = \frac{2T_s}{\gamma_w R_c} \quad (2.7)$$

Al ser el ángulo de contacto α un valor dependiente del material de contacto, se observa que a menor radio del capilar, menor radio de curvatura del menisco R_c y, por lo tanto, mayor altura de ascensión h_c .

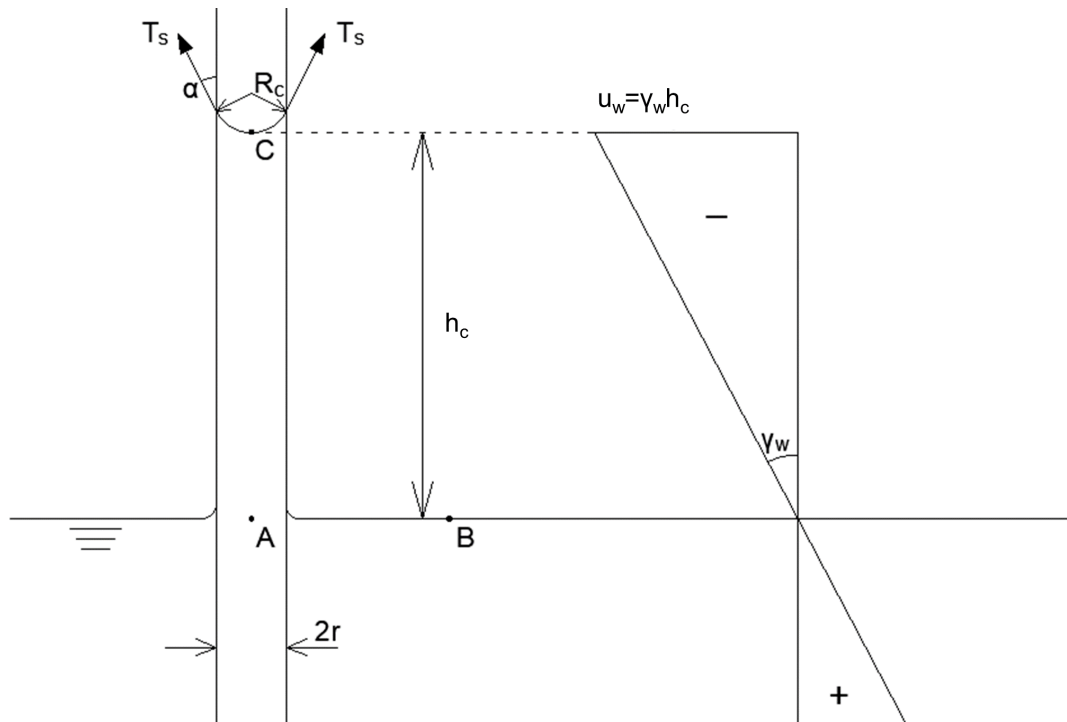


Figura 2.4: Ascensión por un tubo capilar.

A continuación se analiza la relación entre la ascensión capilar y las presiones en el medio líquido. Cada punto en un medio líquido tiene asociado un nivel de energía denominado carga hidráulica total. En condiciones de reposo, o para velocidades muy bajas (como las que experimenta un líquido en el suelo), dicha carga hidráulica se compone de dos partes: la carga gravitacional y la carga por presión. La carga hidráulica suele expresarse por unidad de peso y de volumen, y, por lo tanto, puede calcularse como:

$$h_w = y + \frac{u_w}{\gamma_w} \quad (2.8)$$

Donde h_w es la carga hidráulica total en un dado punto, expresada en unidades de longitud; y es la componente gravitacional, es decir la energía asociada a la posición o altura del punto con respecto a un nivel de referencia; y u_w es la presión del líquido en el punto.

Los puntos A, B y C de la Figura 2.4 están en equilibrio hidrostático. Esto quiere decir que para los tres puntos, la carga hidráulica total tiene el mismo valor. Los puntos A y B se encuentran a la misma altura, por lo que su carga por elevación es igual, y en ambos la presión de agua es igual a la presión atmosférica ($u_w = 0$ en ambos puntos). Por lo tanto, colocando el plano de referencia para la energía potencial a la altura de los puntos A y B, se dice que la carga hidráulica total para estos puntos es cero.

El punto C, por tener que cumplir el equilibrio hidrostático, también tiene carga hidráulica total nula. Como su energía de posición es distinta de cero, obligatoriamente la presión de agua en dicho punto es igual y opuesta a la carga por elevación. La presión de agua en C es entonces:

$$u_w = -\gamma_w h_c \quad (2.9)$$

Mientras tanto, la presión de aire en el punto C es igual a la presión atmosférica ($u_a = 0$). Entonces, se puede expresar la succión mátrica en este punto como:

$$(u_a - u_w) = \gamma_w h_c \quad (2.10)$$

Y si se introduce la Ecuación 2.7 en la 2.10 se llega a la Ecuación 2.5 que había sido deducida anteriormente.

$$(u_a - u_w) = \frac{2T_s}{R_c} \quad (2.11)$$

Las ecuaciones deducidas hasta el momento describen la ascensión capilar para un caso en el que el diámetro del conducto es uniforme y su longitud es suficiente para que se desarrolle toda la columna de agua. A continuación se analiza qué sucede cuando alguna de estas condiciones se ve alterada.

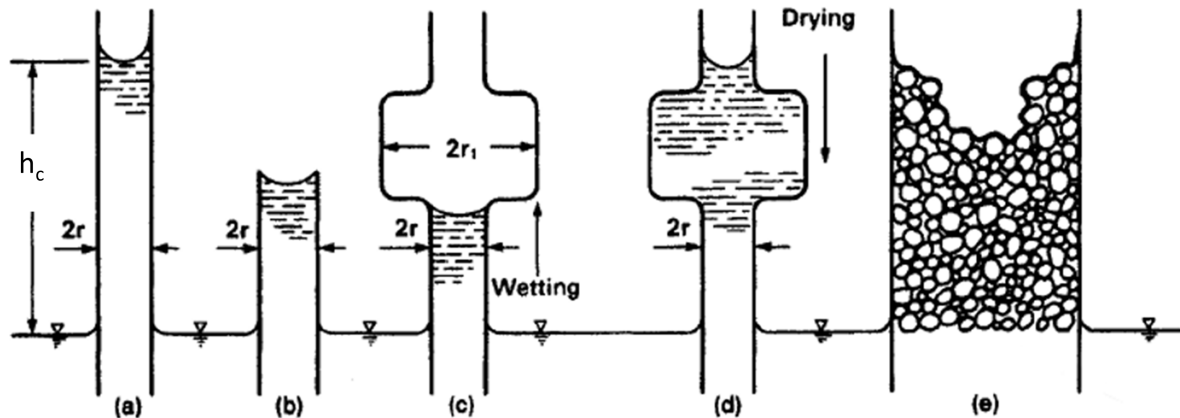


Figura 2.5: Efectos del radio y de la altura disponible en la capilaridad (Taylor, 1948).

La Figura 2.5(a) corresponde al caso estudiado hasta ahora: el agua asciende por un capilar de radio r hasta una altura máxima h_c . Sin embargo, la altura del capilar puede no ser suficiente para que se desarrolle la totalidad de h_c (Fig. 2.5(b)), en cuyo caso ocurrirá un incremento del radio de curvatura R_c según lo indicado en la Ecuación 2.7. A su vez, si se conserva el radio del conducto, respetando la relación $r = R_c \cos \alpha$, el ángulo de contacto se incrementará también.

Las Figuras 2.5(c) y (d) ilustran el caso de una variación en el radio del capilar. La presencia de un bulbo de radio $r_1 > r$ impide el ascenso del agua en el caso (c). Sin embargo, si el capilar se llena por completo sumergiéndolo en el agua, y luego se lo extrae levantándolo desde la superficie, puede desarrollarse la totalidad de la altura h_c a pesar de la presencia del bulbo. Esto es análogo al proceso de secado del suelo, en el que el nivel freático (a partir del cual las presiones de agua son positivas) desciende, dejando tras de sí la zona de ascensión capilar. A su vez, este ejemplo representa la histéresis que puede existir en la relación succión mátrica-contenido de agua de un suelo. Para un dado valor de succión mátrica el contenido de agua será distinto si el suelo está en proceso de mojado o de secado y también lo será el ángulo de contacto α .

La Figura 2.5(e) muestra el fenómeno de ascensión capilar a lo largo de un medio poroso. El desarrollo de la altura h_c se ve afectada por la distribución de tamaños de poros en el suelo. La superficie del líquido puede elevarse hasta la altura máxima a través de poros de radio igual a r . Incluso se pueden alcanzar alturas mayores si se cuentan con poros de radio menor a r . Se observa también que el agua no puede ocupar oquedades grandes como la ilustrada en el centro de la columna de suelo.

2.2.3. Succión y curvas de retención

La succión total se puede definir como la energía requerida para remover una partícula de agua de la matriz de suelo por evaporación. Puede expresarse en términos de la humedad relativa según la siguiente ecuación:

$$\psi = -\frac{RT}{v_w \omega_v} \ln \left(\frac{u_v}{u_{v0}} \right) \quad (2.12)$$

Donde ψ es la succión total, R es la constante universal de los gases, T la temperatura en grados Kelvin, v_w es el volumen específico del agua, ω_v es la masa molar del vapor de agua, u_v es la presión parcial de vapor de agua

en la fase gaseosa y u_{v0} es la presión de saturación de vapor de agua sobre una superficie llana de agua pura a la temperatura T . El cociente dentro del logaritmo es, en definitiva, la humedad relativa. Cuando la humedad relativa es del 100 % la succión es nula. Una humedad relativa inferior al 100 % indica la presencia de succión.

La succión total consta de dos componentes: succión mátrica y succión osmótica. La primera está asociada al fenómeno de capilaridad; cuando la membrana contractil forma un menisco por efecto de la tensión superficial y del contacto de la fase líquida con las partículas sólidas, ocurre un descenso de la humedad relativa y, por ende, se produce succión. El radio de ese menisco, como se demostró anteriormente, es inversamente proporcional a la diferencia entre las presiones de la fase gaseosa y líquida a cada lado de la interfase, es decir al valor de la succión mátrica.

La succión osmótica, representada con el símbolo π , es la componente debida a la diferencia de presión entre las fases líquida y gaseosa generada por la presencia de sales disueltas que retienen al agua previniendo que pase a vapor. Es independiente del efecto de la capilaridad y su magnitud cambia relativamente poco con la variación del contenido de agua (Fredlund and Rahardjo, 1993).

Se puede redefinir, entonces, la succión total según las componentes mencionadas:

$$\psi = (u_a - u_w) + \pi \quad (2.13)$$

De aquí en adelante se despreciará el efecto de la succión osmótica y se hará referencia únicamente a la succión mátrica como interviniente en los comportamientos característicos de un medio no saturado.

La cantidad de agua alojada en un volumen dado de suelo en un determinado momento se puede describir a través del contenido volumétrico de agua, θ_w , definido como el cociente entre el volumen de líquido V_w y el volumen total de suelo V :

$$\theta_w = \frac{V_w}{V} \quad (2.14)$$

Como se vio, a medida que un suelo se seca, aumenta la succión mátrica. La relación entre el contenido volumétrico de agua alojado en los poros y el valor de la succión mátrica varía según el tipo de suelo y se la representa a través de una curva de retención del suelo. La Figura 2.6 muestra la relación entre θ_w y la succión mátrica de distintos tipos de suelo.

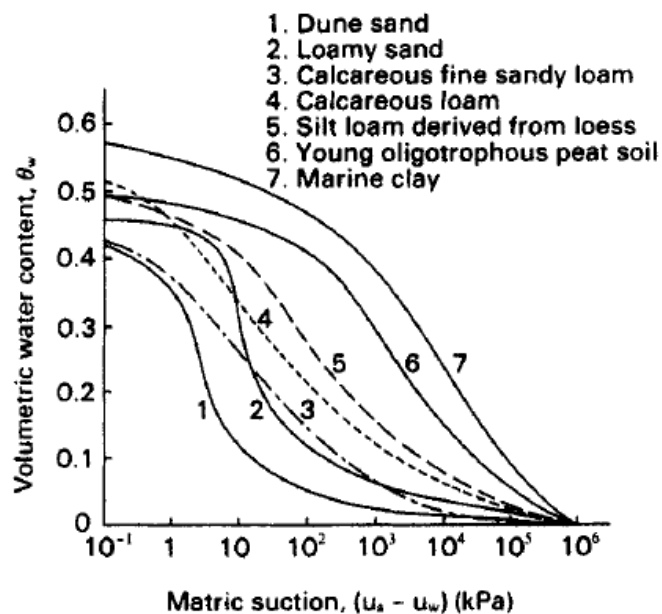


Figura 2.6: Curvas de retención de distintos tipos de suelo (Koorevaar et al., 1983).

En la Figura 2.7 se ve otro ejemplo de curva que relaciona la presión en la fase líquida con el contenido de agua

del suelo. Se pueden identificar una serie de elementos característicos en este gráfico que permiten caracterizar la capacidad del suelo de almacenar agua ante un cambio en la presión de poros o en el valor de succión mátrica.

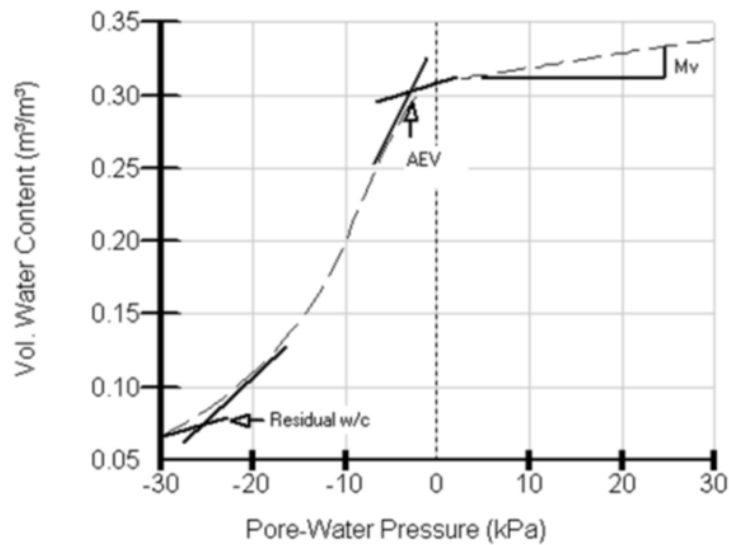


Figura 2.7: Modelo de curva contenido volumétrico de agua vs. presión de poros. Fuente: SEEP/W GEO-SLOPE (2012a).

El primer parámetro característico es la succión de entrada de aire (AEV, por sus siglas en inglés): Este corresponde al valor de presión negativa (o succión mátrica) para el cual los poros más grandes comienzan a drenarse, o, dicho de otro modo, el valor para el cual los primeros poros se empiezan a llenar de aire. Está influenciado por la distribución de tamaños de poros. Suelos con una distribución uniforme de tamaños de poros suelen presentar valores menores de AEV (en valor absoluto); es decir, tienen menor capacidad de retención de agua.

Otro elemento relevante de la curva es el contenido de agua residual ("Residual w/c", en la figura): Está definido como un valor de θ_w a partir del cual un incremento en la succión mátrica no produce cambios significativos en el contenido de agua del suelo.

Finalmente, dos parámetros importantes para representar la curva que se muestra en la Figura 2.7 son las pendientes tanto en los tramos de presión de poros positiva como negativa. La pendiente del lado negativo, así como el AEV, está asociada a la distribución de tamaño de poros; un suelo con una distribución uniforme de poros presenta una pendiente más pronunciada.

El agua puede ser extraída del suelo por evaporación, por acción de fuerzas gravitatorias o por la aplicación de un estado tensional que comprime la matriz sólida del suelo (consolidación); de esta manera la pendiente del lado positivo de las abscisas, señalada como M_V , corresponde al coeficiente de compresibilidad volumétrica del suelo.

2.2.4. Conductividad hidráulica: fase líquida

En la sección 2.2.2 se definió la carga hidráulica total h_w . Si dentro de la fase líquida de un suelo existe una diferencia de carga entre dos puntos que estén hidráulicamente conectados, ocurrirá una tendencia del fluido a moverse desde la posición de mayor carga a la de menor. El flujo de agua en un medio poroso se describe mediante la ley de Darcy como:

$$v_w = -k_w \frac{\partial h_w}{\partial x} \quad (2.15)$$

Donde v_w es el caudal que escurre por unidad de área, $\partial h_w / \partial x$ es el gradiente de carga hidráulica en la dirección x , y k_w es la conductividad hidráulica del medio poroso al agua, típicamente llamado "coeficiente de permeabilidad". Este último parámetro es función de las características del medio poroso (como la relación de vacíos y la distribución

de tamaños de poros) y de las propiedades del líquido que está permeando (viscosidad y peso específico).

La capacidad de un suelo de conducir agua varía en función del grado de saturación de los poros. En un suelo saturado, todos los poros están llenos de agua. Cuando la presión de poros disminuye por debajo del AEV ocurre el ingreso de aire en el suelo y los poros llenos de gas se convierten en espacio por donde el agua no puede fluir, aumentando de esta manera la tortuosidad del recorrido que debe realizar el líquido para poder drenar. Esto implica una disminución del caudal que el suelo es capaz de erogar y se traduce como una reducción en la conductividad hidráulica.

A medida que la presión de poros disminuye, el contenido de agua lo hace también siguiendo el comportamiento descrito por la curva de retención del suelo. Dado que la capacidad del suelo para permear agua depende de la continuidad de la fase líquida en los poros, se puede expresar la conductividad hidráulica en función del contenido volumétrico de agua.

Como se mencionó y se ilustró en la sección 2.2.2, la relación entre la succión mátrica y el contenido de agua en el suelo presenta histéresis. Esto quiere decir que la capacidad del suelo de retener agua no exhibe el mismo comportamiento si se está analizando un proceso de secado o de mojado. Consecuentemente, como la conductividad hidráulica del suelo depende del contenido de líquido en los poros, la capacidad de erogar caudal de un suelo también presentará histéresis en su relación con el nivel de presión neutra. No obstante, al trazar la relación entre la conductividad hidráulica y el contenido volumétrico de agua no se aprecia prácticamente comportamiento histérico (Fredlund and Rahardjo, 1993). Las curvas de las Figuras 2.8 y 2.9 ilustran este fenómeno.

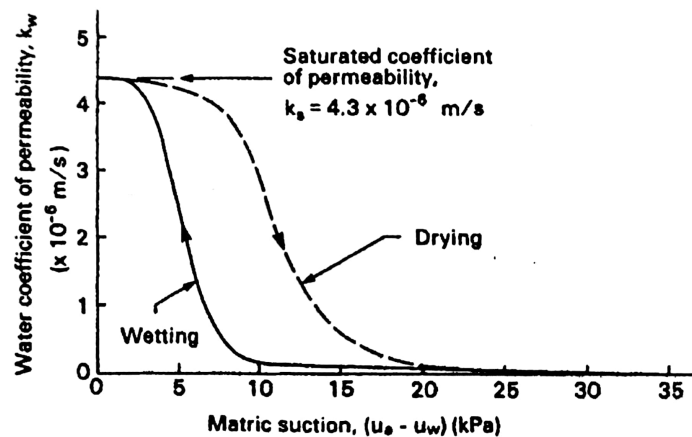


Figura 2.8: Conductividad hidráulica al agua en función de la succión mátrica (Fredlund and Rahardjo, 1993).

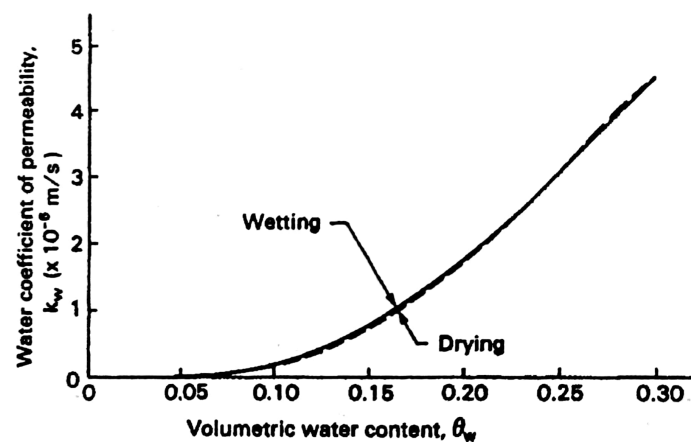


Figura 2.9: Conductividad hidráulica al agua en función del contenido volumétrico de agua (Fredlund and Rahardjo, 1993).

2.2.5. Conductividad hidráulica: fase gaseosa

El flujo de gas en un suelo no saturado se puede dar de dos modos: movimiento del gas entre los vacíos del medio poroso, o difusión en la fase líquida. En este trabajo no se considera el flujo por difusión.

El gas puede comenzar a fluir por los poros del suelo cuando la fase gaseosa adquiere continuidad. Esto es, cuando el grado de saturación desciende a un punto tal que las burbujas aisladas que ingresan a los poros entran en contacto y facilitan un medio continuo para que el gas pueda fluir. Las condiciones que producen el flujo de gas dentro de un suelo pueden ser: cambios en la presión, cambios en la temperatura, aplicación de cargas, infiltración de agua que comprime y desplaza al gas, o gradientes de concentración o presión en la fase gaseosa. Estas dos últimas causas pueden representarse mediante la ley de Fick o la ley Darcy respectivamente. Según la primera:

$$J_a = -D_a \frac{\partial C}{\partial x} \quad (2.16)$$

Donde J_a es el flujo de una masa de gas por unidad de área, D_a es una constante de transmisión del gas a través del suelo, y C es la concentración entendida como masa de gas por unidad de volumen de suelo.

Dado que este es un fluido compresible, la masa del gas (que define el valor de C en cada punto) es función de la presión en la fase gaseosa, u_a , la cual en un problema de flujo de gas no es constante en el espacio. De esta manera, la Ecuación 2.16 se convierte en:

$$J_a = -D_a^* \frac{\partial u_a}{\partial x} \quad (2.17)$$

Donde D_a^* es el coeficiente de transmisión de gas definido como $D_a^* = D_a \cdot \partial C / \partial u_a$.

A partir de la expresión en la Ecuación 2.17 se puede obtener una representación del flujo de gas según la ley de Darcy. Reemplazando $J_a = \rho_{ma} \cdot v_a$, donde ρ_{ma} es la densidad del gas a la presión correspondiente y v_a es el flujo de un volumen de gas por unidad de área:

$$v_a = -D_a^* \frac{1}{\rho_{ma}} \frac{\partial u_a}{\partial x} \quad (2.18)$$

Finalmente, la presión de gas en los poros puede expresarse en términos de la carga hidráulica en la fase gaseosa h_a . Se toma únicamente la componente por presión, dado que el efecto en el gradiente hidráulico de la diferencia de alturas entre dos puntos es despreciable. Es decir $h_a = u_a / \rho_{ma} g$. De esta manera:

$$v_a = -k_a \frac{\partial h_a}{\partial x} \quad (2.19)$$

Donde $\partial h_a / \partial x$ es el gradiente hidráulico en la fase gaseosa en la dirección x , y k_a es la conductividad hidráulica del gas; siendo $k_a = D_a^* \cdot g$

La conductividad hidráulica del gas en el suelo, k_a , así como la conductividad de la fase líquida, depende de las propiedades del fluido y de las características del medio poroso como la relación de vacíos, distribución de tamaño de poros y el grado de saturación. Sin embargo, al contrario de la fase líquida, la conductividad del gas aumenta con la disminución del grado de saturación (o, lo que es lo mismo, el incremento de succión mátrica) gracias a que hay menos líquido ocupando los poros que impida el pasaje del gas.

La Figura 2.10 da ejemplos de curvas de conductividad hidráulica del gas versus succión mátrica para distintos tipos de materiales. En este gráfico se expresa la conductividad hidráulica como un valor relativo a aquella que presenta el material totalmente seco. Se observa un comportamiento análogo (aunque inverso) al de las curvas de retención de suelos presentadas en la Figura 2.6 o la curva de conductividad hidráulica de la fase líquida versus succión mátrica de la Figura 2.8. La conductividad del gas es nula hasta alcanzar un determinado valor, correspondiente al AEV. A partir de allí, la forma de cada curva se ve afectada por la distribución de los tamaños de poros. Se alcanza el valor máximo teórico (100 %) cuando el suelo está totalmente seco.

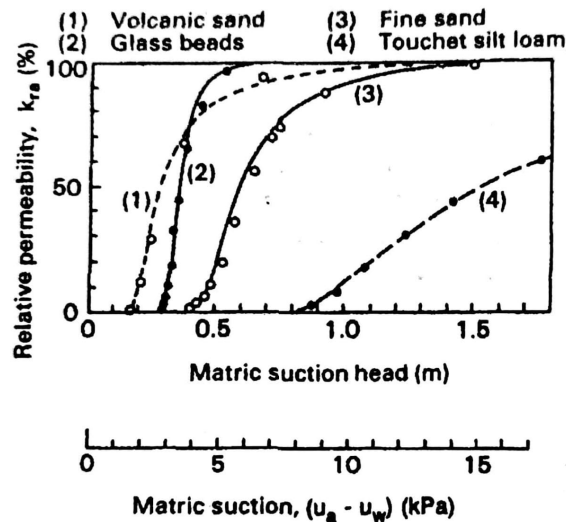


Figura 2.10: Conductividad hidráulica al aire relativa a un suelo seco en función de la succión mátrica (Brooks and Corey, 1964).

El conductividad hidráulica del gas es altamente sensible a las variaciones en contenido de humedad. Como puede verse en el ejemplo de la Figura 2.11, a medida que se aproxima el contenido óptimo de humedad, la conductividad hidráulica al aire cae abruptamente varios órdenes de magnitud. Para un dado contenido de humedad, las burbujas de aire quedan ocluidas y el flujo de gas pasa a darse por difusión a través del agua.

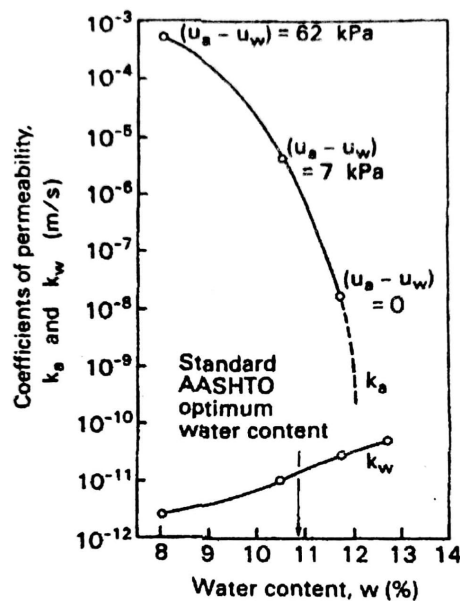


Figura 2.11: Conductividad hidráulica de las fases líquida y gaseosa en función del contenido gravimétrico de agua (Barden and Pavlakis, 1971).

La conductividad del gas también se ve condicionada por el método de compactación del suelo. Un suelo compactado dinámicamente suele tener una mayor conductividad que un suelo con igual densidad compactado estáticamente (Fredlund and Rahardjo, 1993).

2.3. Resistencia al corte en medios no saturados

2.3.1. Definición del estado tensional

El estado tensional de un suelo no saturado es caracterizado por dos tensores independientes entre sí, y presentados a continuación.

$$\begin{bmatrix} (\sigma_x - u_a) & \tau_{yx} & \tau_{zx} \\ \tau_{xy} & (\sigma_y - u_a) & \tau_{zy} \\ \tau_{xz} & \tau_{yz} & (\sigma_z - u_a) \end{bmatrix} \quad (2.20)$$

$$\begin{bmatrix} (u_a - u_w) & 0 & 0 \\ 0 & (u_a - u_w) & 0 \\ 0 & 0 & (u_a - u_w) \end{bmatrix} \quad (2.21)$$

El tensor 2.20 describe la parte del estado tensional que actúa sobre la fase sólida del suelo. La diagonal de este tensor está conformada por la tensión normal neta. El tensor 2.21, por su parte, describe la parte del estado tensional que equilibra la interfaz entre las fases líquida y gaseosa, o membrana contráctil, como se la definió en el apartado correspondiente de la sección 2.2. La diagonal de este tensor está conformada por la succión mátrica, que es igual en las tres direcciones ortogonales pasantes por un punto. La Figura 2.12 ilustra el estado tensional aplicado en un cubo elemental que representa un punto de un suelo no saturado.

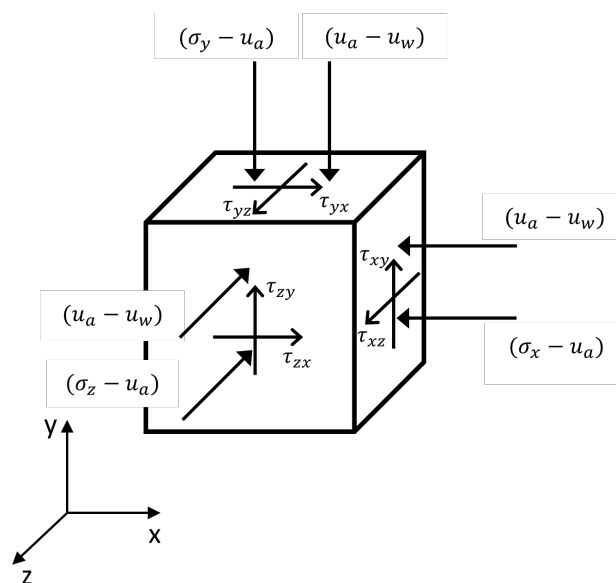


Figura 2.12: Sumatoria de ambas componentes del estado tensional actuando en un cubo elemental de suelo no saturado. La convención usada en mecánica de suelos es considerar con signo positivo a los esfuerzos de compresión.

Al describir el estado tensional haciendo uso de estos dos tensores se logra un pasaje "continuo" del estado no saturado al estado saturado. A medida que el suelo se satura, la presión de agua en los poros u_w se incrementa. El suelo cambia su comportamiento de no saturado a saturado cuando la presión de agua iguala a la presión de aire $u_w = u_a$. En este momento, el tensor 2.21 se anula, es decir desaparece la componente de succión del estado tensional. A la vez, la diagonal del tensor 2.20 se convierte en $(\sigma_i - u_w)$; es decir, la presión efectiva de la Ley de Terzaghi.

El tensor 2.21 puede ampliarse para incluir a la succión osmótica adicionando el término π a la diagonal. De esta manera se contemplaría a la succión total (ψ) como parte del estado tensional, tal como se la definió en la Ecuación 2.13. La succión osmótica no suele jugar un rol muy importante en los efectos del estado tensional sobre las deforma-

ciones o la resistencia del suelo no saturado, excepto en casos donde ocurran variaciones en la succión por cambios en el contenido de sales disueltas en la fase líquida (provenientes de contaminantes, por ejemplo) (Fredlund and Rahardjo, 1993). Este podría ser un análisis válido de ser incluido cuando se quiere caracterizar el estado tensional en un medio como un relleno sanitario, pero, dada la falta de información disponible al respecto, para este trabajo se limita el alcance a considerar el efecto de la succión únicamente por variaciones en el contenido volumétrico de agua.

2.3.2. Extensión del criterio de falla de Mohr-Coulomb

El criterio de falla de Mohr-Coulomb aplicado a suelos saturados considera que se da la falla del material cuando la tensión de corte τ actuante sobre un determinado plano alcanza un valor tal que la circunferencia de Mohr representante del estado tensional "toca" una envolvente de falla. Dicha envolvente es curva pero, para las aplicaciones prácticas, se suele aproximar a una recta caracterizada por dos parámetros matemáticos: c' (cohesión) y ϕ' (ángulo de fricción interna). Donde ϕ' es la pendiente de dicha recta y c' es su intersección con el eje $\sigma' = 0$, siendo $\sigma' = \sigma - u_w$ la presión efectiva, de la cual se habló en la sección anterior. El criterio está representado en la Figura 2.13 y la Ecuación 2.22.

$$\tau = c' + (\sigma - u_w) \tan \phi' \quad (2.22)$$

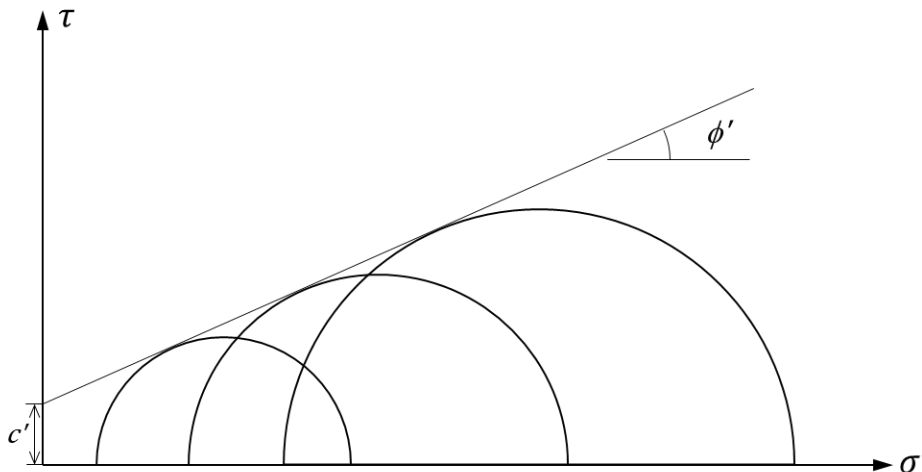


Figura 2.13: Circunferencias de Mohr y envolvente de falla de Mohr-Coulomb.

Existe evidencia experimental de una mayor resistencia al corte por la presencia de succión mátrica. Numerosos autores lo han demostrado a través de ensayos de corte directo y triaxiales en especímenes no saturados (Blight, 1967; Escario, 1980; Ho and Fredlund, 1982; Escario and Sáez, 1986). Para una serie de especímenes moldeados al mismo peso unitario seco y sujetos a una dada presión de confinamiento (en el caso de un ensayo triaxial), o a un mismo esfuerzo normal (en el caso de un ensayo de corte directo), se observa un incremento de la tensión desviadora o del esfuerzo cortante capaz de desarrollarse hasta alcanzar la falla con la disminución del contenido de agua (aumento de la succión mátrica). El fenómeno se puede ver representado en el ejemplo de la Figura 2.14, donde se ve el resultado de una serie de ensayos triaxiales consolidados-drenados por etapas, para especímenes semejantes pero sujetos a diferentes valores de succión mátrica. Las circunferencias de Mohr en falla para cada valor de succión mátrica devuelven sendas envolventes de falla con el mismo ángulo de fricción interna ϕ' . No obstante, se verifica el incremento en la tensión desviadora que se puede desarrollar hasta alcanzar la falla para cada valor de presión de confinamiento neta ($\sigma_3 - u_a$). Esto se refleja en el gráfico como una "cohesión aparente". El mismo comportamiento se verificó en diversas otras experiencias de laboratorio presentes en la bibliografía.

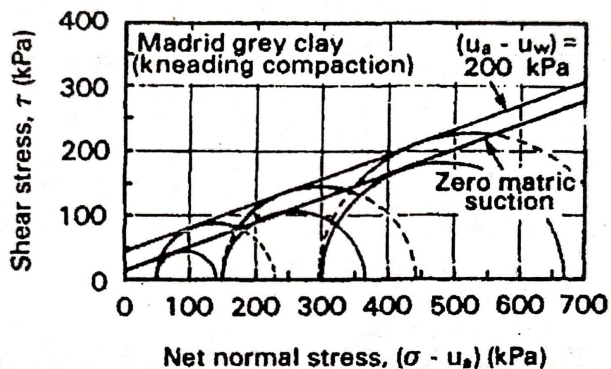


Figura 2.14: Incremento en la resistencia al corte debido a la succión mátrica obtenido de ensayos triaxiales en muestra de arcilla (Escario, 1980).

El criterio de falla de Mohr-Coulomb, que permite representar la resistencia al corte de un suelo saturado mediante una envolvente de falla caracterizada por los parámetros c' y ϕ' , puede aplicarse también para un suelo no saturado. Como se mencionó en el apartado anterior, el estado tensional de un suelo no saturado está caracterizado por la presión neta y la succión mátrica. Si se adiciona una tercera dimensión al gráfico de la Figura 2.14, con un nuevo eje ortogonal que represente la succión mátrica, pueden trazarse las circunferencias de Mohr en sucesivos planos paralelos. Esto permite traducir esa "cohesión aparente" que se mencionó en el párrafo anterior en una extensión de la envolvente de falla, que pasa de ser modelada como una recta a ser modelada como un plano (Fig. 2.15).

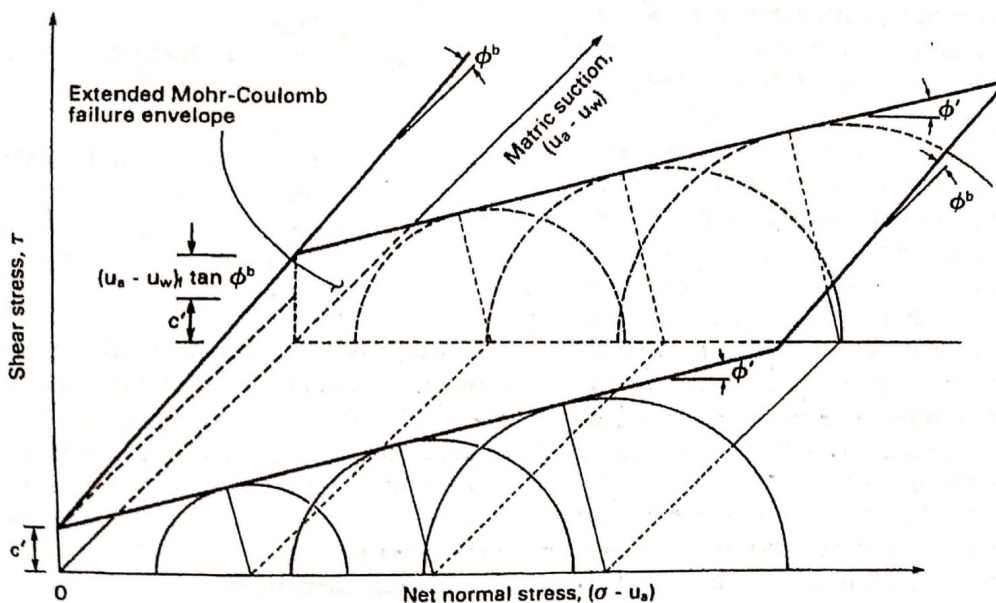


Figura 2.15: Envolvente de falla de Mohr-Coulomb extendida para suelos no saturados (Fredlund and Rahardjo, 1993).

La traza del plano envolvente de falla sobre el plano $\tau, (u_a - u_w)$ forma una recta con pendiente de ángulo ϕ^b con respecto a la horizontal. Este ángulo ϕ^b es propio de un espécimen de suelo y, según se observó experimentalmente, es siempre menor o igual al ángulo de fricción interna ϕ' (Bishop et al., 1960; Escario, 1980; Ho and Fredlund, 1982; Gan et al., 1988; Krahn et al., 1989). De esta manera la superficie de falla en un suelo no saturado se puede representar matemáticamente como:

$$\tau = c' + (\sigma - u_a) \tan \phi' + (u_a - u_w) \tan \phi^b \tag{2.23}$$

Ciertamente, la envolvente de falla no es un plano, sino una superficie curva dado que tanto el ángulo ϕ' como el ϕ^b no son constantes a lo largo de sus respectivos ejes. Para bajos valores de succión mátrica, cuando el suelo aun está saturado de agua, el ángulo ϕ^b es igual al ángulo ϕ' . Cuando se aproxima al valor de succión mátrica correspondiente al AEV, ϕ^b decrece rápidamente y luego permanece relativamente constante a lo largo del eje $(u_a - u_w)$ (Fredlund and Rahardjo, 1993). Existen diversas maneras de salvar o contemplar las no linealidades de la superficie envolvente de falla según el caso de estudio o el modelo a emplear lo requieran.

2.4. Flujo en medios no saturados

2.4.1. Flujo permanente de líquido

El flujo de líquidos en un suelo no saturado puede modelarse según la ley de Darcy. Con la consideración, como se mencionó en la sección anterior, que la conductividad hidráulica variará en función del contenido de humedad. Dado un perfil de terreno homogéneo donde existe un nivel freático a una determinada profundidad, el contenido de humedad por encima de la zona saturada será variable con la posición y, por lo tanto, también lo será la conductividad hidráulica. A este efecto se le suman, en un caso real, las variaciones en la conductividad por heterogeneidades y anisotropías del medio.

Modelar un flujo permanente implica asumir que las condiciones de borde del problema en estudio permanecen constantes a lo largo del tiempo, tanto en el período de análisis, como en el pasado, o en el futuro. Como consecuencia de no definirse un estado inicial a partir del cual las condiciones de borde aplicadas sobre el modelo empezaron a actuar, la distribución de valores como presiones de poros, velocidades de flujo, o contenido volumétrico de agua, en los distintos puntos del espacio, también permanecen constantes.

Para obtener la formulación del flujo bidimensional de líquido en régimen permanente en un suelo no saturado se plantea, en primer lugar, la ecuación de conservación de masa. Si se asume que el fluido es incompresible, todo el flujo de entrada a un volumen de control de dimensiones dx , dy , dz , como el de la Figura 2.16, debe ser igual al flujo de salida (no hay variación en el tiempo del contenido de líquido almacenado). Expresado matemáticamente:

$$\left(v_{wx} + \frac{\partial v_{wx}}{\partial x} dx - v_{wx} \right) dydz + \left(v_{wy} + \frac{\partial v_{wy}}{\partial y} dy - v_{wy} \right) dx dz = 0 \quad (2.24)$$

Donde v_{wx} y v_{wy} son los flujos en las direcciones x e y respectivamente. Reordenando la Ecuación 2.24 e introduciendo la Ecuación 2.15 (la Ley de Darcy) para cada dirección x , y se obtiene:

$$k_{wx} \frac{\partial^2 h_w}{\partial x^2} + k_{wy} \frac{\partial^2 h_w}{\partial y^2} + \frac{\partial k_{wx}}{\partial x} \frac{\partial h_w}{\partial x} + \frac{\partial k_{wy}}{\partial y} \frac{\partial h_w}{\partial y} = 0 \quad (2.25)$$

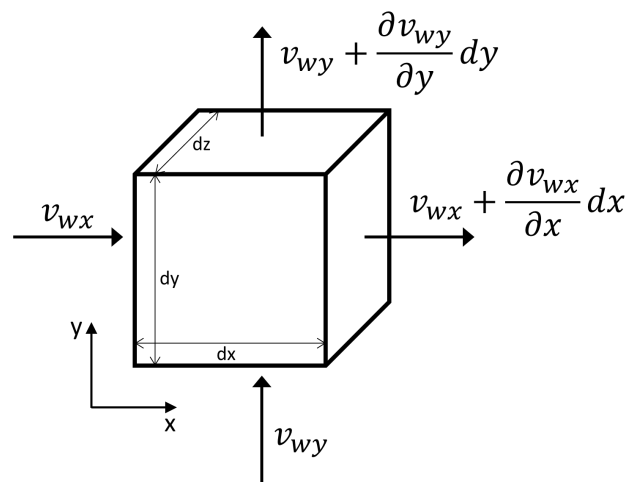


Figura 2.16: Flujo bidimensional de líquido a través de un cubo elemental.

La Ecuación 2.25 permite describir el flujo bidimensional de líquido en estado permanente en un perfil de suelo cualquiera. La diferenciación entre k_{wx} y k_{wy} permite considerar un suelo anisótropo. Los últimos dos términos de la ecuación consideran la variación de la conductividad hidráulica a lo largo del espacio. Esto permite contemplar heterogeneidades del suelo y el efecto de la variación del contenido de humedad en un suelo no saturado.

Los valores de conductividad k_{wx} y k_{wy} en un suelo no saturado son función de la succión mátrica ($u_a - u_w$) en cada punto, la cual está relacionada con la carga hidráulica h_w a través de la Ecuación 2.8. Por lo tanto, en estos casos la Ecuación 2.25 es no lineal. Para poder resolverla se debe operar numéricamente utilizando diferencias finitas o el método de elementos finitos.

Las condiciones de borde para este tipo de problemas son valores de carga hidráulica conocidos o valores de flujo conocidos. El resultado obtenido es la distribución de carga hidráulica (o presión de agua u_w) a lo largo de la región de estudio y los valores de flujo en cada dirección en los distintos puntos del espacio. Se puede ver un ejemplo en la Figura 2.17. Los contornos entre franjas de colores son las líneas equipotenciales (curvas de igual carga hidráulica) y las flechas son vectores representando la dirección e intensidad del flujo de agua en cada punto del espacio.

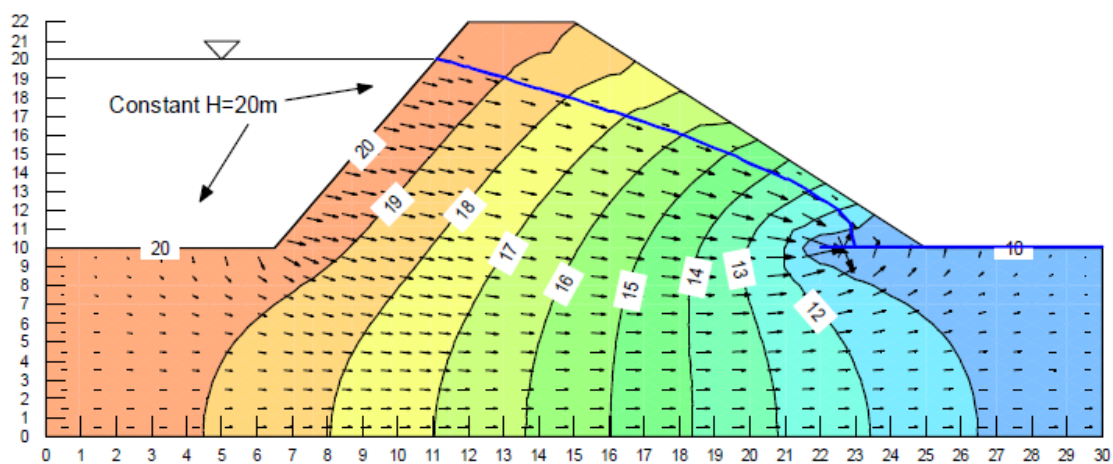


Figura 2.17: Salida de un análisis de flujo en el programa SEEP/W. Fuente: SEEP/W GEO-SLOPE (2012a).

2.4.2. Flujo permanente de gas

Se describen los conceptos básicos del flujo de gas, asociado únicamente a gradientes de presión en una fase gaseosa continua. No se estudia el flujo producido por gradientes térmicos ni el movimiento de gas en el suelo por difusión en la fase líquida.

De manera análoga al flujo de líquidos, y haciendo uso de las expresiones obtenidas en el correspondiente apartado de la Sección 2.2.5, se deduce la ecuación que describe el flujo de gas planteando la ecuación de conservación de la masa. Dado un volumen de control de dimensiones dx , dy , dz , como el de la Figura 2.18, atravesado por un flujo de gas, toda la masa que ingresa a dicho volumen debe ser igual a la masa que sale. No hay variación de la masa de gas acumulado en el volumen de control a lo largo del tiempo ya que se estudia un problema de flujo en régimen permanente. Expresando todo esto como una ecuación se tiene:

$$\left(J_{ax} + \frac{\partial J_{ax}}{\partial x} dx - J_{ax} \right) dydz + \left(J_{ay} + \frac{\partial J_{ay}}{\partial y} dy - J_{ay} \right) dx dz = 0 \quad (2.26)$$

Donde J_{ax} y J_{ay} son los flujos de masa de gas en las direcciones x e y respectivamente.

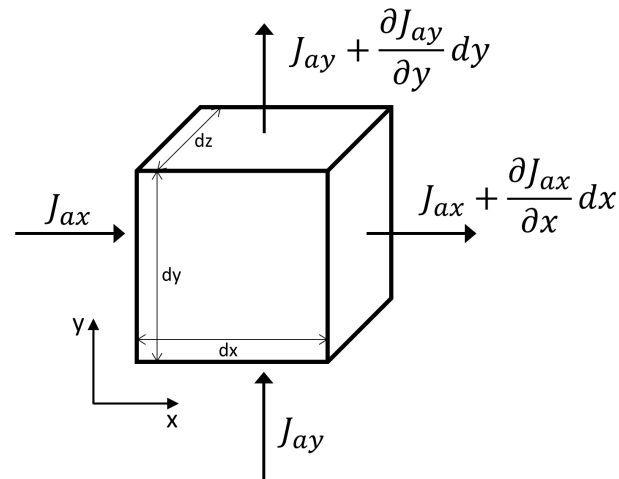


Figura 2.18: Flujo bidimensional de gas a través de un cubo elemental.

Reordenando la Ecuación 2.26 e introduciendo la Ecuación 2.17 (Ley de Fick para el flujo de aire en función del gradiente de presión de gas en los poros) para cada dirección x, y se obtiene:

$$D_{ax}^* \frac{\partial^2 u_a}{\partial x^2} + D_{ay}^* \frac{\partial^2 u_a}{\partial y^2} + \frac{\partial D_{ax}^*}{\partial x} \frac{\partial u_a}{\partial x} + \frac{\partial D_{ay}^*}{\partial y} \frac{\partial u_a}{\partial y} = 0 \quad (2.27)$$

Los coeficientes de transmisión del gas D_{ax}^* y D_{ay}^* son función de la presión de esta fase en los poros. Por lo que la Ecuación 2.27 es no lineal y su resolución requiere la aplicación de métodos numéricos. Las condiciones de borde necesarias para resolver un problema de este tipo es una distribución de presiones u_a . Como resultado del análisis numérico se obtiene la distribución de presiones u_a a lo largo del espacio y los valores de flujo en cada punto.

2.4.3. Flujo transitorio

Como se explicó en la sección 2.4.1, modelar un flujo permanente implica asumir que las condiciones de borde del problema en estudio permanecen constantes a lo largo del tiempo.

Para el caso de estudio de este trabajo, la inyección de un fluido, es necesario plantear un modelo de flujo transitorio. En el tiempo $t=0$ la inyección no ha comenzado y las condiciones de humedad del entorno son las correspondientes al estado inicial. Una vez iniciada la inyección, y con el paso del tiempo, el volumen de líquido y gas almacenados en cada unidad de suelo se modifica siguiendo las leyes que dictan su movimiento.

La Ecuación 2.25 refiere a la conservación de la masa en un caso de flujo bidimensional permanente de un líquido a través de un volumen de control de dimensiones dx, dy, dz . En el caso de un flujo transitorio, la cantidad de líquido (y de gas) alojado en un volumen de control cambia con el tiempo, por lo que la ecuación de conservación en este caso se escribe:

$$k_{wx} \frac{\partial^2 h_w}{\partial x^2} + k_{wy} \frac{\partial^2 h_w}{\partial y^2} + \frac{\partial k_{wx}}{\partial x} \frac{\partial h_w}{\partial x} + \frac{\partial k_{wy}}{\partial y} \frac{\partial h_w}{\partial y} = \frac{\partial \theta_w}{\partial t} \quad (2.28)$$

El lado derecho de la igualdad corresponde al cambio en el contenido volumétrico de agua en los poros (θ_w) con el tiempo. Estos cambios se corresponden con un proceso de consolidación y, por lo tanto, están asociados a cambios en el estado tensional del suelo (Fredlund and Rahardjo, 1993). En el caso de un suelo no saturado, como se expuso en la sección 2.3, el estado tensional de un suelo no saturado queda determinado mediante dos componentes: la presión total ($\sigma - u_a$) y la succión mátrica ($u_a - u_w$). De esta manera, el término derecho de la Ecuación 2.28 se define como:

$$\frac{\partial \theta_w}{\partial t} = m_1^w \frac{\partial (\sigma - u_a)}{\partial t} + m_2^w \frac{\partial (u_a - u_w)}{\partial t} \quad (2.29)$$

Donde m_1^w y m_2^w son coeficientes de cambio del contenido volumétrico de agua con respecto a la presión total y a la succión mátrica, respectivamente, para un estado de suelo en reposo (K_0) (Fredlund and Rahardjo, 1993). Existen dos ecuaciones constitutivas más, análogas a la Ecuación 2.29, referidas a los cambios volumétricos experimentados por la fase sólida y la fase gaseosa durante un proceso de consolidación.

En el presente trabajo, durante la modelación del flujo transitorio, se desprecian los efectos sobre el cambio de volumen de la masa sólida, y se asumirá un estado de presión total (σ) y de presión de aire (u_a) constantes en el tiempo. Esto implica, para la primera variable, que no hay carga o descarga de la masa geotécnica durante la modelación, y que no se computarán cambios en el peso unitario del material con el paso del tiempo, aun habiendo variaciones en la humedad. Para la segunda variable, implica que no se considera la acumulación de presiones de gas en los poros ni los efectos del flujo bifásico asociado.

Al aplicarse estas simplificaciones, la mayor parte de las derivadas respecto del tiempo en la Ecuación 2.29 se anulan y se tiene, finalmente, que:

$$\partial \theta_w = m_2^w \partial u_w \quad (2.30)$$

En esta ecuación, m_2^w es la pendiente de la curva de retención. Si se reemplaza u_w como función de la carga hidráulica total (h_w) y la energía de posición (y), despejando desde la Ecuación 2.8, se obtiene:

$$\partial \theta_w = m_2^w \gamma_w \partial (h_w - y) \quad (2.31)$$

Finalmente, al diferenciar respecto del tiempo, como la posición es una constante respecto a esta variable, y reemplazando en la Ecuación 2.28, se llega a:

$$k_{wx} \frac{\partial^2 h_w}{\partial x^2} + k_{wy} \frac{\partial^2 h_w}{\partial y^2} + \frac{\partial k_{wx}}{\partial x} \frac{\partial h_w}{\partial x} + \frac{\partial k_{wy}}{\partial y} \frac{\partial h_w}{\partial y} = m_2^w \gamma_w \frac{\partial h_w}{\partial t} \quad (2.32)$$

Esta última ecuación será resuelta por el programa empleado para modelar la inyección de fluido, utilizando el método de los elementos finitos para simular el flujo transitorio.

2.5. Cálculo de estabilidad de taludes - Método de equilibrio límite

El método de equilibrio límite (MEL) para la resolución de un problema de estabilidad de taludes calcula el Factor de Seguridad (FoS) asociado a la falla por deslizamiento de una cuña del terreno a lo largo de un talud de suelo. El MEL consta de una serie de cálculos iterativos que buscan, dado un conjunto de condiciones iniciales de geometría, propiedades de los materiales y solicitaciones actuantes, obtener una configuración de esfuerzos internos en el terreno que satisfaga las ecuaciones de equilibrio estático y genere un FoS único para toda la superficie de deslizamiento. Esta superficie de deslizamiento debe conformar un mecanismo cinemáticamente compatible con las condiciones de borde del problema. El FoS es un valor que indica cuántas veces debe reducirse la resistencia al corte del material para llevar a la masa de suelo a un estado de equilibrio límite a lo largo de una superficie de deslizamiento en específico.

El primer paso del MEL es plantear una superficie de potencial deslizamiento y discretizar la porción de terreno que deslizaría en un número de fajas verticales, cada una de las cuales está sometida a un conjunto de fuerzas, como se puede ver en el ejemplo de la Figura 2.19.

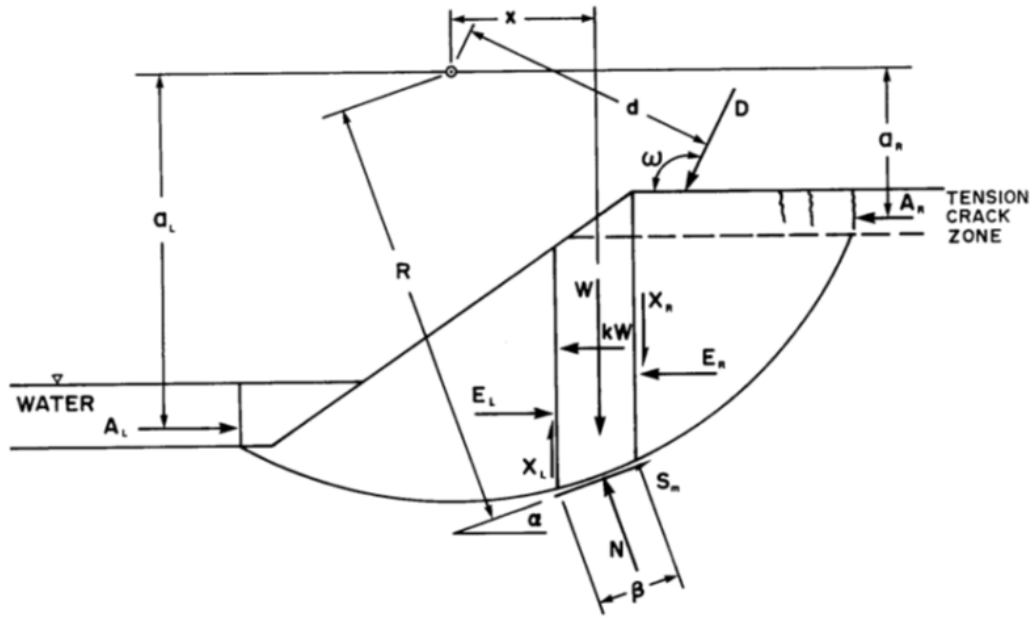


Figura 2.19: Discretización de la cuña de falla y diagrama de cuerpo libre de una faja de suelo. Fuente: SLOPE/W GEO-SLOPE (2012b).

Las fuerzas actuantes sobre la faja aislada son: su propio peso W , la fuerza normal en la base N , la fuerza de corte movilizada en la base S_m , los esfuerzos horizontales entre fajas E_L y E_R , y los esfuerzos tangenciales entre fajas X_L y X_R (la figura también incluye una fuerza horizontal kW en el caso de estudiarse efectos dinámicos).

Según la definición dada en el párrafo anterior, y aplicando la definición de resistencia al corte mediante la superficie de falla descrita en la Ecuación 2.23, el esfuerzo de corte movilizado en la base de una faja de suelo en el estado de equilibrio límite se define como:

$$S_m = \frac{\beta \cdot \tau}{F} = \frac{\beta \cdot [c' + (\sigma - u_a) \tan \phi' + (u_a - u_w) \tan \phi^b]}{F} \quad (2.33)$$

Donde S_m es el esfuerzo de corte movilizado, β es el ancho de base de la faja ilustrado en la figura 2.19 y F es el FoS. $(\sigma - u_a)$ y $(u_a - u_w)$ son la presión total y la succión mátrica actuantes en el centro de la base de la faja.

Tal como se mencionó, el MEL requiere obtener una configuración de esfuerzos internos en equilibrio con las cargas externas. Los esfuerzos actuantes en cada faja (a excepción de su propio peso), así como el valor de F (único para todo el talud), son desconocidos. Se cuenta con cuatro ecuaciones para resolver el problema: la fórmula que define el criterio de falla, dos ecuaciones de equilibrio de fuerzas en distintas direcciones y una ecuación global de momentos. Dada la cantidad de incógnitas y ecuaciones que se tienen, el problema es indeterminado. Por otro lado, al desarrollar las ecuaciones de equilibrio, se llega a un conjunto de ecuaciones no lineales.

Para salvar la indeterminación que surge de plantear el MEL para un problema de estabilidad de taludes, es necesario asumir alguna relación entre los esfuerzos laterales en las fajas. Existen diversos métodos en la bibliografía para la resolución de estos problemas, algunos de los cuales están numerados en las Tablas 2.1 y 2.2. Algunos métodos resuelven el problema planteando solamente el equilibrio de fuerzas horizontales o el equilibrio de momentos y otros resuelven ambas condiciones. A su vez, cada método propone una relación distinta entre los esfuerzos X y E .

La relación entre los esfuerzos normales entre fajas y los tangenciales tiene la forma:

$$X = E\lambda f(x) \quad (2.34)$$

donde λ es una constante entre 0 y 1, y $f(x)$ es una función que puede tomar distintas formas según el método de resolución empleado.

Tabla 2.1: Métodos para la resolución del MEL y las ecuaciones de la estática que plantean.

Método	Equilibrio de Momentos	Equilibrio de fuerzas
Fellenius	SÍ	NO
Bishop simplificado	SÍ	NO
Janbu simplificado	NO	SÍ
Spencer	SÍ	SÍ
Morgenstern-Price	SÍ	SÍ

Tabla 2.2: Métodos para la resolución del MEL y relación asumida para esfuerzos laterales entre fajas.

Método	Normal entre fajas (E)	Corte entre fajas (X)	Relación X-E
Fellenius	NO	NO	No hay fuerzas entre fajas
Bishop simplificado	SÍ	NO	Solo resultante horizontal
Janbu simplificado	SÍ	NO	Solo resultante horizontal
Spencer	SÍ	SÍ	Constante
Morgenstern-Price	SÍ	SÍ	Función definida por el usuario

Dado que el esfuerzo S_m actuante en cada faja aparece tanto en la ecuación de equilibrio de fuerzas horizontales como de momentos, reemplazando en cada una de ellas la expresión desarrollada en la Ecuación 2.33, se obtiene un FoS diferente para el equilibrio de fuerzas que para el equilibrio de momentos. Los métodos que satisfacen ambas ecuaciones de la estática obtienen un único FoS que verifica las dos condiciones de equilibrio a la vez. Los programas que resuelven estabilidad de taludes calculan una serie de valores de FoS para un rango de valores de λ . La Figura 2.20 muestra un ejemplo de la gráfica que se obtendría al hacer este cálculo para el caso de un talud hipotético.

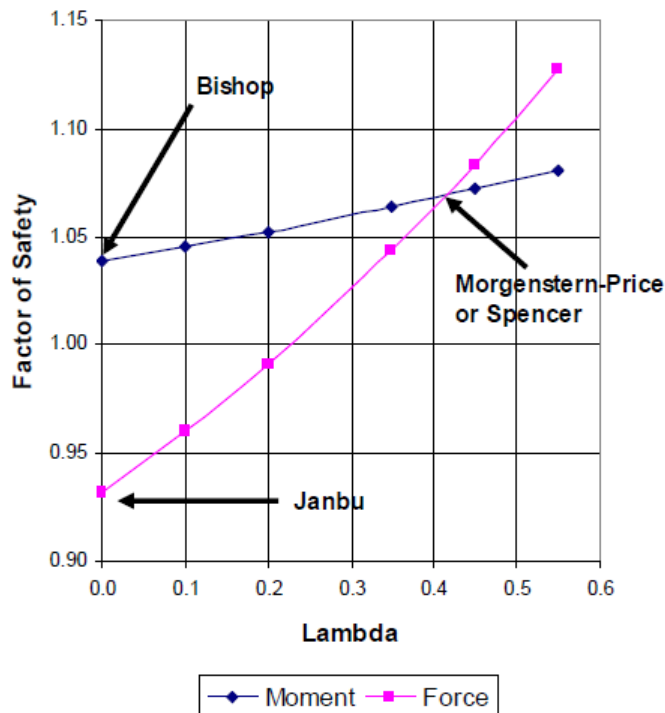


Figura 2.20: Factor de seguridad en función de λ . Fuente: SLOPE/W, GEO-SLOPE (2012b).

Cada curva en la Figura 2.20 representa el FoS para el equilibrio de momentos o para el equilibrio de fuerzas. Si el método de resolución empleado es el de Morgenstern-Price o Spencer, el punto donde ambas curvas se cruzan corresponde al par (λ, FoS) que resuelve el cálculo de estabilidad del talud para la superficie de deslizamiento

planteada. Si la función $f(x)$ utilizada para obtener las fuerzas de corte entre fajas en la Ecuación 2.34 es una función constante, el FoS será el correspondiente al método de Spencer; si se utilizó alguna otra función, será un FoS de Morgenstern-Price. El gráfico también señala los puntos correspondientes al FoS del método Bishop y Janbu simplificados. Ambos métodos ignoran las fuerzas de corte entre fajas X , lo cual es equivalente a adoptar un valor de $\lambda = 0$. El método Bishop sólo considera el equilibrio de momentos, por lo tanto el FoS asociado se ubica sobre la correspondiente curva. Lo propio ocurre para el método de Janbu simplificado con la curva de equilibrio de fuerzas.

El gráfico de la Figura 2.20 permite apreciar que el valor del FoS obtenido depende del método utilizado para la resolución del problema de estabilidad de taludes. Las pendientes de las curvas obtenidas dependerán de las propiedades del modelo planteado (condiciones de borde geométricas, parámetros de los materiales, etc). Esto hace que para determinados problemas, la sensibilidad del FoS al equilibrio de fuerzas o de momentos pueda variar. La elección de un método adecuado requiere del criterio del usuario para interpretar la validez de los resultados obtenidos así como el grado de conservadurismo que desee tener.

3. Estado del arte

3.1. Introducción al capítulo

En este capítulo se define a los residuos sólidos urbanos y se introduce, de manera general, a los rellenos sanitarios: qué son, cómo operan, cuáles son sus componentes y qué función cumple cada uno. Se presenta la inyección de fluidos en rellenos sanitarios, los rellenos tipo bioreactor, el por qué de esta práctica, ventajas y riesgos asociados a su implementación, y una breve descripción de las distintas tipologías existentes.

Se realiza un resumen y análisis del estado del conocimiento acerca de los distintos parámetros involucrados en la modelación de un relleno sanitario, como la que se llevará adelante en el presente trabajo. Se estudian los rangos de variación de cada uno de estos parámetros, y la existencia o no de tendencias apreciables relacionadas con los materiales que componen a los residuos, las técnicas constructivas, el paso del tiempo, entre otros factores. Se realizó un estudio de distintas fuentes bibliográficas que recopilan mediciones realizadas in situ y en laboratorio sobre muestras de residuos en diversos países del mundo y las conclusiones que desarrollaron cada uno de los autores referenciados a lo largo del capítulo.

Finalmente, se hace una descripción de las características que presentan los residuos sólidos urbanos en nuestro país en cuanto a su composición y distribución a lo largo del territorio, a los efectos de poder encuadrar los datos recopilados desde la bibliografía en el contexto nacional.

3.2. Los rellenos sanitarios

3.2.1. Introducción

Un relleno sanitario es una obra de ingeniería destinada a albergar distintos tipos de residuos generados por la actividad humana. Los componentes del relleno sanitario se diseñan para mantener a los desechos aislados del medio ambiente circundante y, así, evitar que los productos de la descomposición y degradación de estos residuos entren en contacto con el suelo, los cursos de agua o las poblaciones aledañas.

Se puede clasificar a los rellenos sanitarios según diversos criterios, como: tipo de residuos que contienen, técnica de disposición, forma de ejecución, entre otros. En el presente trabajo se estudian los rellenos sanitarios destinados a la disposición final de residuos sólidos municipales o residuos sólidos urbanos (RSU por su sigla en español, MSW por su sigla en inglés). Los RSU comprenden los desechos provenientes de la actividad doméstica y comercial. Es decir, aquellos residuos que son generados diariamente en los hogares, comercios o instituciones dentro de una comunidad o una ciudad. Los materiales típicos que conforman los RSU incluyen papel, plásticos, metal, vidrio, restos de comida, restos de poda, textiles, entre otros.

Las características de los elementos que componen los RSU varían en función de las prácticas de consumo y de la existencia o no de políticas o costumbres que actúen sobre la gestión de los residuos, como la separación en origen, la recolección diferenciada, las infraestructura disponible para reciclaje, etc. Tal como se desarrolla en los apartados subsiguientes, las características de los materiales que se vierten en un relleno sanitario, y las interacciones entre ellos, tendrán una fuerte incidencia en sus propiedades físicas, mecánicas e hidráulicas, cuya adecuada interpretación resulta crucial para un diseño seguro del relleno y sus componentes.

3.2.2. Componentes de un relleno sanitario

En la Figura 3.1 se señalan los principales elementos componentes de un relleno sanitario moderno. En los párrafos subsiguientes se da una breve explicación de aquellos de mayor relevancia para este trabajo.

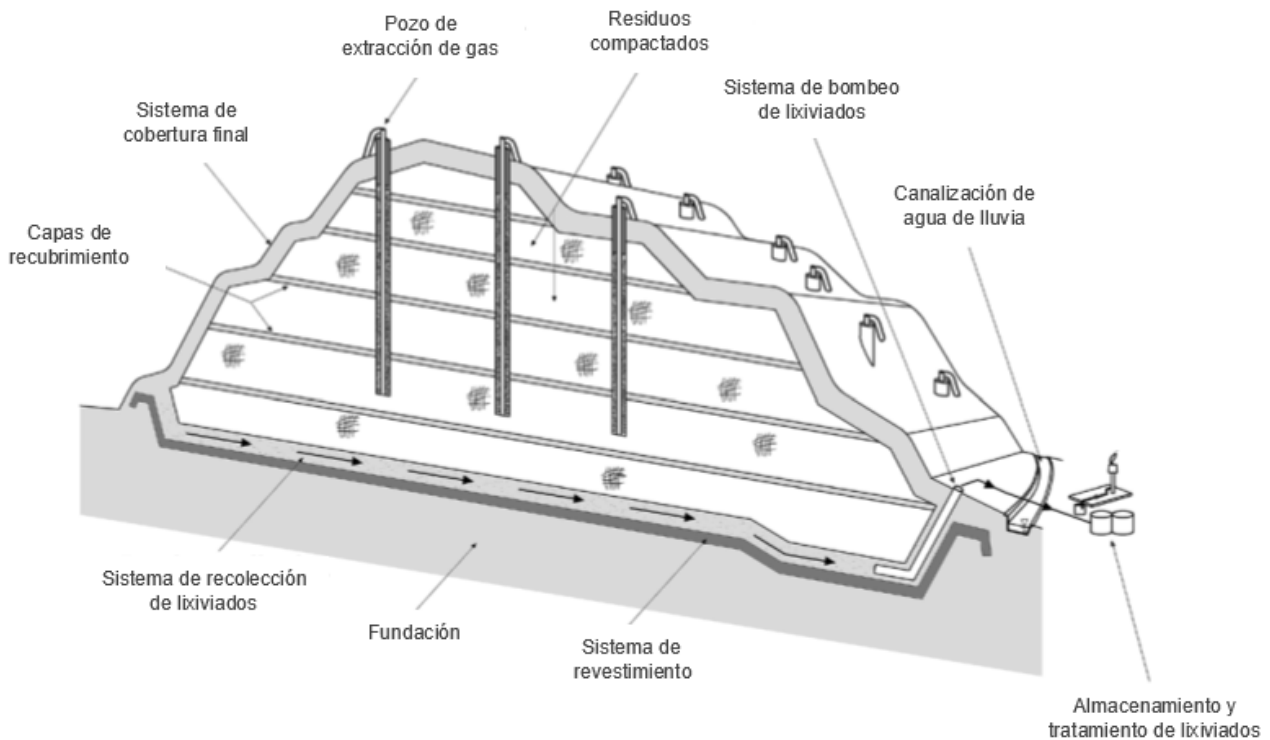


Figura 3.1: Principales componentes de un relleno sanitario (adaptado de Townsend et al., 2015).

3.2.2.a Residuos compactados

La construcción del relleno sanitario se realiza por celdas, de manera de generar una secuencia de crecimiento ordenada del relleno que resulte compatible con la construcción y operación de los distintos componentes. Cada celda aloja un volumen de residuos que son colocados en su interior. Diariamente se vuelcan desechos en un frente de trabajo y se los compacta mecánicamente. La adecuada compactación de los residuos permite, entre otras cosas, un mejor aprovechamiento del espacio disponible, reducir la erodabilidad de la superficie expuesta, prevenir la proliferación de vectores, obtener una superficie más resistente para la circulación de vehículos y maquinarias, y conferir propiedades mecánicas e hidráulicas más favorables al relleno, como se estudiará más adelante.

3.2.2.b Capas de recubrimiento

Al final cada jornada, el frente de trabajo se cubre con una capa de suelo compactado de baja permeabilidad que cumple la función de reducir el ingreso de agua de lluvia, la emanación de olores y previene la proliferación de insectos, roedores o aves. A su vez, cuando la construcción de una celda se finaliza se procede a su cobertura final.

3.2.2.c Sistema de revestimiento

Es el primer componente en construirse de un relleno sanitario. Comprende una serie de capas que tienen como objetivo conformar una barrera entre los residuos y el suelo de fundación, previniendo así la migración de fluidos contaminados a los estratos subyacentes y los cursos de agua subterránea. El revestimiento se materializa con capas de suelo de baja permeabilidad intercaladas, con geomembranas o una combinación de ambas. La Figura 3.2 muestra un esquema ejemplo donde se señalan componentes típicos de un sistema de revestimiento.

El correcto diseño, selección de materiales y armado del sistema de revestimiento es crítico para evitar que se dañe o se deteriore. Una rotura del sistema de revestimiento anula la función de impermeabilización para la cual fue diseñado, resulta irreparable y puede ocasionar un alto impacto ambiental.

El revestimiento también es un elemento cuya consideración es importante a la hora de analizar las fallas por

inestabilidad del relleno sanitario. Por tratarse de una capa con características mecánicas e hidráulicas diferentes del medio que los rodea, actúa como una interfase a través de la cual pueden desarrollarse superficies de potencial deslizamiento.

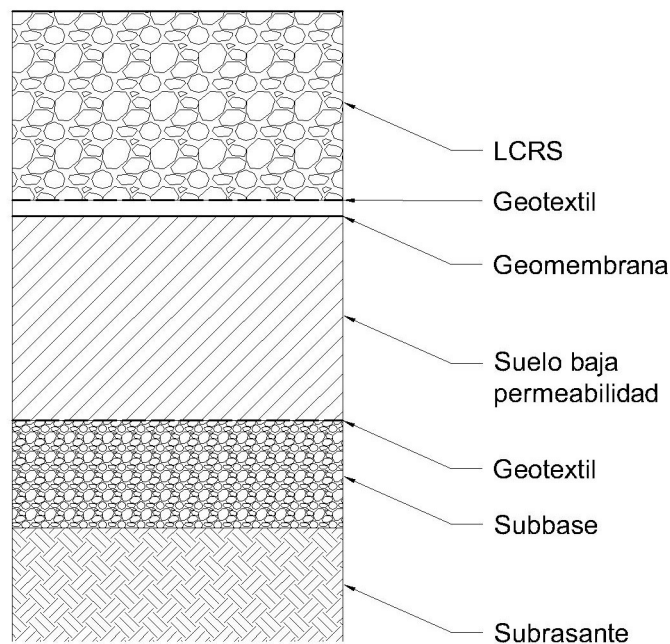


Figura 3.2: Esquema típico con los componentes de un revestimiento de relleno sanitario.

3.2.2.d Sistema de recolección de lixiviados

Los desechos que son depositados dentro del relleno traen consigo un cierto contenido de líquido, variable según el tipo de residuo. Este, junto al agua que ingrese al relleno proveniente de lluvias o de intercambios de humedad con el aire, se acumula en los vacíos del medio poroso y escurre por gravedad hacia el fondo del relleno. En este proceso el líquido incorpora productos de la descomposición de los desechos con los que entra en contacto y se convierte en lixiviado.

Si el lixiviado se acumulase indefinidamente en el relleno, acabaría por generar una zona saturada de líquido en el fondo. Esto ocasionaría que el lixiviado comience a escurrirse hacia el exterior del relleno sanitario por los bordes o por el fondo en forma de pérdidas, quedando expuesto al medio ambiente. A su vez, el incremento de la presión de poros debido a la acumulación de carga hidráulica propicia la falla por inestabilidad del relleno.

Para prevenir lo indicado anteriormente, por encima del revestimiento se coloca el sistema de recolección y extracción de lixiviados (LCRS, por sus siglas en inglés). Se trata de una capa de material drenante con una red de conductos ranurados en su interior que permite captar los lixiviados y conducirlos hacia un punto en el borde del relleno donde se los pueda extraer para su posterior almacenamiento y tratamiento. El diseño y la selección de los materiales que conforman el LCRS debe ser adecuado para asegurar su buen funcionamiento y prevenir que se tapone por migración de materiales finos. Se suelen incorporar al paquete geotextiles que actúan de filtro.

3.2.2.e Sistema de control y recolección de gas

La descomposición de los residuos enterrados tiene como producto la generación de biogás (LFG, en inglés "Landfill gases"), principalmente CH_4 y CO_2 , ambos fuertes gases de efecto invernadero. Para evitar que los gases se acumulen dentro del relleno sanitario generando problemas por la acumulación de presiones y riesgo de incendio por tratarse de gases combustibles, se instala un sistema de control y recolección de gases (GCCS, por sus siglas en inglés). Este se suele materializar con pozos verticales que captan y conducen los gases hacia el exterior del relleno y en superficie se

conectan a un sistema que los lleva al sitio donde serán manejados.

3.2.2.f Cobertura final

Cuando un sector de un relleno sanitario alcanza su cota de diseño, y no se construirán más celdas se los suele cubrir con una sistema de cobertura final. Esta cobertura, así como el revestimiento de fondo, está conformada por una serie de capas que aíslan a los residuos enterrados del medio ambiente exterior. La Figura 3.3 muestra un esquema ejemplo donde se señalan los siguientes componentes desde adentro del relleno hacia afuera:

- la capa de recubrimiento que se colocó al finalizar la construcción de la celda;
- una capa impermeable que impide el intercambio de líquidos y gases;
- una capa de drenaje que intercepta el agua proveniente de lluvia que logra percolar las capas superiores;
- una capa de infiltración que separa la escorrentía superficial del agua de infiltración;
- y una capa de suelo capaz de desarrollar vegetación (generalmente pasto), con una adecuada resistencia a la erosión para proteger a todos los elementos subyacentes.

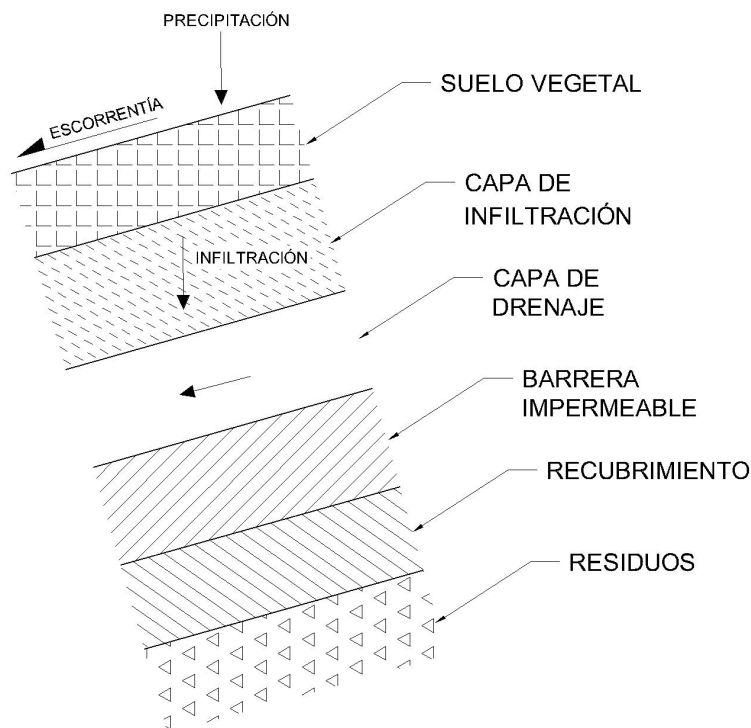


Figura 3.3: Esquema típico de un sistema de cobertura final.

3.2.3. Rellenos sanitarios tipo Bioreactor

Los residuos enterrados en el interior del relleno sanitario, en contacto con humedad, se descomponen con el paso del tiempo. Como se mencionó en los apartados anteriores, los distintos componentes y técnicas constructivas y operativas del relleno tienen por objetivo evitar el contacto de los productos de la descomposición (lixiviados y gases) con el medio ambiente, a la vez que se debe procurar la estabilidad y seguridad de la masa que conforma el relleno.

Los procesos de descomposición pueden prolongarse por varios años. Por este motivo, incluso luego de cerrado un relleno sanitario, los sistemas de control de gases, recolección y tratamiento de lixiviados y los sistemas de monitoreo del relleno y de monitoreo ambiental en las inmediaciones del sitio deben seguir operándose y recibiendo mantenimiento mientras los desechos enterrados continúen degradándose.

Dado el deterioro natural que se da en los sistemas de control y monitoreo del relleno sanitario, tener que operarlos durante largos períodos de tiempo no resulta una práctica segura. La descomposición puede prolongarse por décadas,

según las condiciones del entorno y el nivel de confinamiento de los residuos. A medida que pasa el tiempo, los componentes mencionados están expuestos a sufrir daños o mal funcionamiento que provoquen la falla del relleno o de una parte de este, dejando expuestos a los residuos y a los productos de la descomposición. Esto supone un riesgo de contaminación ambiental directa, riesgo de incendios, y riesgo de daño a otras instalaciones o infraestructura cercanas, lo que se resume en pérdida económica, daño ambiental y, en algunos casos, hasta pérdida de vidas.

De esta manera, surgen en las últimas décadas los rellenos sanitarios tipo bioreactor. Estos son rellenos sanitarios como los descritos hasta aquí, pero en los cuales se incorporan sistemas que promueven la rápida descomposición de los residuos enterrados. Gracias a esto, un proceso que podría tomar décadas pasa a demorar sólo años, permitiendo aprovechar los sistemas de control y monitoreo mientras se encuentran operativos y en buen funcionamiento.

Los rellenos sanitarios tipo bioreactor (de aquí en adelante simplemente rellenos sanitarios, asumiendo que este trabajo se refiere siempre a este tipo de técnica) presentan una serie de ventajas que se indican a continuación:

- La primera y ya mencionada: acortar el período de descomposición biológica de los residuos, lo cual permite que estos procesos se den mientras el relleno está operativo y con los componentes funcionando adecuadamente y siendo monitoreados. Esto reduce los costos de mantenimiento y prevención de accidentes post-cierre.
- A medida que los desechos se degradan biológicamente, reducen su volumen. Esto supone una ganancia de espacio aéreo que, gracias a la aceleración de los procesos de degradación, puede ser aprovechado para construir el relleno ocupando menor superficie en planta. Este volumen a aprovechar tiene que ser previsto en la etapa de diseño para que su construcción sea compatible con los aspectos operativos.
- Una descomposición acelerada incrementa las tasas de generación de biogás. Esto brinda mayor factibilidad para aprovechar ese gas en la generación de energía eléctrica, dando un uso a un producto inevitable de la descomposición que, de otra manera, simplemente se ventearía a la atmósfera.
- Finalmente, en los bioreactores donde se practica recirculación de lixiviados (una de las técnicas de aceleración de la descomposición, como se explica en la sección siguiente) se logra una reducción en costos de tratamiento de estos líquidos.

3.2.4. Descomposición acelerada de residuos

Existen diferentes técnicas que permiten acelerar la descomposición de los residuos. Las más comunes involucran adición de aire o adición de agua. Este trabajo se enfoca en la segunda.

La adición de aire, y por ende de oxígeno, favorece la descomposición aeróbica de los residuos. Este tipo de descomposición es más rápida que la degradación anaeróbica que se tiende a dar dentro de los rellenos sanitarios durante la mayor parte de su vida útil (la degradación aeróbica ocurre únicamente al principio, y por un período de tiempo relativamente corto hasta que se agota el oxígeno). Esta técnica resulta práctica en regiones frías. Sin embargo, presenta ciertos riesgos. Por un lado, las sobrepresiones en los poros pueden llegar a reducir la resistencia al corte del relleno y generar pérdidas de estabilidad. A su vez, el oxígeno en conjunto con el gas metano producto de la descomposición conforman una mezcla combustible que puede, dadas las condiciones adecuadas, generar un incendio.

La adición de agua, por su parte, genera condiciones favorables para la degradación de los residuos. De esta manera, al incorporar humedad al relleno se promueve la descomposición acelerada que se busca en un bioreactor. El volumen de agua a agregar y las tasas de incorporación de fluido dependen de características operativas y de diseño del relleno. Generalmente se busca un contenido de humedad mínima objetivo igual a la capacidad de campo. Esto es, el máximo contenido de humedad que el medio poroso es capaz de retener contra la acción gravitatoria. El volumen de agua que exceda la capacidad de campo drenaría por efecto de la gravedad y no sería aprovechable para favorecer la degradación de los residuos.

Existen distintas fuentes posibles de agua para adicionar al relleno. La fuente más usual son los propios lixiviados que se extraen a través del LCRS. Este líquido, una vez extraído, debe almacenarse y tratarse dado que es altamente contaminante. Recircular los lixiviados dentro del relleno ayuda en su tratamiento, por lo que se genera un doble beneficio: abaratar los costos de tratamiento del lixiviado, y proveer humedad al relleno para acelerar los procesos de descomposición. No obstante, generalmente, el volumen de lixiviados disponible no resulta suficiente para alcanzar los requerimientos del bioreactor; por lo que se recurre a otras fuentes de agua, por ejemplo: agua de lluvia almacenada, agua de fuentes superficiales o subterráneas, aguas residuales de otras industrias o residuos húmedos, como barros, provenientes de plantas depuradoras.

La adición de líquidos al relleno puede realizarse tanto desde la superficie, como a través de sistemas enterrados. Los sistemas más adecuados, cuando el objetivo es operar el relleno sanitario como un bioreactor, son los enterrados, porque permiten repartir mejor la humedad dentro de la masa de residuos. Se distinguen dos categorías: los sistemas de inyección verticales y los sistemas de inyección horizontales.

La Figura 3.4 muestra un esquema de un relleno sanitario con sistema de adición de líquidos por pozos verticales. Los pozos verticales constan de perforaciones donde se introduce un conducto en el cual una parte de su longitud está ranurada para permitir el pasaje de agua hacia el interior del relleno. El conducto puede estar en contacto directo con los residuos o puede estar cubierto de una interfaz compuesta por material permeable. El principio de funcionamiento de este sistema suele ser por gravedad, es decir que el pasaje del fluido hacia el relleno es causado por las presión hidrostática que se desarrolla en la columna de agua. La construcción de los pozos puede realizarse a medida que el relleno crece o pueden hacerse por perforación del relleno ya construido.

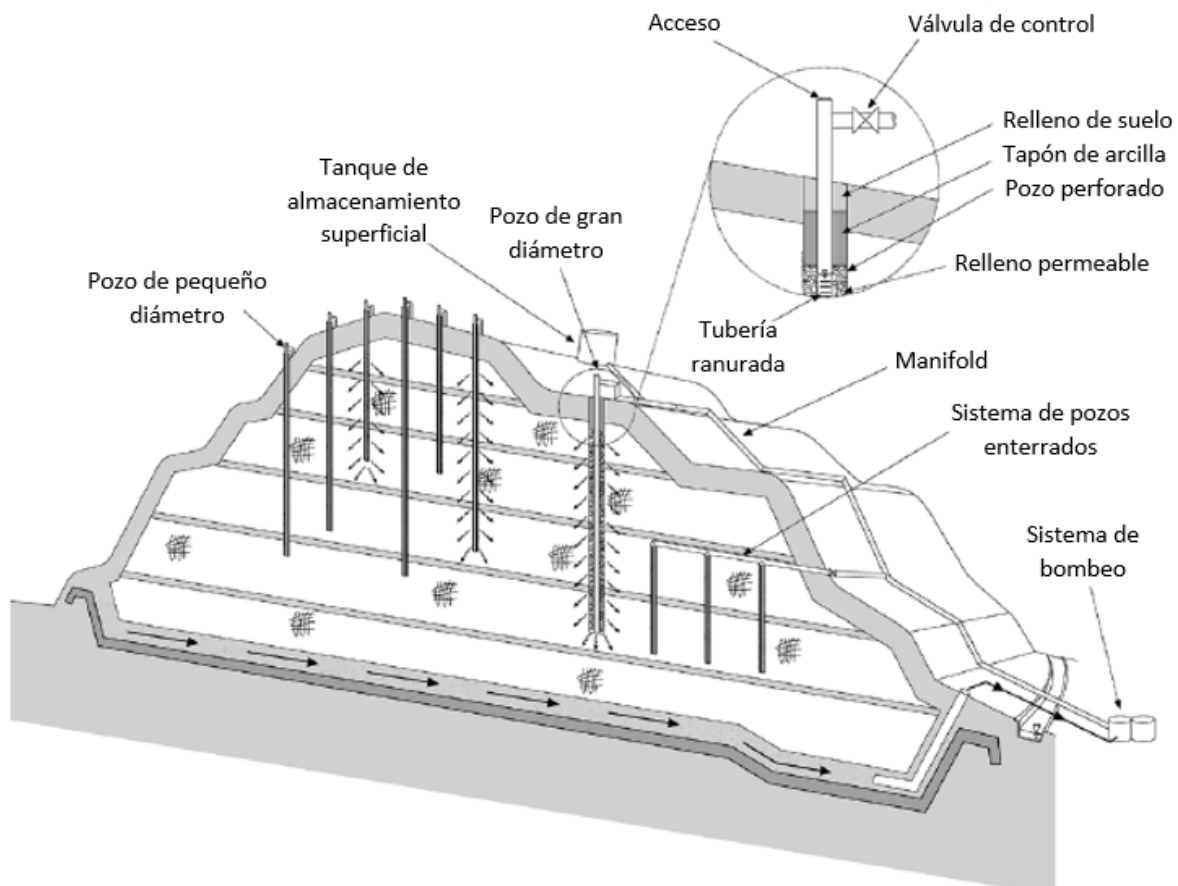


Figura 3.4: Esquema de un sistema de inyección por pozos verticales (adaptado de Townsend et al., 2015).

En las Figuras 3.5, 3.6 y 3.7, en cambio, se observan dos sistemas de adición de líquidos horizontales: las galerías horizontales y las superficies de drenaje. El primero es un análogo a los pozos verticales pero dispuesto horizontalmente; los conductos se instalan en una zanja rellena de material drenante que puede ser gravas o materiales reaprovechados como neumáticos triturados. En el caso de las superficies de drenaje, como su nombre lo indica, se fabrica una superficie horizontal con material drenante que permite distribuir en un área mayor el líquido que le es provisto por un sistema de conductos enterrados.

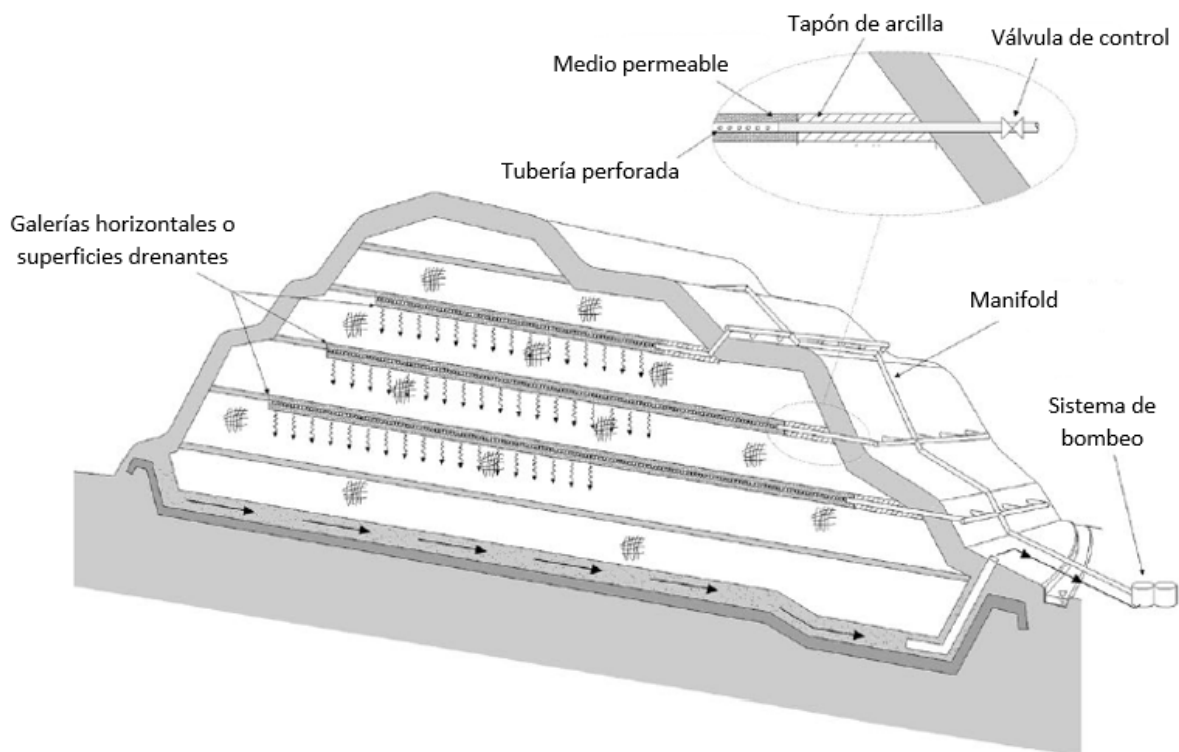


Figura 3.5: Esquema de un sistema de inyección horizontal (adaptado de Townsend et al., 2015).



Figura 3.6: Tubería para inyección de líquidos posicionada en una zanja rellena con material drenante (Townsend et al., 2015).



Figura 3.7: Instalación de un sistema de adición de agua por superficie de drenaje (Townsend et al., 2015).

Estos sistemas están más ampliamente difundidos que los pozos verticales. Para incorporar alguna de estas técnicas los sistemas deben construirse a la par que el relleno crece, obligando a tener que dedicar tiempo y recursos para su armado con mayor frecuencia que en el caso de operar con pozos verticales. Pero tienen la ventaja de que, al quedar ya enterrados en el relleno, pueden comenzar a operarse más temprano. Además, para su construcción suelen usarse materiales y maquinarias que ya están disponibles en el relleno, por lo que no se requiere de un contratista externo con equipos especializados (como en el caso de requerir una perforación). Estos sistemas tienen como desventaja que son más propicios a generar la aparición de filtraciones en los taludes del relleno dada la disposición espacial de las galerías horizontales.

Finalmente, debido a que los rellenos sanitarios suelen extenderse más en planta que en profundidad, la longitud aprovechable de un pozo de inyección en un sistema de adición de líquidos vertical es menor que en un sistema por galerías horizontales o superficies de drenaje. Por lo que la segunda categoría de sistemas de inyección suele resultar bastante más eficiente. Los pozos verticales pueden aumentar su eficiencia combinándose con superficies de drenaje como se observa la Figura 3.8.

3.3. Caracterización física y mecánica de un relleno sanitario

3.3.1. Introducción

A lo largo del presente capítulo se ha ido mencionando la estabilidad de los taludes de un relleno sanitario como un aspecto importante a considerar en su diseño y operación. Una falla en el relleno por derrumbe total o parcial de sus taludes tiene graves consecuencias: riesgo de pérdida de vida de los operarios trabajando en el sitio, pérdida de maquinarias, daño de los componentes del relleno, riesgo de incendio por la liberación de gases combustibles, y exposición de los residuos enterrados y los lixiviados al exterior, generando que estos puedan entrar en contacto con el suelo y con cursos de agua superficiales o subterráneos.

Para prevenir estos incidentes, es crucial contar con un adecuado análisis de la estabilidad de los taludes a construir desde la etapa de diseño. Esto vale tanto para los rellenos sanitarios "clásicos" como para un relleno sanitario tipo bioreactor. Sin embargo, en el segundo caso la problemática de la estabilidad de taludes se hace más presente debido al efecto que tiene la incorporación de fluidos a presión.

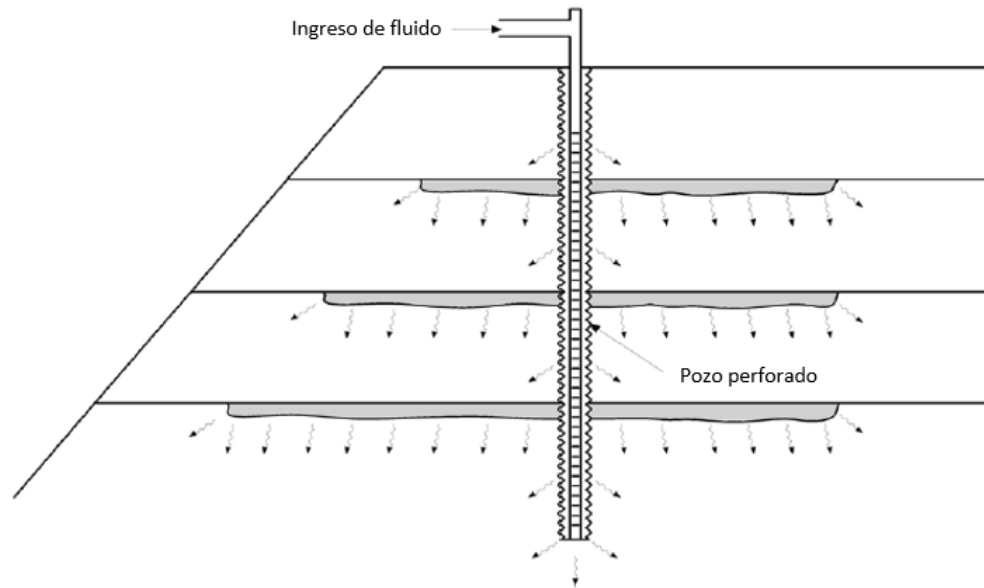


Figura 3.8: Pozo vertical de inyección de líquidos combinado con superficies drenantes (adaptado de Townsend et al., 2015).

El cálculo de estabilidad de taludes es un problema típico de la ingeniería geotécnica. En el Capítulo 2 se hizo un resumen de algunos de los métodos analíticos disponibles para realizarlo.

Realizar estos cálculos para el talud de un relleno sanitario es un problema con un grado de complejidad bastante más elevado que para un talud de suelo o roca. Los residuos componentes del RS conforman un conjunto altamente heterogéneo compuesto por diversos tipos de materiales con comportamientos mecánicos e hidráulicos diferentes, que evolucionan con el paso del tiempo a medida que se degradan por la descomposición biológica. Los residuos pueden exhibir comportamientos que el suelo no; como, por ejemplo, resistencia a la tracción debido a la presencia de fibras plásticas. La interacción entre componentes del relleno, como el LCRS y el revestimiento inferior, también tiene incidencia en el tipo de falla que se desarrolla.

Obtener parámetros que permitan modelar un material que represente a la masa de residuos no es una tarea sencilla. Por un lado, la dispersión en los valores medidos in situ o sobre muestras conformadas en laboratorio es muy alta dada la heterogeneidad y variabilidad en los tipos de materiales y su respuesta mecánica e hidráulica. Los ensayos de laboratorio presentan problemas de escala a la hora de comparar el comportamiento de una muestra remoldeada con la gran masa de residuos compactada en el frente de obra. La ejecución de ensayos y mediciones in situ (como mediciones de conductividad hidráulica o peso unitario) resulta generalmente mejor que los ensayos de laboratorio, pero se ven acotados en su alcance por limitaciones físicas y tecnológicas. A todo esto se suma el hecho que en la etapa de diseño el relleno aún no está construido, por lo que no se cuenta con datos específicos del lugar.

La adecuada selección de parámetros junto con una definición criteriosa del modelo físico-matemático es fundamental para obtener un diseño que asegure el nivel de seguridad mínimo que el relleno requiere. En las secciones subsiguientes se expone un resumen del estado del conocimiento de estas técnicas.

3.3.2. Peso unitario de rellenos sanitarios

El peso unitario (γ) es un parámetro esencial en el estudio de cualquiera de los problemas de diseño de un relleno sanitario (Dixon and Jones, 2005). Por definición, es el cociente entre el peso total de una masa de suelo y su volumen total.

En el cálculo de estabilidad de taludes, este parámetro cumple una doble función. El Factor de Seguridad global (FoS), que se calcula para evaluar la estabilidad de un talud y del cual se habló en la Sección 2.5, es el cociente entre la resistencia al corte y la sollicitación generada por las cargas actuantes en el talud en la situación de equilibrio límite. Ambos factores del cociente dependen del peso unitario, actuando este tanto como carga desestabilizante

que produce el derrumbe del talud, así como carga estabilizante al incrementar el nivel de presiones σ de las cuales depende el término de resistencia por fricción, como se vio en la Ecuación 2.23.

Al momento de estudiar el peso unitario de un RS se debe tener en cuenta que:

1. Los materiales que componen el relleno tienen tamaños, formas y densidades variables, lo cual incluye tanto a los residuos como al suelo de cobertura.
2. Los valores de peso unitario se ven fuertemente condicionados por las técnicas de colocación y las condiciones ambientales.
3. La profundidad a la que se encuentra un volumen de RSU influye sobre el peso unitario, como también lo hace el contenido de humedad y la edad.
4. La mayoría de los valores informados en bibliografía corresponden a muestras cercanas a la superficie dada la dificultad para obtener valores confiables para las partes más profundas del relleno.

La Figura 3.9 muestra distintos valores de peso unitario a profundidades variables obtenidos en varios rellenos sanitarios, en distintos lugares del mundo, para muestras con contenidos de humedad igual o por debajo de la capacidad de campo. Si bien los resultados son altamente dispersos, al evaluar cada relleno individualmente aparece una tendencia al aumento de la densidad con la profundidad. La curva trazada en el gráfico corresponde a un perfil de peso unitario propuesto por Kavazanjian et al. (1995) para ser utilizado en diseño.

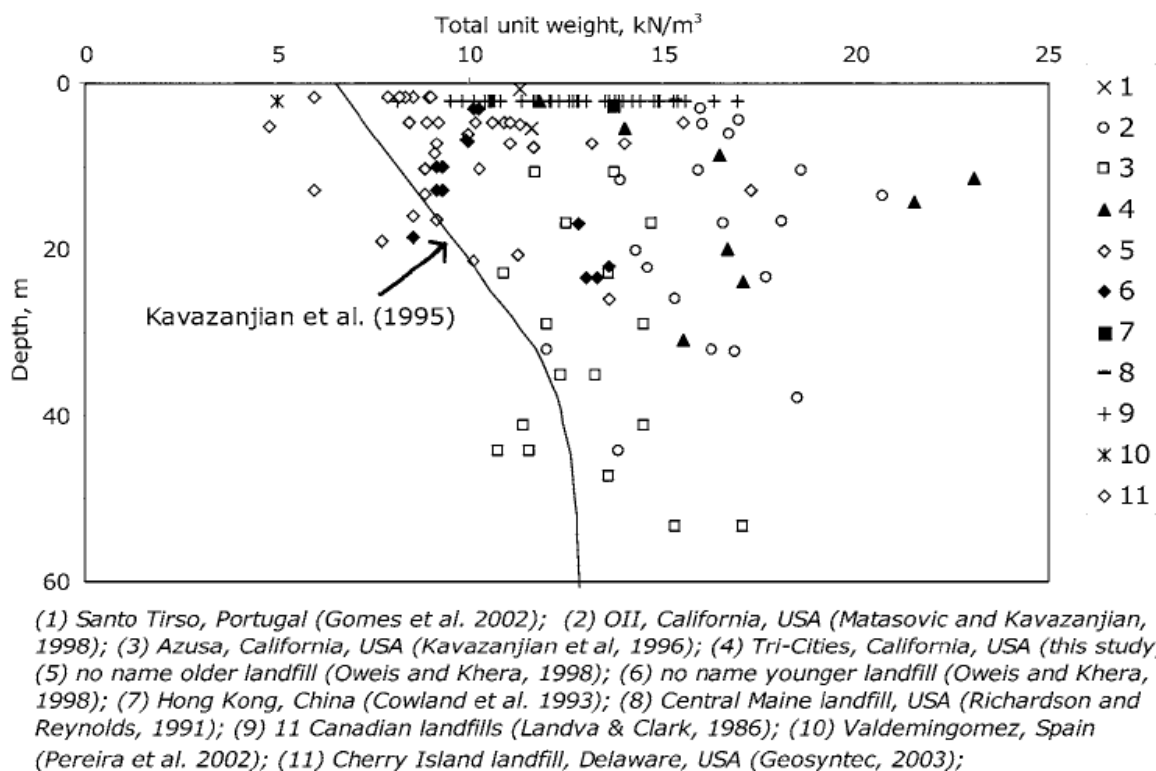


Figura 3.9: Valores de peso unitario obtenidos con mediciones in situ (Zekkos et al., 2006).

El incremento en el peso unitario con la profundidad está asociado a la compresibilidad del material producto del incremento de presiones efectivas. Existen varios ejemplos en bibliografía donde se analiza la relación entre el peso unitario del RS y el nivel de presión o la profundidad, entre ellos, las publicaciones citadas en esta sección.

Zekkos et al. (2006) propusieron el siguiente modelo hiperbólico para generar un perfil de peso unitario a lo largo de la profundidad:

$$\gamma(z) = \gamma_i + \frac{z}{\alpha + \beta z} \quad (3.1)$$

Donde γ_i es un valor de peso unitario medido cercano a la superficie (kN/m^3), z es la profundidad (m), y α (m^4/kN)

y β (m^3/kN) son parámetros de ajuste. En la Figura 3.10 se observa un ejemplo de la curva generada con este modelo y el significado físico de los parámetros α y β .

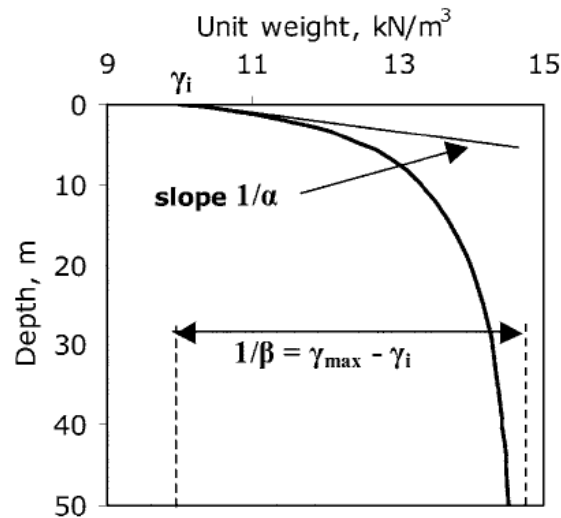


Figura 3.10: Modelo de ajuste para perfiles de peso unitario (Zekkos et al., 2006).

El parámetro α caracteriza la pendiente de la curva cercano a la superficie. Su rango de variación está usualmente entre 0 y 10 m^4/kN (Zekkos et al., 2006). Si el peso unitario crece fuertemente en los primeros metros, se adopta un valor de α bajo. Caso contrario, se utiliza un valor elevado. Por el otro lado, el parámetro β está asociado a la diferencia entre el valor de peso unitario en superficie (γ_i) y el valor a grandes profundidades, donde se vuelve casi constante. Generalmente β varía entre 0 y 1 m^3/kN . Si la diferencia en densidad con la profundidad es baja, β toma valores cercanos a 1. En cambio, si hay un gran cambio en la densidad en profundidad con respecto a la superficie, el valor de β se aproxima a 0. En los siguientes párrafos se resume cómo cada uno de los factores mencionados al comienzo de esta sección incide sobre la forma del perfil de peso unitario, de acuerdo con la información recopilada en bibliografía.

La cantidad de suelo de cobertura diario presente afecta al valor de densidad. El suelo es, generalmente, más denso que los materiales que componen los RSU. Por consiguiente, una mayor proporción de suelo aportado aumenta la densidad del relleno (Zekkos et al., 2006).

La presencia de elementos de tamaños diversos tiende a reducir la densidad del relleno, debido a los espacios vacíos en su interior y a los vacíos entre elementos (Dixon and Jones, 2005). El grado de compactación alcanzado durante la colocación de los residuos tiene una fuerte influencia en el perfil de peso unitario final. Una mejor compactación aumenta el valor de peso unitario en superficie y produce una menor variación con la profundidad. En cambio, un relleno pobremente compactado resulta en bajos valores de densidad en superficie con incrementos más marcados en los primeros metros; aunque un perfil de menor peso unitario a lo largo de la profundidad en general (Zekkos et al., 2006).

La Figura 3.11 muestra ejemplos de perfiles de peso unitario ajustados, mediante la Ecuación 3.1, a valores de densidad pertenecientes a tres de los rellenos que están representados en el gráfico de la Figura 3.9. Se señala la tendencia en los valores de peso unitario con el incremento de la tapada en relación al grado de compactación y el contenido de suelo de cobertura.

Los modelos mencionados para caracterizar la distribución de peso unitario en el relleno presentan dos limitaciones fundamentales. En primer lugar, para obtener una tendencia apreciable en los valores de densidad con la profundidad que ajuste adecuadamente a una curva, las prácticas operativas del relleno deben presentar un cierto nivel de control y regularidad. Esto implica la recepción en el frente de obra de residuos de características "regulares" en términos de composición, contenido de materia orgánica y contenido de humedad o, al menos, que estas características varíen gradualmente a lo largo del tiempo. Además, el relleno debe contar con procedimientos estandarizados para la colocación de los residuos. Esto es: espesores regulares de residuos y suelo de cobertura colocados, procedimientos consistentes de manejo de aguas superficiales y de lixiviados y técnicas adecuadas de compactación. En segundo lugar, los modelos fueron desarrollados basándose en valores de densidad reportados en rellenos sanitarios donde el

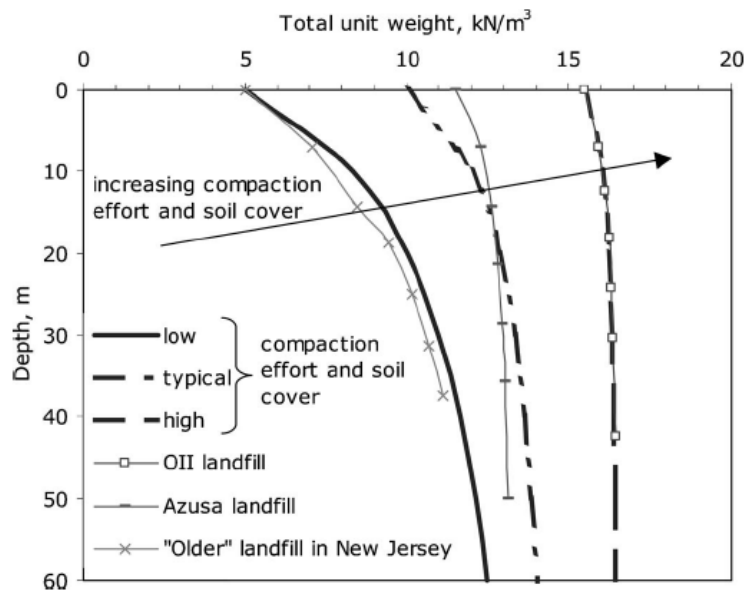


Figura 3.11: Perfiles de peso unitario ajustados a datos recopilados de distintos rellenos sanitarios (Zekkos et al., 2006).

contenido de humedad estaba cercano o por debajo de la capacidad de campo. Por lo tanto, son aplicables para rellenos sanitarios convencionales y la mayoría de los rellenos con recirculación de lixiviados. No es el caso de los rellenos tipo bioreactor donde los contenidos de humedad son altos y existen zonas de material saturado.

El contenido de humedad tiene incidencia sobre los valores de densidad registrados. Un relleno con alto contenido de humedad, como el caso de un bioreactor, registrará un mayor peso unitario. En la Figura 3.12 se trazan tres curvas obtenidas a través de ensayos en laboratorio sobre muestras de residuos sin procesar compactados a 0.5 ton/m³ en celdas de 2 m de diámetro y 3 m de altura. Las muestras fueron sometidas a distintos valores de carga vertical y se registró la evolución de distintos parámetros del material; entre ellos, el peso unitario. Las curvas corresponden a valores promedio de densidad seca, densidad saturada y densidad en capacidad de campo.

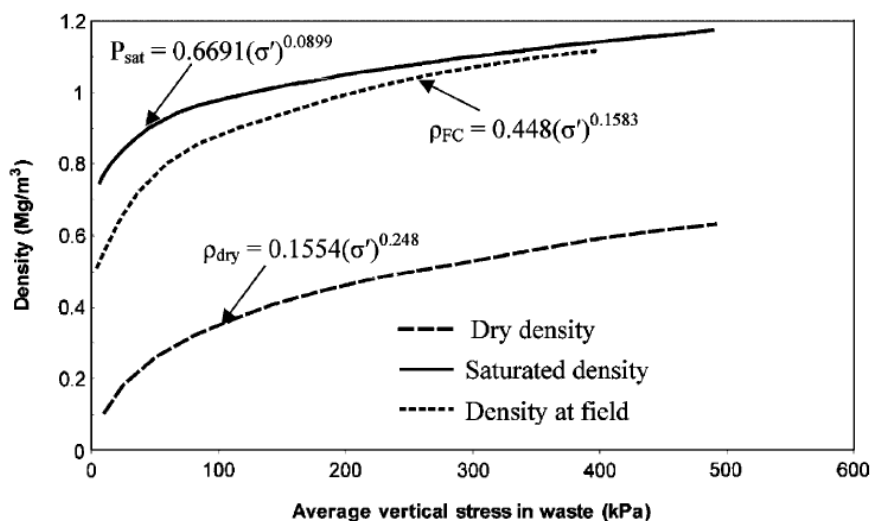


Figura 3.12: Curvas promedio de peso unitario - presión vertical para distintos contenidos de humedad (Beaven, 2000).

Es importante tener en cuenta los siguientes aspectos respecto al contenido de agua:

1. La humedad inicial de los residuos incide en el grado de compactación alcanzable.
2. El aumento en el peso unitario total por incremento en el contenido de agua genera mayores presiones efectivas

sobre las capas subyacentes, comprimiéndolas y afectando a la distribución de densidad con la profundidad.

El paso del tiempo también implica un potencial cambio en la densidad. Los residuos enterrados experimentan compresión secundaria con el paso del tiempo a través de dos mecanismos: compresión mecánica y compresión por efecto de la degradación (Dixon and Jones, 2005). La primera está asociada a la consolidación secundaria tal como ocurre en los suelos. Zekkos et al. (2006) presentan una expresión para estimar el cambio en peso unitario por efecto únicamente de la compresión mecánica basándose en ensayos de laboratorio. Finalmente, llega a la conclusión que para un período de tiempo de 50 años el incremento en peso unitario por el paso del tiempo bajo compresión mecánica sería menor al 10 %. También concluye que el efecto del tiempo bajo compresión mecánica es probablemente independiente del nivel de confinamiento y que, si bien dicho efecto está influenciado por la composición de los RSU, en un período de unos 50 años los incrementos en peso unitario resultan similares y de pequeña magnitud.

El efecto de la degradación biológica en el peso unitario se encuentra actualmente en etapa de investigación. A medida que los RSU se degradan, se reduce la relación de vacíos y ocurre una disminución del volumen, pero también se pierde parte de la masa inicial. No se cuenta con suficiente información de campo que señale un aumento o disminución netos del peso unitario con el paso del tiempo por efecto de la degradación.

3.3.3. Contenido de humedad de rellenos sanitarios

En el diseño y operación de RS tipo bioreactor, el contenido de humedad es un parámetro de interés al querer brindar las condiciones óptimas para la descomposición acelerada de los residuos. Como se mencionó en la Sección 3.2.4, se pretende llevar el contenido de humedad a la capacidad de campo del RS. Los volúmenes necesarios de líquido a inyectar varían en función del comportamiento hidráulico de los materiales componentes del relleno, de su contenido de humedad inicial y de cómo esta evoluciona con el paso del tiempo y el avance de la descomposición. En general, los residuos que contienen una alta proporción de residuos domiciliarios orgánicos (más de 40 %), como restos de alimentos, restos de poda, o papel, tienen un contenido de humedad mucho mayor que aquellos con proporciones menores de materia orgánica (Gao et al., 2015). A los RSU del primer grupo se los conoce como HKWC MSW (por sus siglas en inglés: High Kitchen Waste Content Municipal Solid Waste), dado que los residuos de cocina poseen una gran proporción de materia orgánica, y a los segundos LKWC MSW (Low Kitchen Waste Content).

Para poder simular la inyección de fluidos en el RS, resulta necesario modelar la variación de la conductividad hidráulica con el contenido de humedad. En la Sección 2.2.4 se describió esta relación y se la asoció a las curvas de retención presentadas en la sección 2.2.3. Breitmeyer and Benson (2011), Stoltz et al. (2012), Wu et al. (2012) y Dang et al. (2020), obtuvieron curvas de retención mediante distintos ensayos en laboratorio sobre muestras de residuos de diversas composiciones, orígenes y edades. La Figura 3.13 muestra como ejemplo las curvas obtenidas por Dang et al. (2020) para muestras obtenidas del mismo RS a diferentes profundidades (por ende, diferentes edades). En primera instancia, se pueden observar cambios en el parámetro de distribución poral, succión de entrada de aire y humedad residual.

Los autores citados ajustaron los datos experimentales a curvas de retención según el modelo propuesto por van Genuchten (1980). Este responde a la ecuación:

$$\theta_w = \theta_r + \frac{\theta_s - \theta_r}{[1 + (\alpha\psi)^n]^m} \quad (3.2)$$

Donde θ_w es el contenido volumétrico de humedad para un dado valor de succión mátrica ψ ; θ_r y θ_s son los contenidos volumétricos de humedad residual y en saturación respectivamente, y α , n y m son parámetros de ajuste del modelo. En la Tabla 3.1 se resumen los parámetros de las distintas curvas obtenidas por los autores mencionados.

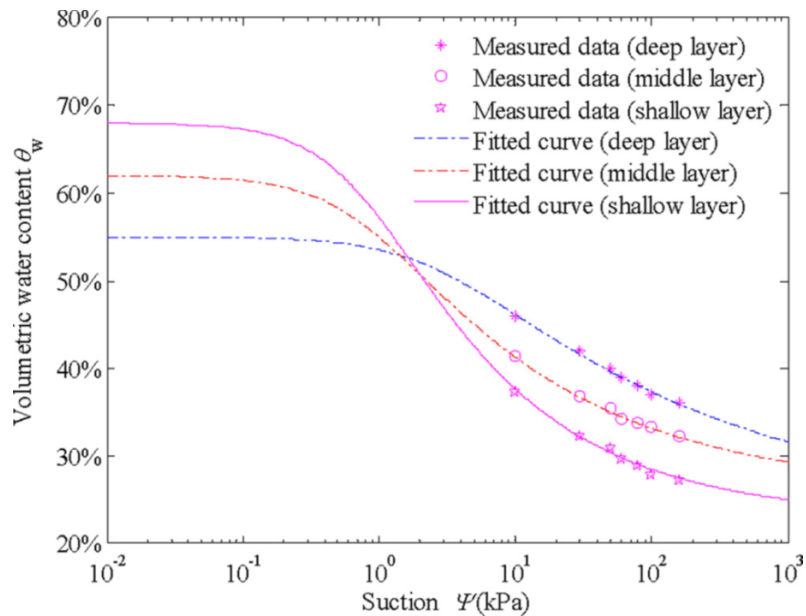


Figura 3.13: Curvas de retención de RSU obtenidas para muestras de diferentes edades de un relleno en China (Dang et al., 2020).

Tabla 3.1: Parámetros de curvas de retención para distintas muestras de RSU ajustadas con el modelo de van Genuchten (1980).

Fuente	Parámetros de ajuste					Densidad seca [g/cm ³]	Edad muestra	Origen
	θ_r [-]	θ_s [-]	α [kPa ⁻¹]	n [-]	m [-]			
Breitmeyer and Benson (2011)	0,21	0,60	3,38	1,89	0,47	0,56	4 meses	EE.UU.
	0,22	0,53	2,92	1,60	0,38	0,63		
	0,03	0,41	1,18	1,33	0,25	0,80		
Stoltz et al. (2012)	0,20	0,69	3,00	1,64	0,39	0,46	1 año	Francia
	0,20	0,62	2,90	1,56	0,36	0,54		
	0,20	0,59	2,30	1,47	0,32	0,62		
	0,20	0,45	0,57	1,33	0,25	0,77		
	0,35	0,64	2,00	1,33	0,25	0,46	Fresca 1 mes	
	0,15	0,55	3,00	1,19	0,16	0,53		
	0,15	0,52	2,00	1,12	0,11	0,58		
	0,15	0,68	3,50	1,37	0,27	0,38		
Wu et al. (2012)	0,20	0,69	1,18	1,59	0,37	0,52	3 años	China
	0,25	0,61	0,96	1,51	0,34	0,71	6 años	
	0,27	0,53	0,71	1,47	0,33	0,95	10 años	
Dang et al. (2020)	0,23	0,69	1,33	1,43	0,30	0,52	3 años	China
	0,26	0,62	1,27	1,33	0,25	0,71	6 años	
	0,23	0,55	0,37	1,23	0,18	0,95	10 años	

Los ensayos presentados en la Tabla 3.1 representan muestras en proceso de secado. Como se mencionó en la sección 2.2.2, la capacidad de los medios porosos de intercambiar líquido no evoluciona de igual manera cuando este se está secando o mojando. Stoltz et al. (2012) incluyeron en su estudio algunas muestras a las cuales se las sometió a ambos procesos para comparar las curvas de retención obtenidas. Los gráficos de la Figura 3.14 ilustran sus resultados y se puede observar en ellos que los RSU presentaron una variación en su contenido de humedad bastante más fuerte para bajos valores de succión en el proceso de mojado que de secado. Dicho de otra manera, las muestras presentaron una mayor facilidad para incorporar agua que para expulsarla en el rango de valores de succión que estudiaron los autores (0 a 10 kPa). Este comportamiento se ve condicionado por diversos factores, como el contenido de materia orgánica, la distribución de tamaños de partículas, el grado de descomposición, la densidad del material, entre otras. Por lo

que interpretar estos resultados de un modo generalizado, dada la escasa información disponible, resulta complejo.

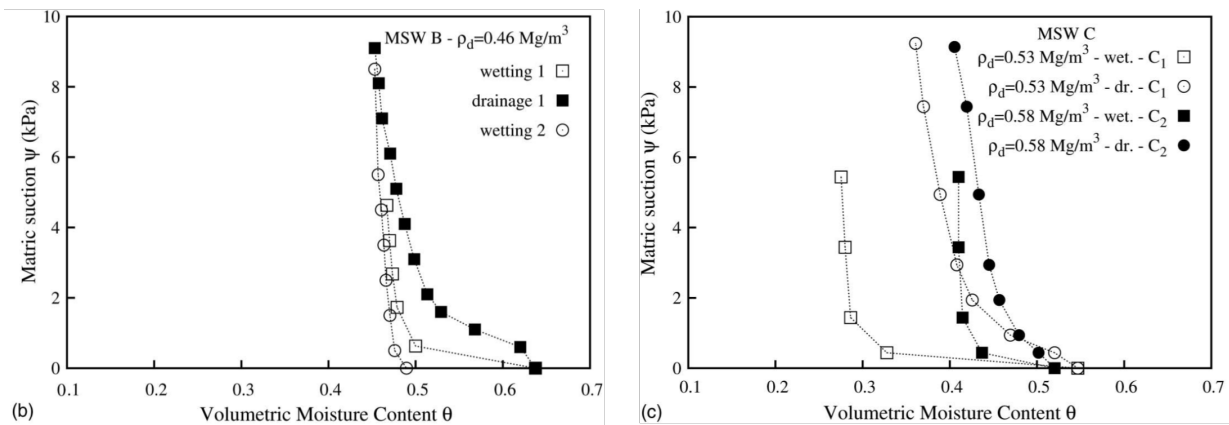


Figura 3.14: Curvas de retención obtenidas por Stoltz et al. (2012) para muestras de RSU sometidas a procesos de secado (drainage, dr.) y mojado (wetting, wet.).

3.3.4. Conductividad hidráulica en rellenos sanitarios: fase líquida

La conductividad hidráulica de la fase líquida en un RS debe ser incorporada al análisis para poder modelar la inyección de fluidos y obtener la distribución de presiones de poros asociada. Una inadecuada selección de este parámetro puede llevar a que el diseño generado provoque asentamientos diferenciales en el relleno una vez construido, o riesgos a su estabilidad.

La conductividad hidráulica del RS, así como la de muchos depósitos de suelo, es de carácter anisotrópico. Generalmente predomina la conductividad en dirección horizontal respecto a la vertical dada la estratificación en capas que ocurre como consecuencia de la compactación que se brinda a la masa de residuos y la presencia de partículas aplanadas compuestas de materiales como papel o plásticos (Ke et al., 2022). La aplicación de material de cobertura diaria también tiene incidencia sobre este comportamiento (Dixon and Jones, 2005).

Algunos factores que influyen en este parámetro incluyen: los tipos de residuos que integran el relleno y los materiales que los componen, el grado de compactación, el nivel de confinamiento, y el avance del proceso de descomposición.

Las características de los materiales que componen el relleno inciden sobre la capacidad de retener líquido, como se mencionó en la sección anterior. Tal como se muestra en la Figura 3.15, en rellenos donde se almacenan HKWC MSW (High Kitchen Waste Content) se observan valores de conductividad de uno, o hasta tres órdenes de magnitud más bajos que en el caso de LKWC MSW (Low Kitchen Waste Content).

Por otro lado, la presencia de ciertos elementos plásticos de gran tamaño puede actuar como barreras al flujo de los lixiviados, afectando a la conductividad hidráulica del relleno y generando posibles sectores de acumulación de líquido (Machado et al., 2010).

Xie et al. (2022) informaron, a través de mediciones en laboratorio sobre muestras conformadas con distintas proporciones de diversos RSU, que la conductividad hidráulica disminuía en todos los casos con el incremento de la densidad seca de la muestra. Sus resultados se muestran en la Figura 3.16. Hossain et al. (2009) habían apreciado la misma tendencia en muestras compuestas por RSU recolectados de una estación de transferencia en Texas (EUA), aunque estas tenían un contenido de papel mucho mayor (56 % contra alrededor de 19 %). Además, estos autores estudiaron el efecto de la degradación y observaron consistentemente una disminución de la conductividad con el avance de la descomposición. Los autores atribuyeron este comportamiento a la reducción del tamaño de partículas observado a medida que los materiales se degradaban, el cual altera la matriz de residuos al permitir reducir la relación de vacíos y aumentar la tortuosidad. Machado et al. (2010) pudieron, luego, corroborar esta pérdida de conductividad con la degradación al comparar ensayos realizados en campo y en laboratorio sobre materiales procedentes de dos RS en Brasil donde los residuos contenían un porcentaje alto (entre 40 % y 50 %) de materia orgánica biodegradable. En resumen, distintos estudios tanto en campo como en laboratorio, en diversas partes del mundo, y sobre residuos con diferentes características, informaron la misma tendencia en la evolución de la conductividad hidráulica con la densidad y el grado de descomposición.

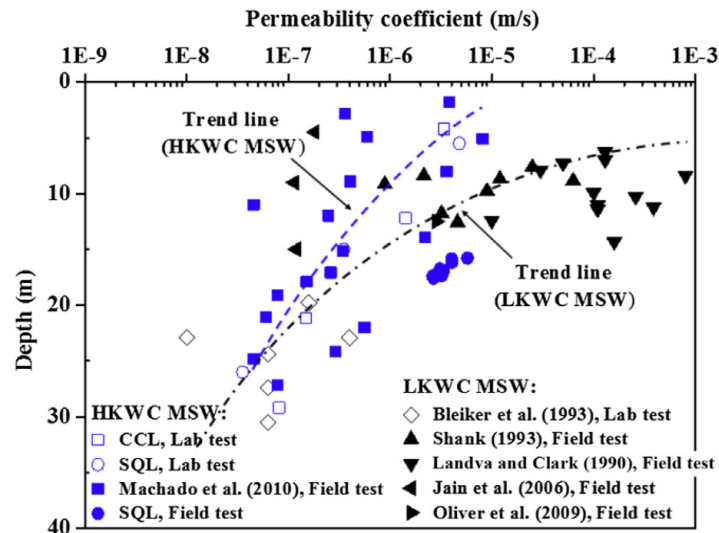


Figura 3.15: Valores de conductividad hidráulica en función de la profundidad recopilados por Gao et al. (2015) y diferenciados según composición relativa de materia orgánica.

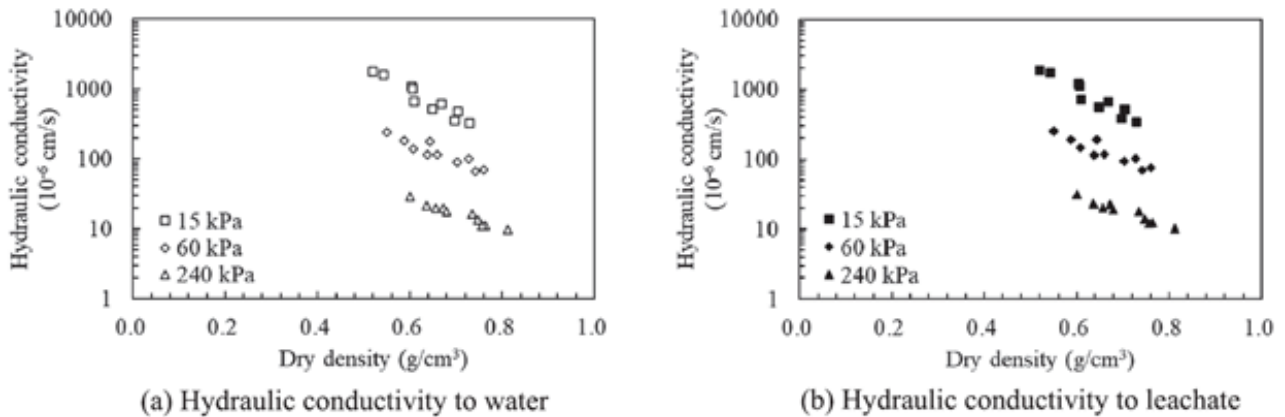


Figura 3.16: Conductividad hidráulica vs densidad seca de la muestra ensayada: (a) fluido permeante: agua destilada, (b) fluido permeante: lixiviado (Xie et al., 2022).

El nivel de confinamiento afecta a la capacidad del lixiviado de fluir entre los poros del RS. Esto se refleja en diversos estudios que compararon la conductividad hidráulica en campo o en laboratorio con la profundidad o con el nivel de presiones. Valores obtenidos y recopilados por Machado et al. (2010) y Gao et al. (2015) muestran reducciones en la conductividad de 10^{-5} hasta 10^{-8} m/s para residuos con alto contenido de materia orgánica entre los 0 y 30 metros de profundidad para valores de presión media de entre 0 y 300 kPa. Estos rangos se pueden observar en los gráficos de las Figuras 3.17 y 3.15, respectivamente. Por otro lado, Powrie and Beaven (1999) obtuvieron, para muestras compuestas por residuos con bajo contenido de orgánicos en comparación a los ejemplos citados anteriormente, valores decrecientes de conductividad hidráulica entre 10^{-4} y 10^{-8} m/s para presiones verticales entre 30 y 460 kPa, tal como se observa en la Figura 3.18.

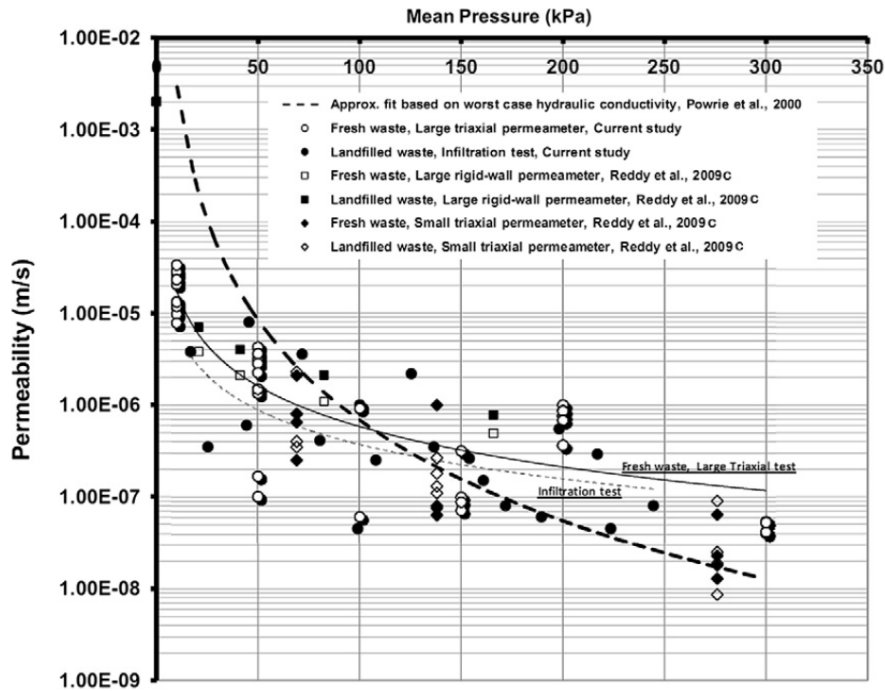


Figura 3.17: Conductividad hidráulica vs presión media recopilados por Machado et al. (2010). Los pares señalados con círculos blancos y círculos negros corresponden a mediciones realizadas por los propios autores a través de ensayos en laboratorio mediante permeámetro triaxial y en campo mediante una prueba de infiltración, respectivamente.

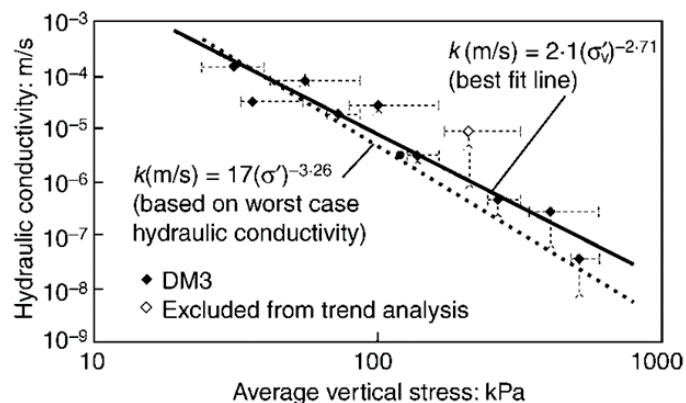


Figura 3.18: Conductividad hidráulica vs presión vertical obtenidos por Powrie and Beaven (1999) mediante ensayos realizados en una celda de pared rígida.

La mayoría de los autores citados no especifican las características del fluido utilizado durante sus ensayos en campo o laboratorio. Sin embargo, Xie et al. (2022) hicieron la comparación entre medir la conductividad utilizando agua destilada o una serie de lixiviados maduros obtenidos en distintos sectores de su relleno de estudio, en Australia en diferentes épocas del año (verano e invierno). Registraron un incremento de 5 a 10% en la conductividad medida cuando el líquido empleado para el ensayo era el lixiviado, y atribuyeron esto a la menor viscosidad de este fluido respecto a la del agua. Dicha variación puede apreciarse en los gráficos de la Figura 3.16. No obstante, estos resultados son opuestos a los obtenidos por Feng et al. (2017), quienes trabajaron con un lixiviado que tenía una viscosidad mayor a la del agua. En conclusión, la incidencia registrada del fluido permeante ronda el $\pm 10\%$ según la viscosidad del fluido, lo cual no llega a generar una diferencia apreciable en comparación al resto de los factores citados.

3.3.5. Conductividad hidráulica en rellenos sanitarios: fase gaseosa

El valor k_G de la conductividad de los gases es un parámetro de diseño para el sistema de extracción de gases que debe incluirse en un RS, como fue mencionado en la Sección 3.2.2. En la Sección 2.2.5 se mencionaron los distintos factores que inciden sobre esta propiedad de un medio poroso: grado de saturación, relación de vacíos, distribución de tamaño de poros, propiedades del fluido.

En el diseño de RS, a la ecuación 2.19 se le suele reemplazar la conductividad k_a , por la permeabilidad intrínseca K_G (se cambia el subíndice a por G ya que en las aplicaciones típicas de la geotecnia el gas presente en el suelo es generalmente aire, pero en RS la fase gaseosa contiene predominantemente los gases producto de la descomposición). Esta tiene unidades de m^2 y es una propiedad relacionada únicamente con las características del medio poroso; no depende del fluido que esté siendo analizado. En general:

$$k_G = \frac{K_G \cdot \gamma_G}{\mu_G} \quad (3.3)$$

Donde γ_G (kN/m^3) y μ_G ($kg \cdot m^{-1} s^{-1}$) son el peso específico y la viscosidad dinámica del gas presente en el RS respectivamente. De esta manera, la ecuación 2.19 se convierte en:

$$v_G = \frac{K_G}{\mu_G} \frac{\partial u_G}{\partial z} \quad (3.4)$$

Donde v_G es la velocidad del flujo de gas (m/s), u_G es la presión de gas (kPa) y z es una coordenada de posición (m).

El gráfico de la Figura 3.19 muestra resultados de mediciones de permeabilidad K_G en laboratorio realizados por Wei et al. (2007) sobre muestras de HKWC MSW con diferentes valores de relación de vacíos y grado de saturación. Tal como se describió en la sección 2.2.5, se observa cómo K_G disminuye a medida que aumenta el grado de saturación y se reduce la relación de vacíos.

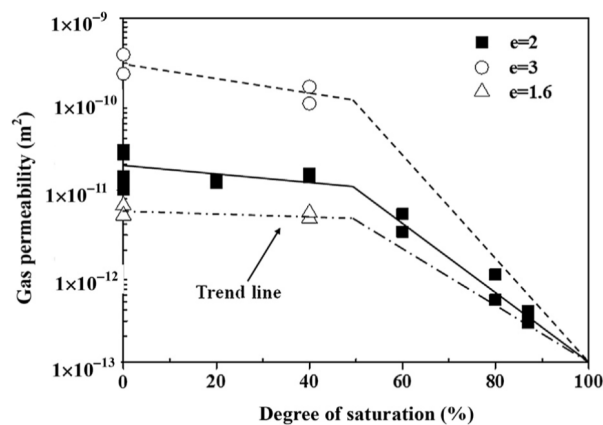


Figura 3.19: Variación de la permeabilidad intrínseca del RS al gas (Wei et al., 2007).

Las mediciones en campo llevadas a cabo por Wu et al. (2012) y Jain et al. (2005) revelan que la permeabilidad del gas disminuye con la profundidad (y, en consecuencia, con el mayor grado de descomposición). Los valores publicados por estos últimos autores se muestran en la Tabla 3.2. A su vez, los resultados de campo arrojaron un menor valor de permeabilidad en el relleno compuesto por HKWC MSW, característica que se podría atribuir al mayor contenido de humedad que contienen este tipo de residuos (Wu et al., 2012).

Tabla 3.2: Valores de permeabilidad intrínseca de RS al gas extraídos de ensayos en campo.

Fuente	Tipo de RSU	Profundidad [m]	K_G [m ²]
Wu et al. (2012)	HKWC MSW	1 - 4	$(18 - 19,3) \times 10^{-13}$
		11 - 14	$(2,7 - 3,3) \times 10^{-13}$
		22 - 25	$(1,2 - 1,4) \times 10^{-13}$
Jain et al. (2005)	LKWC MSW	3 - 6	$(11,1 - 22,5) \times 10^{-12}$
		6 - 12	$(5,4 - 10,9) \times 10^{-12}$
		12 - 18	$(3 - 7,3) \times 10^{-12}$

3.3.6. Resistencia al corte de rellenos sanitarios

La resistencia al corte es un parámetro central en el cálculo de estabilidad de taludes y otros problemas de diseño de RS. Varios investigadores estudiaron la respuesta mecánica de los residuos a través de resultados obtenidos mediante ensayos de corte directo o triaxiales en muestras de residuos (Stark and Huvaj, 2008; Hossain and Haque, 2009; Gao et al., 2015; Daciolo et al., 2022; Xie et al., 2022; entre otros).

Los distintos autores observaron que los residuos presentan un comportamiento de endurecimiento. En la Figura 3.20 se pueden observar curvas tensión desviadora vs deformación axial obtenidas en diversos ensayos triaxiales consolidados-drenados realizados sobre muestras de residuos y recopiladas por Stark and Huvaj (2008). En todos los ensayos, y para distintos valores de presión de confinamiento, se obtuvo un incremento de la tensión desviadora con el aumento de la deformación axial sin alcanzar un valor máximo. A su vez, se observa una concavidad positiva de las curvas a partir de algún determinado valor de deformación. Los autores citados atribuyen este comportamiento a la presencia de componentes que actúan como refuerzo; tales como materiales plásticos, textiles o de madera, y al contenido de partículas finas y de suelo. Dada esta característica de los RSU, al escoger parámetros de resistencia al corte para un análisis de estabilidad de taludes de RS, debe definirse el valor de deformación que se considerará como "falla". Para esto resulta útil contar con envolventes de falla, como las graficadas en la Figura 3.21. En dicha figura se muestran curvas tensión de corte vs. tensión normal asociadas a distintos valores de deformación. Stark and Huvaj (2008) obtuvieron estas envolventes reordenando la información obtenida de las curvas trazadas en la Figura 3.20.

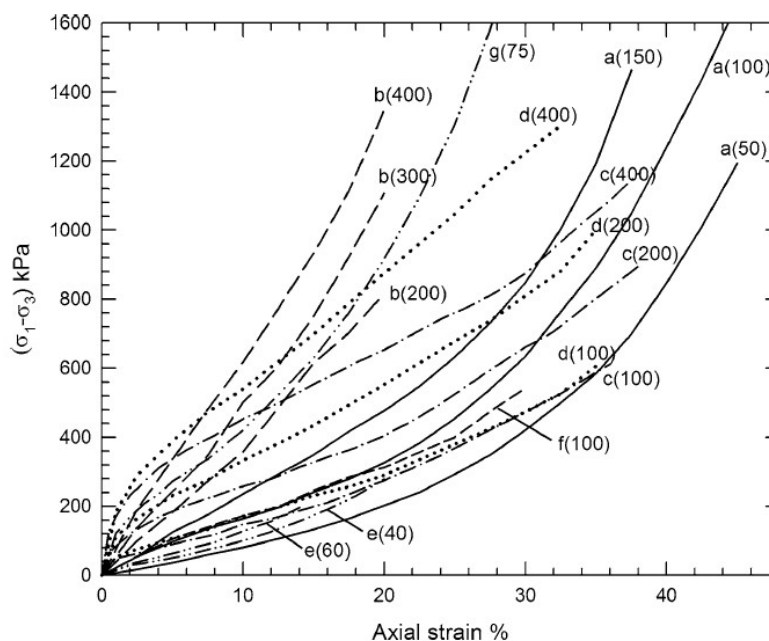


Figura 3.20: Curvas tensión desviadora vs. deformación axial de ensayos triaxiales consolidados-drenados realizados sobre muestras de RSU. Recopilación de ensayos de laboratorio de distintos autores realizada por Stark and Huvaj (2008). Entre paréntesis se indica la presión de consolidación.

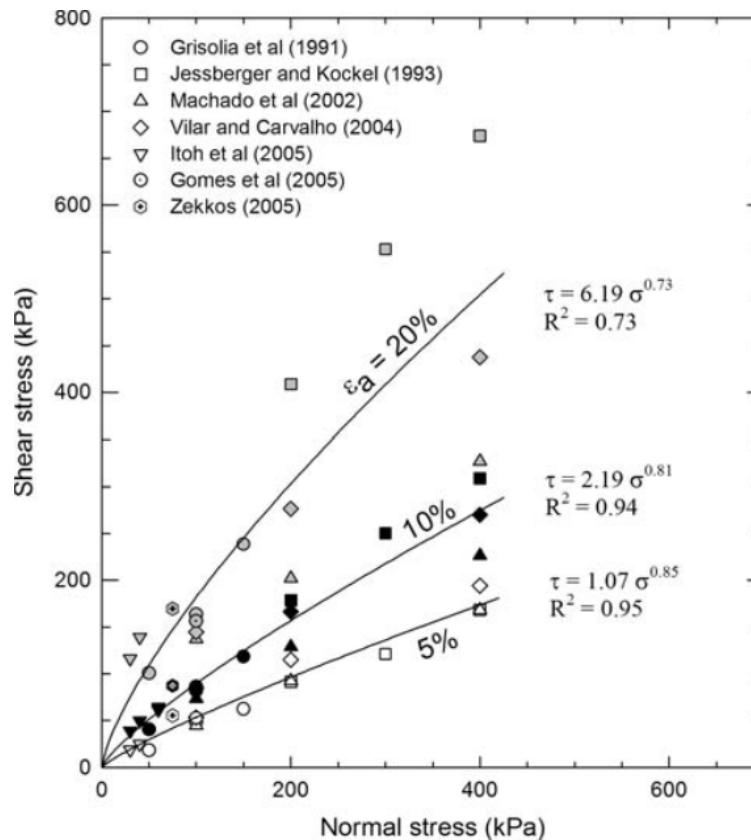


Figura 3.21: Envolturas de resistencia al corte asociadas a deformaciones axiales de 5, 10 y 20 % (Stark and Huvaj, 2008).

De igual manera que el resto de las propiedades estudiadas en las secciones anteriores, los parámetros de resistencia al corte de los RSU presentan diferente comportamiento según los tipos de materiales que los componen y este, a su vez, evoluciona con el paso del tiempo. Gao et al. (2015) compararon, a través de una revisión bibliográfica, la respuesta mecánica de HKWC MSW y LKWC MSW. La Figura 3.22 (a) muestra una serie de pares de valores Cohesión - Ángulo de fricción obtenidos por los autores citados en la misma figura, y diferenciados según el tipo de RSU con el que trabajaron. En el gráfico se trazan cuartos de elipse que buscan ajustar a los niveles de deformación asociados a cada par ($c; \phi$). El ajuste no resulta satisfactorio en el caso de LKWC MSW para este tipo de representación, dada la alta dispersión propia del material en estudio.

Se interpreta que los residuos con mayor contenido de orgánicos tienden a presentar valores más bajos de ángulo de fricción que aquellos con menor proporción de material orgánico. La cohesión, en cambio, cubriría un rango similar para ambas categorías de RSU. La Figura 3.22 (b), por otro lado, ordena pares ($c; \phi$), pero ajustando rayos según la edad de las muestras. Nuevamente, el ajuste no es muy bueno para las muestras de LKWC MSW. En el caso de las muestras de HKWC MSW se aprecia una tendencia al aumento del ángulo de fricción en las muestras de mayor edad a la par que decrece la componente de cohesión. Las muestras LKWC no seguirían este patrón.

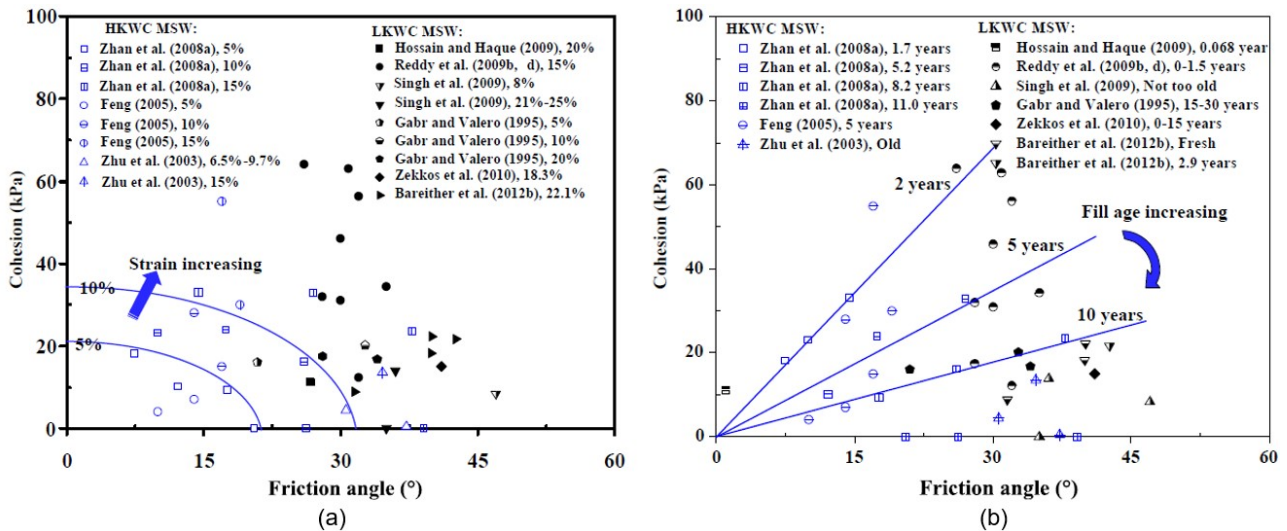


Figura 3.22: Pares ($c; \phi$) diferenciados según categoría de RSU. (a) ajuste de niveles de deformación asociados a cada par de valores; (b) ajuste de edad de las muestras a cada par de valores (Gao et al., 2015).

Finalmente, Hossain and Haque (2009) estudiaron la incidencia de la proporción de suelo en mezcla con RSU sobre los parámetros de resistencia al corte y su evolución con el paso del tiempo. En su trabajo, realizaron ensayos triaxiales consolidados-drenados sobre muestras de residuos mezcladas con distintas proporciones de suelo (0%, 20% y 30%) y en diferentes etapas del proceso de descomposición (diferenciaron 4 fases del proceso, I: fase aeróbica, II: fase anaeróbica ácida, III: fase de producción acelerada de metano y IV: fase de producción desacelerada de metano). El suelo empleado era un SW-SM con 9,52% de fracción menor a $75\mu m$. Las muestras presentaban aproximadamente un 56% de papel, un 13% de residuos de comida y el 31% restante se repartía entre plásticos, textiles, metal y vidrio en orden de mayor a menor proporción. La Figura 3.23 y la Tabla 3.3 resumen los resultados obtenidos por estos autores. En la figura se observa que, por un lado, el ángulo de fricción interna asociado al 20% de deformación axial disminuyó en todos los casos con el avance del proceso de descomposición. A su vez, las muestras con mayor proporción de suelo en mezcla presentaron un mayor valor del ángulo de fricción. En la tabla se resumen los pares de valores $c; \phi$ asociados a cada proporción de contenido de suelo obtenidos para cada fase de descomposición. Se aprecia la misma tendencia en la cohesión, así como en el ángulo de fricción interna, tanto para el aumento de contenido de suelo como para el avance de la descomposición biológica.

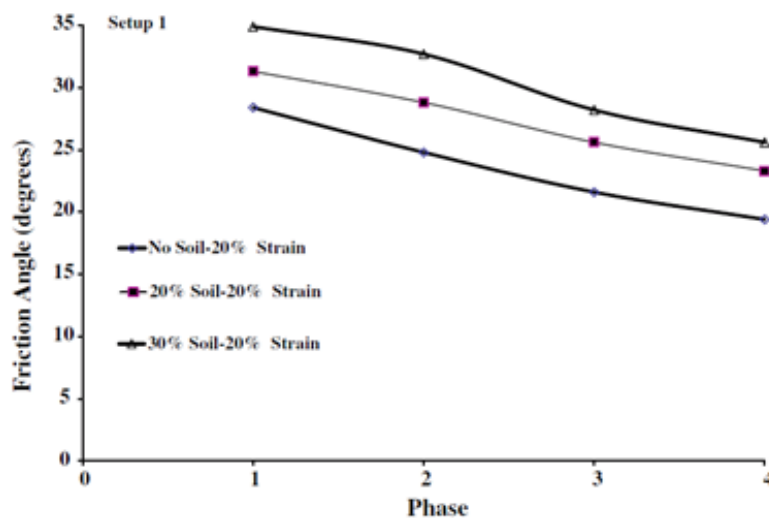


Figura 3.23: Ángulo de fricción interna a 20% de deformación axial vs. etapa de descomposición para distintas proporciones de suelo en mezcla (Hossain and Haque, 2009).

Tabla 3.3: Parámetros de resistencia al corte para muestras con distintas proporciones de suelo en diversas etapas del proceso de descomposición (Hossain and Haque, 2009).

Fase	0 % suelo		20 % suelo		30 % suelo	
	c [kPa]	ϕ [°]	c [kPa]	ϕ [°]	c [kPa]	ϕ [°]
I	11,2	26,7	22,3	29,0	24,5	33,1
II	20,5	21,5	30,7	24,9	34,0	29,4
III	5,3	20,6	13,7	23,2	13,1	26,4
IV	2,4	19,0	9,1	21,8	12,9	23,7

3.4. Residuos Sólidos Urbanos en Argentina

3.4.1. Introducción

En la sección anterior, se mencionaron varios casos de estudio donde se analizaron las características físicas y el comportamiento mecánico e hidráulico de RSU provenientes de distintas partes del mundo. Sin embargo, como se mencionó al final del Capítulo 1, una de las motivaciones de este trabajo es poder hacer uso del conocimiento generado en el presente estudio para aplicarlo en resolver demandas dentro del país. Para ello, es necesario contar con información acerca de los residuos producidos dentro de nuestro territorio.

No existen, al día de hoy, publicaciones hechas en Argentina donde se hayan divulgado datos o parámetros de caracterización de RSU como los descritos en las secciones precedentes. Por este motivo, para poder aplicar las herramientas de cálculo de estabilidad de taludes sobre un caso nacional, debe recurrirse, en gran medida, a información procedente de otros países.

Es necesario, entonces, utilizar algún criterio para comparar dicha información con el comportamiento esperado de los materiales locales. Un posible criterio, es observar la composición de los residuos generados. Como se vio hasta ahora, muchos de los parámetros de diseño estudiados suelen diferenciarse marcadamente en su comportamiento según la proporción de los materiales que componen al conjunto de residuos. Esta información, aunque escasa, sí puede encontrarse en diversas publicaciones realizadas a nivel nacional en los últimos años.

3.4.2. Contexto nacional

En el año 2004, se sancionó en Argentina la Ley N°25.916 de Protección Ambiental para la Gestión Integral de Residuos Domiciliarios. En el marco de esta ley, se publicó al año siguiente, en el 2005, la Estrategia Nacional para la Gestión Integral de Residuos Sólidos Urbanos (ENGIRSU). Dentro de esta estrategia se plantea, en aquel entonces y entre otras cosas, la necesidad de promover la disposición final de RSU en centros de disposición controlados (como los rellenos sanitarios). En línea con la Estrategia, se realizó un análisis del manejo de los RSU en Argentina a la fecha de publicación.

Dicho análisis incluye un estudio del contexto territorial y demográfico general, de la situación de gestión de residuos en el país en sus distintas etapas (generación, recolección, transporte, transferencia, tratamiento y disposición final), de planificación urbana, aspectos sociales, económicos y financieros, entre otros. Algunas de las conclusiones extraídas de dicho análisis, y que se consideran relevantes dentro del enfoque del presente trabajo, se resumen a continuación.

La Argentina cuenta con una extensa diversidad de climas, suelos, regímenes meteorológicos y características geomorfológicas, lo que le proporcionan una disímil concentración poblacional y amplia distribución de actividades económicas. El 75 % del territorio forma parte de la Diagonal Árida Sudamericana, que se extiende desde las costas del Sur del Ecuador y el Norte del Perú hasta el litoral patagónico. De esta manera se encuentra, por un lado, una Argentina árida y semiárida, de baja densidad poblacional y, por el otro, se halla la zona húmeda en la que se concentra la mayor proporción de población. Esto se corrobora en los datos extraídos del último Censo nacional 2022 y se ve reflejado en la Figura 3.24. A esto se añade la característica que Argentina es un país fuertemente urbano, con una tasa de urbanización (relación entre la población habitante en ciudades y la población total) que supera el 90 %. Casi la mitad de la población del país vive en los cinco conglomerados más grandes: Área Metropolitana de Buenos Aires, Gran Córdoba, Gran Rosario, Gran Mendoza y Gran La Plata.

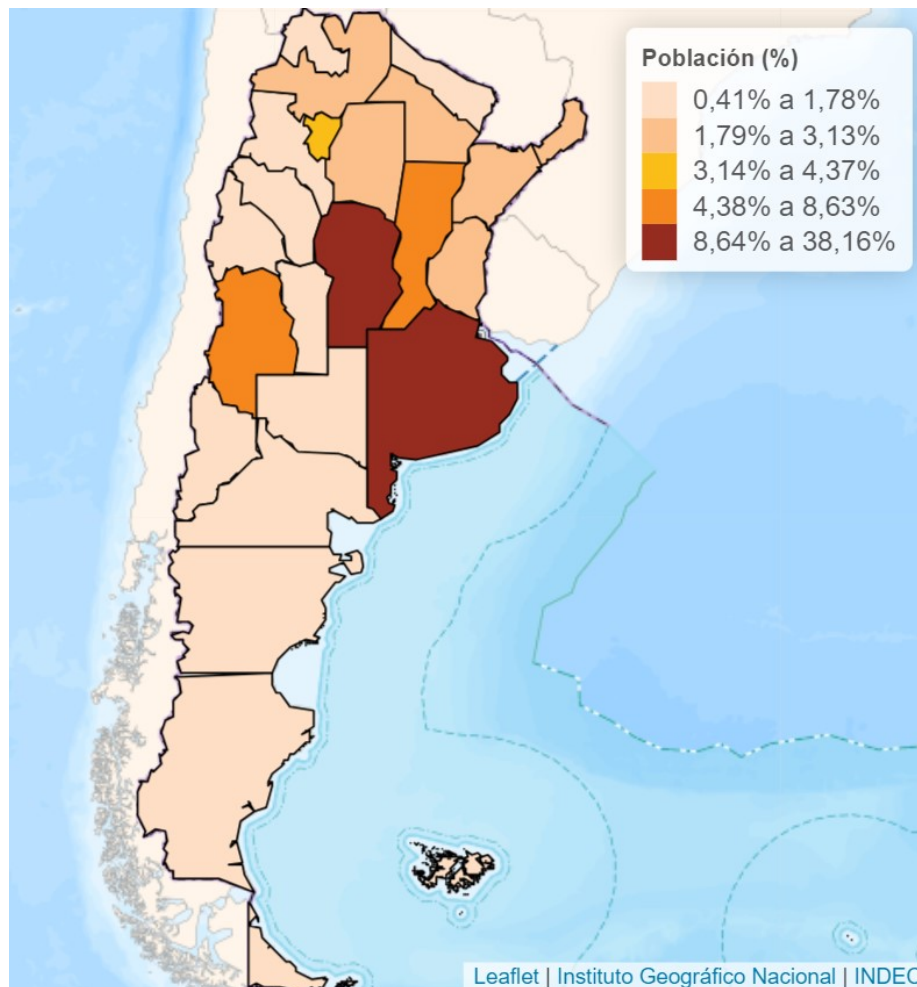


Figura 3.24: Distribución de la población por provincia respecto de la población total del país (INDEC, 2022).

Esta distribución despereja de la población a lo largo del territorio argentino, junto a la diversidad de condiciones climáticas, atmosféricas y geomorfológicas, hace que los escenarios y condiciones para el diseño y operación de un relleno sanitario varíen ampliamente entre un sitio y otro. Esto vale tanto desde el punto de vista técnico, como económico, ambiental, logístico, administrativo, etc.

3.4.3. Composición de los residuos sólidos urbanos en Argentina

Como se mencionó en la sección 3.4.1, ante la ausencia de data experimental de campo o laboratorio, se hará uso de la información disponible acerca de la composición de los RSU producidos en el país para establecer criterios de selección de los parámetros geotécnicos necesarios para el cálculo de estabilidad de taludes.

En el año 2010, se llevó adelante una revisión y actualización parcial de la ENGIRSU, a partir de la cual se publicó un reporte en el 2012. Este incluye datos estadísticos recopilados para cada provincia argentina acerca de la gestión, generación y calidad de los RSU. La Tabla 3.4 resume los datos correspondientes a la composición de RSU que se publicaron para cada provincia, en los casos donde esa información fue conseguida. La última columna de la tabla muestra el promedio a nivel nacional de cada tipo de material, ponderado por provincia según las toneladas de residuo generadas diariamente. La Figura 3.25 ilustra esta última columna.

Tabla 3.4: Composición porcentual en masa de RSU y generación total estimada en Argentina, por provincias (ENGIRSU, 2012).

COMPOSICIÓN RSU									
Provincia	Buenos Aires	CABA	Jujuy	La Pampa	Mendoza	Río Negro	Salta	Stgo. del Estero	PROM.
Desechos alimenticios	37,65 %	38,00 %	49,00 %	40,23 %	51,00 %	39,30 %	50,10 %	54,00 %	39,50 %
Medicamentos	0,01 %				0,10 %				0,008 %
Residuos peligrosos y patógenos		2,00 %		0,01 %		0,80 %			0,40 %
Residuos poda y jardín	12,74 %	4,00 %	4,00 %	2,46 %	12,00 %	7,50 %			9,96 %
M. construcción y demolición	2,59 %	2,00 %				1,60 %			2,10 %
Pañales descartables y apósitos	4,72 %	4,00 %	11,00 %	7,56 %	7,00 %	5,70 %			4,61 %
Textiles, madera	7,77 %		3,00 %	4,55 %	2,00 %	3,50 %	2,10 %		5,40 %
Metales	1,68 %	2,00 %	2,00 %	2,12 %	1,00 %	2,00 %	1,40 %	2,00 %	1,72 %
Vidrio	2,00 %	6,00 %	7,00 %	5,23 %	3,00 %	5,60 %	4,10 %	6,00 %	3,17 %
Plásticos	15,22 %	16,00 %	10,00 %	15,34 %	10,00 %	15,60 %	9,40 %	19,00 %	14,87 %
Papel y cartón	13,80 %	16,00 %	12,00 %	11,82 %	9,00 %	13,30 %	9,30 %	19,00 %	13,85 %
Residuos electrónicos	0,04 %					0,01 %			0,03 %
Misceláneos menores a 1"	1,57 %			10,68 %		4,79 %			1,22 %
Otros	0,21 %	10,00 %	2,00 %		5,00 %	0,20 %	23,60 %		3,18 %
Generación RSU [ton/día]	16.976	5.000	463	265	1.477	488	890	557	

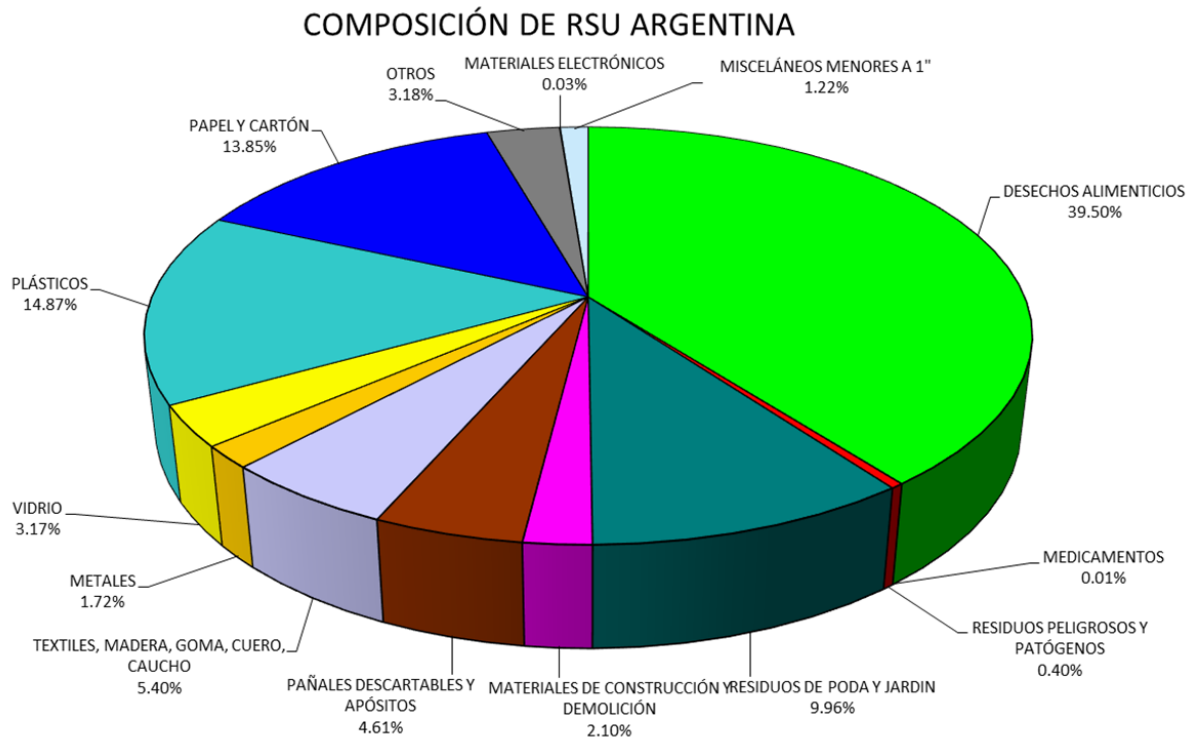


Figura 3.25: Composición porcentual en masa promedio de RSU en Argentina. Fuente: Elaboración propia.

A través de la tabla y gráfico precedentes se ve claramente que los residuos orgánicos (alimentos, residuos de poda, papel, cartón) conforman la mayor proporción de los desechos generados en el país. De acuerdo a la definición presentada en la sección 3.3.3, los RSU que se gestionan en Argentina califican como HKWC.

Consecuentemente, a la hora de modelar un relleno sanitario que opere en nuestro país, resulta adecuado considerar parámetros de diseño acordes al comportamiento exhibido por los residuos con alto contenido de materia orgánica, analizados en los distintos apartados de la sección 3.3.

4. Programa de trabajo

4.1. Introducción al capítulo

En el capítulo anterior se realizó una revisión bibliográfica del estado de conocimiento acerca de los parámetros geotécnicos involucrados en el cálculo de la estabilidad de taludes de un RS. Como se vio, varios investigadores han estudiado los RSU con el objetivo de caracterizarlos, evaluar su comportamiento y generar pautas de diseño tanto para su disposición tradicional en RS como para la aplicación de técnicas innovadoras tales como la inyección de fluidos.

Como conclusión general de lo analizado hasta ahora, se tiene que la alta dispersión en los resultados de mediciones in situ y en laboratorio, la fuerte heterogeneidad de los materiales, el efecto que ejerce el paso del tiempo sobre estos, y la falta de procedimientos estandarizadas para clasificar y caracterizar a los RSU, hace que se deba trabajar con una gran incertidumbre a la hora de seleccionar parámetros para el diseño y modelación de un RS.

La incertidumbre es una parte inevitable del diseño en ingeniería. Existen distintas herramientas, técnicas y prácticas que ayudan a mitigarla (campañas de investigación y de ensayos más exhaustivas o específicas, intervenir sobre los materiales o las técnicas constructivas), o, en su defecto, que ayudan a adaptar el diseño en consecuencia (reglas del arte, factores de seguridad, método LRFD). Para esto se requiere un gran esfuerzo técnico y científico, por lo que resulta importante saber, en primera instancia, cuáles son los factores que más incertidumbre generan en el diseño, a los efectos de destinar los recursos disponibles en trabajar sobre ellos.

Xu et al. (2012) realizaron un estudio donde evaluaron la variación en el tiempo del FoS de un talud hipotético de un RS en el cual se inyecta fluido a presión a través de una galería horizontal. Los autores plantearon una serie de escenarios de interés para evaluar la respuesta del FoS ante distintas situaciones o configuraciones posibles de generarse durante la operación de un RS:

- el taponamiento del LCRS;
- la generación de una capa de baja permeabilidad dentro del relleno que obstaculiza el drenaje por gravedad del fluido inyectado;
- la incidencia de colocar una capa de cobertura externa sobre el talud para prevenir la migración de líquidos hacia el exterior;
- la aplicación de distintos valores y patrones de presiones de inyección.

Los autores analizaron la incidencia de la acumulación de líquidos dentro del relleno en la evolución del FoS a lo largo del tiempo, y observaron cómo este respondía a los escenarios donde se daba una fuerte acumulación de fluido. A su vez, incluyeron un análisis de sensibilidad del FoS a algunos parámetros como: cohesión (c), ángulo de fricción interna (ϕ), conductividad hidráulica (k), anisotropía (k_x/k_y), pendiente del talud y peso unitario (γ). Los resultados arrojaron que el FoS es más sensible a los parámetros mecánicos y a la geometría del talud.

El presente trabajo busca complementar los resultados obtenidos por Xu et al. (2012), partiendo de su modelo base. El objetivo es conocer cuáles son los parámetros de diseño del RS que más influyen en su estabilidad, considerando aspectos más sofisticados en el modelo, tales como:

- la variabilidad espacial de algunos parámetros;
- la relación no lineal entre la resistencia al corte y la tensión normal;
- el comportamiento del material en condición no saturada.

Se espera que los nuevos aspectos analizados en este trabajo permitan reducir la incertidumbre en las distintas etapas del diseño, enfocándose en aquellos parámetros y factores más influyentes.

4.2. Definición del modelo

Para realizar los análisis enumerados al final de la sección anterior, se plantearon cuatro modelos diferentes. En cada uno de ellos se modificó la manera de modelar alguno de los parámetros del problema de estabilidad del talud, a los efectos de evaluar cómo afecta al resultado del modelo y obtener conclusiones acerca de aspectos importantes a tener en cuenta tanto en el diseño como en la construcción y operación de un RS. La Tabla 4.1 resume cada uno de los Modelos planteados, que se explican en las secciones que siguen.

Tabla 4.1: Resumen de los distintos Modelos planteados en el trabajo.

MODELOS	Parámetro de análisis	Descripción
Modelo A	Modelo base	Parámetros uniformes en la geometría.
Modelo B	Influencia del peso unitario dependiente de la profundidad	Incremento de peso unitario con la profundidad según curvas de compactación baja, típica y alta.
Modelo C	Influencia de la resistencia al corte no lineal	Implementación de envolvente no lineal de resistencia al corte con el nivel de presión efectiva.
Modelo D	Influencia de la resistencia al corte no saturada	Implementación de parámetro ϕ^b para considerar resistencia debida a la succión mátrica.

4.2.1. Modelo A - Modelo base

Como modelo de base para el estudio, denominado Modelo A, se emuló aquel utilizado por los autores citados en la sección precedente. Este está definido por los parámetros indicados en la Tabla 4.2 y la geometría esquematizada en la Figura 4.1.

Tabla 4.2: Tabla parámetros del modelo base.

Parámetros	Valor
Altura del relleno [m]	50
Pendiente del talud [-]	3:1
Elevación de la galería de inyección [m]	30
Distancia de la galería al talud [m]	30
Anisotropía en la conductividad (k_x/k_y) [-]	10
Peso unitario RSU (γ) [kN/m ³]	15
Cohesión RSU (c) [kPa]	15
Ángulo de fricción RSU (ϕ) [°]	35
Cohesión LCRS (c_{LCRS}) [kPa]	0
Ángulo de fricción LCRS (ϕ_{LCRS}) [°]	22

Se utilizaron los programas SEEP/W y SLOPE/W de Geo-Slope International para desarrollar el modelo. La inyección de fluido y el incremento de presiones de poros con el tiempo fueron modelados utilizando un análisis de flujo transitorio en SEEP/W, el cual realiza un cálculo por método de elementos finitos. El factor de seguridad fue calculado usando el método de equilibrio límite, a distintas instancias de tiempo, con el programa SLOPE/W. Este análisis se realizó con el método de Morgenstern-Price utilizando superficies de falla circulares que se definieron a partir de puntos de entrada y salida. Se optimizó la superficie crítica hasta obtener una diferencia entre FoS sucesivos de 1,0E-7.

La geometría 2D consiste en un talud de residuos sólidos urbanos apoyado sobre un terreno competente (fundación). Este último fue modelado como un material impermeable y de capacidad portante muy superior al relleno ("Bedrock"), a los efectos de evitar análisis de estabilidad por fallas que involucren la fundación. El relleno se modeló como un material "Saturado/No Saturado". Esta opción del software permite calcular el flujo del líquido tanto en las zonas saturadas como en las no saturadas, lo cual es necesario para poder simular la inyección y la evolución del contenido de humedad almacenada en el relleno con el paso del tiempo. Se necesita definir, entonces, una curva de retención del

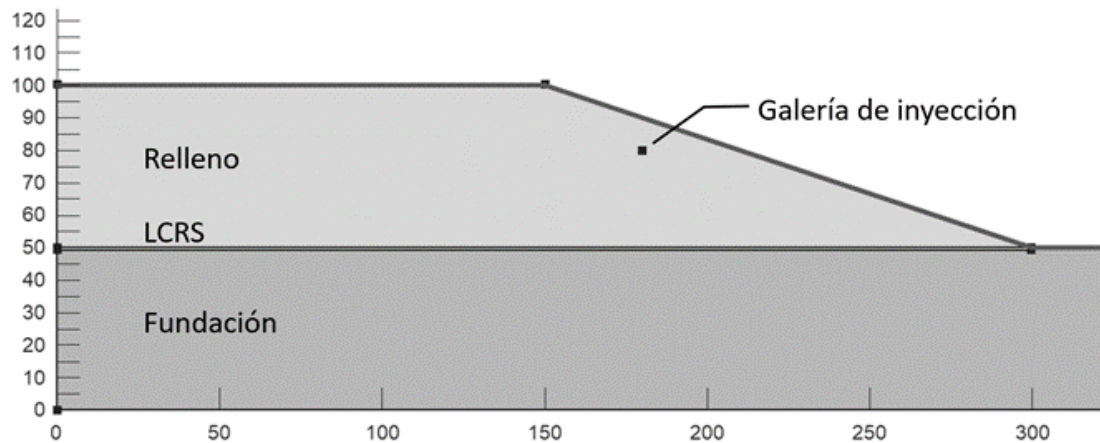


Figura 4.1: Esquema del modelo base. Se identifican las regiones: Relleno, Fundación, LCRS; y el punto representando la galería de inyección horizontal.

material (SWRC) que permita calcular la humedad en función de la succión mátrica, así como una función que defina la conductividad hidráulica en cada punto del material no saturado (como se discutió en la Sección 2.2.4). La SWRC empleada fue obtenida por Wu et al. (2012) para una muestra de 10 años, compuesta por material extraído de un RS en Pekín, China. Esta curva fue escogida debido a la similitud de resultados entre los alcanzados por Xu et al. (2012) y el caso base. De esta manera, es posible comparar los resultados, y así complementar los trabajos. La SWRC y la función de conductividad hidráulica con la succión están representadas en la Figura 4.2 (a) y (b) respectivamente. El ajuste utilizado para generar ambas curvas fue el propuesto por van Genuchten (1980), la formulación de la SWRC se presentó en la Ecuación 3.2, y los parámetros de ajuste están detallados en la Tabla 3.1. La Ecuación 4.1 describe la curva propuesta por el mismo autor para definir la variación de la conductividad hidráulica en el medio no saturado. En esta última ecuación, k_w es la conductividad hidráulica para un dado valor de succión mátrica y k_s es la conductividad hidráulica del material saturado. El modelo utiliza la ecuación 4.1 para definir la conductividad hidráulica en dirección horizontal (k_x). Se adoptó un valor de $k_s = 1 \cdot 10^{-4} \text{ cm/s}$, igual al valor de conductividad horizontal empleado por Xu et al. (2012).

$$k_w = k_s \frac{\left\{ 1 - (\alpha\psi)^{n-1} [1 + (\alpha\psi)^n]^{-m} \right\}^2}{[1 + (\alpha\psi)^n]^{m/2}} \quad (4.1)$$

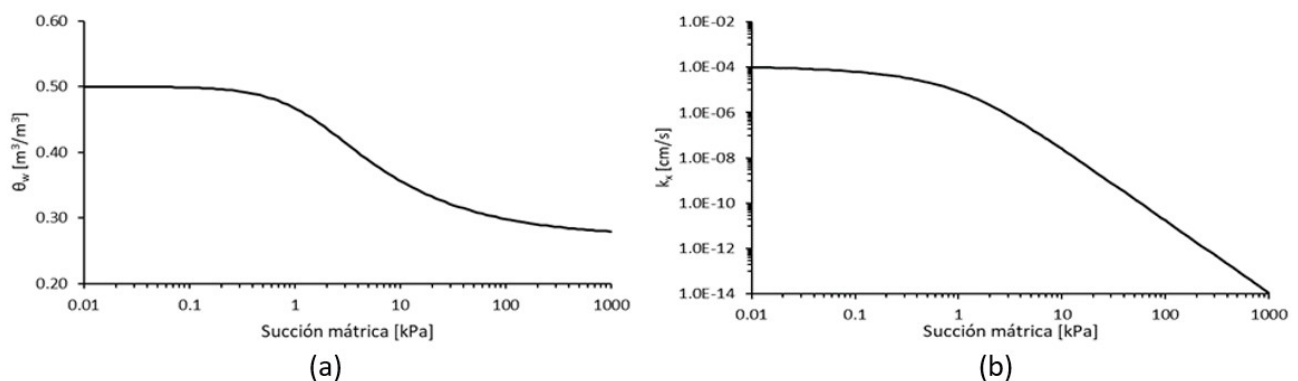


Figura 4.2: (a) Curva de retención y (b) función conductividad hidráulica no saturada empleadas en el modelo SEEP/W.

A través de la SWRC se definió el contenido inicial de humedad, imponiendo un campo de presiones de poros inicial. Se impuso una distribución uniforme de succión de aproximadamente 10 kPa, correspondiente a un contenido de humedad volumétrica del 36%. En este punto, el modelo difiere del analizado en la publicación de referencia, donde se usa una humedad volumétrica inicial del 15%. Dicho valor es excesivamente bajo, para cualquiera de las curvas

representadas en la Tabla 3.1.

Se definieron elementos cuadrados de 5 m de lado para la malla de elementos finitos. Se adoptó una densidad del lixiviado igual a la densidad del agua ($1g/cm^3$), dado que el valor de esta depende de la composición del lixiviado, y eso escapa al alcance de este trabajo.

Para el cálculo del FoS con SLOPE/W se asignó al relleno los parámetros γ , c y ϕ que se indican en la 4.2 con una distribución uniforme en todo el relleno.

Tal como se ve en la Figura 4.1, se dispone el LCRS entre el RS y la fundación, el cual se modela en SEEP/W como una capa drenante capaz de evacuar el líquido contenido en el RS. Para esto se definió una condición de borde de presión igual a cero a lo largo de la interfaz entre los residuos y el LCRS. En el SLOPE/W se le asignó a esta capa los parámetros γ_{LCRS} , c_{LCRS} y ϕ_{LCRS} , también indicados en la 4.2. Los valores de estos últimos dos parámetros fueron propuestos por los autores del estudio de referencia para simular la interfaz entre los residuos y los materiales subyacentes (manto drenante, geosintéticos).

La geometría, regiones, mallado y condiciones de borde descritas en los párrafos anteriores se muestran en la Figura 4.3. Con el modelo descrito, se determinó, para distintas instancias de tiempo, el campo de presiones de poros. Luego, en cada una de esas instancias, y con la correspondiente distribución de presiones obtenida, se calculó la FoS del talud mediante MEL.

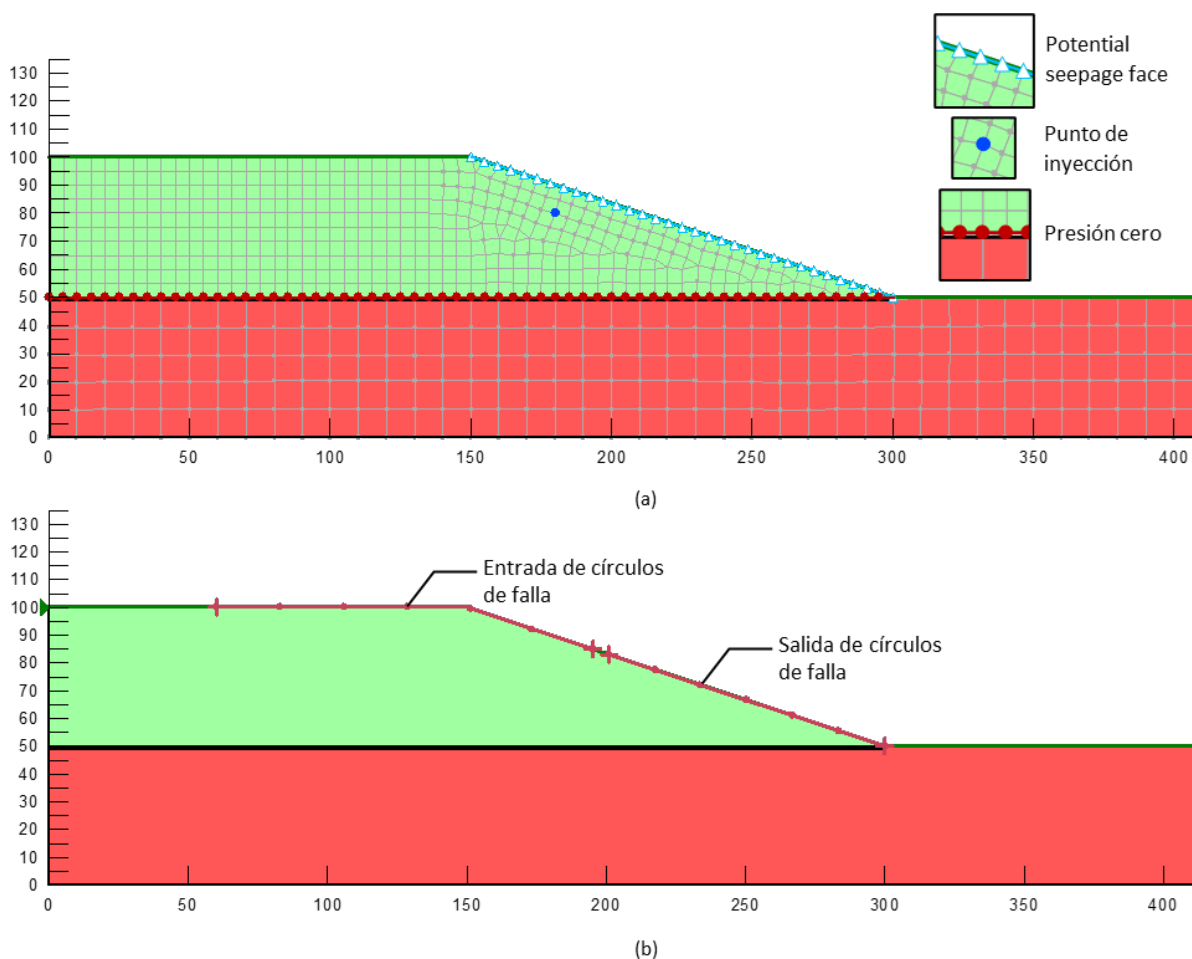


Figura 4.3: Geometría del modelo base. (a) condiciones de borde del modelo en SEEP/W y malla de elementos finitos; (b) entrada y salida de círculos de falla del modelo en SLOPE/W.

En la figura precedente se muestran, a su vez, las condiciones de borde aplicadas al modelo. Estas son, para el módulo SEEP/W: la condición de presión cero a lo largo de la interfaz relleno - LCRS; la definición de una "Potential seepage face" a lo largo de la superficie del talud, que impone una presión igual a la atmosférica sobre esa línea para modelarla como una superficie libre a través de la cual el fluido puede filtrar en caso de que el frente de saturación

toque el talud; y la presión de inyección en el punto correspondiente a la galería de inyección horizontal. Se utilizaron tres valores de presión de inyección: 49 kPa, 98 kPa y 147 kPa. Esta presión fue mantenida constante en el tiempo durante un período de 3000 días (8,22 años). Para el módulo SLOPE/W la condición de borde que se definió fueron los puntos de entrada y salida para los círculos de falla.

4.2.2. Modelos B, C y D - Modelos de análisis

El modelo base descrito en la sección anterior sirve como base de comparación del resto de los modelos de análisis planteados. Las características de estos se detallan en los párrafos subsiguientes y se resumen en la Tabla 4.1.

El Modelo B considera una variación del peso unitario del RS con la profundidad. Como se expuso en la Sección 3.3.2, el valor de γ , y cómo este varía con la profundidad dependen de diversos factores: características de los residuos y suelo presentes, grado de compactación, nivel de presiones, edad del relleno, entre otros. Para este modelo se utilizaron las tres curvas de ajuste propuestas por Zekkos et al. (2006), ilustradas en la Figura 4.4 y cuyos parámetros de ajuste se presentan en la Tabla 4.3. El modelo se corrió por triplicado y, en cada caso, se utilizó una curva diferente considerando la incidencia en el FoS a lo largo del tiempo de aplicar un grado de compactación bajo, típico o alto.

A pesar de que, como se comentó en la Sección 3.3.2, las curvas propuestas por Zekkos et al. (2006) no serían aplicables para el estudio de RS tipo bioreactor, se las empleó en este trabajo por ser una de las pocas herramientas difundidas para el análisis de RS. El aumento de la humedad, como ya se mencionó y se ilustró en la Figura 3.12, incide sobre el valor del peso unitario, haciéndolo crecer. Sin embargo, como en este caso ese incremento en el contenido de humedad se da por la inyección a presión, entrarían en juego efectos de cambio volumétrico que escapan al alcance de este trabajo.

En el Modelo C, se considera la resistencia al corte no lineal de la cual se habló en la Sección 3.3.6. Para modelar la resistencia al corte en este caso, se empleó la envolvente correspondiente a 10 % de deformación axial graficada en la Figura 3.20 dado que, según señalan Eid et al. (2000), este valor de deformación resulta compatible con la respuesta mecánica de los materiales geosintéticos en la interfase con el suelo de fundación.

Debido a que las envolventes propuestas por Stark and Huvaj (2008) no contienen datos más allá de los 400 kPa de esfuerzo normal, y que la información disponible para niveles de presión mayores es escasa, se estableció dicho valor como límite para el incremento de la resistencia al corte. La curva finalmente utilizada se muestra en la Figura 4.5.

El Modelo D contempla la resistencia al corte del material en condición no saturada. Si bien durante la inyección de fluido habrá sectores del relleno que se saturan, otras partes permanecerán no saturadas y con distintos niveles de succión. Se incorporó un ángulo $\phi^b = 17^\circ$ a los efectos de ampliar la envolvente de Mohr-Coulomb contemplando el aporte de resistencia de la succión mátrica. Al no existir datos en bibliografía acerca de ensayos donde se haya medido un ángulo ϕ^b en RSU, se adoptó un valor medio entre los obtenidos para diversos tipos de suelos finos (Fredlund and Rahardjo, 1993).

Tabla 4.3: Modelo B. Parámetros de ajuste de las curvas de peso unitario vs profundidad (Zekkos et al., 2006).

Grado de compactación	γ_i [kN/m ³]	β [m ⁴ /kN]	α [m ³ /kN]
Bajo	5	0,1	2
Típico	10	0,2	3
Alto	15	0,9	6

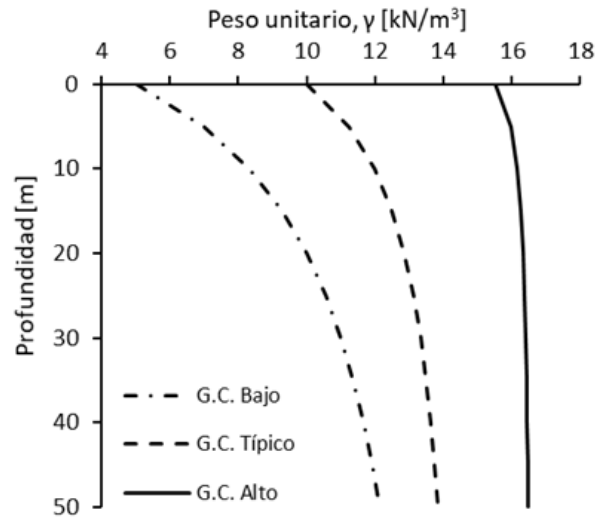


Figura 4.4: Modelo B. Curvas de distribución de peso unitario con la profundidad para niveles de compactación bajo, típico y alto empleadas en las distintas iteraciones.

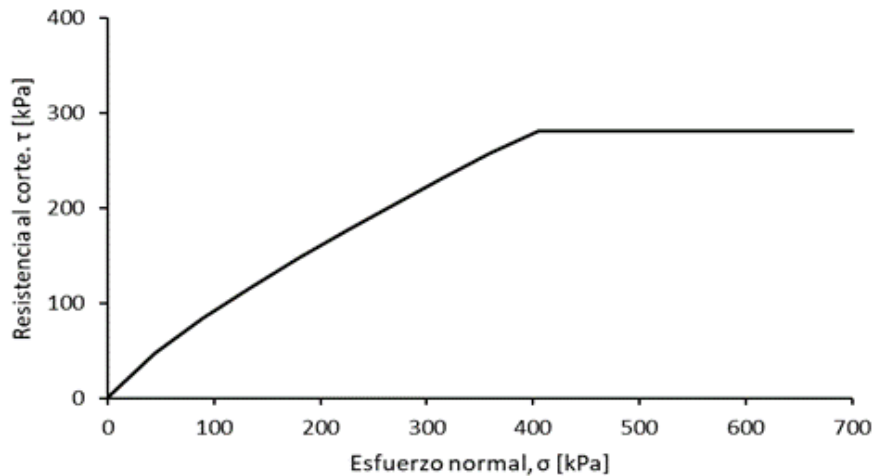


Figura 4.5: Modelo C. Envolvente de corte empleada.

4.3. Escenarios de estudio

Cada uno de los modelos que se describieron en la sección anterior fue estudiado en cuatro escenarios posibles durante la vida útil del RS: Escenario 0 (base), Escenario 1 (LCRS taponado) y Escenarios 2 y 3 (estratos de baja conductividad hidráulica en el cuerpo del RS). En la Tabla 4.4, se resumen los distintos Escenarios que se combinaron en este trabajo.

Tabla 4.4: Resumen de los distintos Escenarios planteados en el trabajo.

ESCENARIOS	Descripción	Modelación
Escenario 0	Escenario base	-
Escenario 1	LCRS obstruido	Eliminación de condición de borde presión nula en LCRS.
Escenario 2	Estrato de baja conductividad hidráulica - suelo de cobertura	Material interfaz de baja permeabilidad. Mismos parámetros de resistencia al corte que el RS.
Escenario 3	Estrato de baja conductividad hidráulica - materiales plásticos	Región con material de baja permeabilidad. Parámetros de resistencia al corte específicos.

El Escenario 0 corresponde a la geometría del talud de la Figura 4.1 funcionando en forma satisfactoria. Es análogo al empleado en el estudio que se utilizó como referencia, y sirve de base de comparación para el resto de los Escenarios.

El Escenario 1 plantea una condición de taponamiento del LCRS. Esta situación podría presentarse por un inadecuado diseño o incorrecta construcción del manto drenante. Para modelarlo, se eliminó la condición de borde de presión nula en la interfaz entre el relleno y el LCRS, dejando una capa de material modelado como "(none)", al cual el programa interpreta como un material sin capacidad de conducir fluido. De esta manera, se representa una condición de taponamiento total.

Los Escenarios 2 y 3 consideran la formación de un posible estrato de baja conductividad hidráulica ($1 \cdot 10^{-8} \text{ cm/s}$) que se interpone entre el punto de inyección y el LCRS. El estrato fue ubicado 5.0 m por debajo de la galería de inyección. Esta situación es común en rellenos sanitarios, y puede tener diferentes causas: la colocación de una cobertura diaria compuesta de un suelo de aporte compactado de baja conductividad hidráulica, o la presencia de ciertos tipos de residuos dispuestos de manera tal que generan una barrera al paso de los lixiviados (por ejemplo, materiales plásticos, como bolsas). Estas barreras hacen que los lixiviados se acumulen en un determinado sector y puedan migrar a los taludes del RS. Los modelos generados para simular estos escenarios se detallan a continuación, y se ilustran en las Figuras 4.6 (a) y (b).

Los dos últimos escenarios difieren en la definición de la resistencia al corte de la capa poco permeable. En el Escenario 2 el estrato representa una capa de suelo de aporte de baja conductividad. Si bien la resistencia al corte en las mezclas suelo-residuo es, en general, mayor cuanto mayor sea la proporción y calidad del suelo presente (Hossain and Haque, 2009), se adoptó una resistencia igual a la del RSU circundante, para trabajar con un valor mínimo conocido. Para esto, en el modelo de SLOPE/W se conservó la geometría del Escenario 0 (base), pero en el modelo SEEP/W se incorporó una línea horizontal en la posición del estrato a la que se le asignó la propiedad de material "Interfase". Este tipo material permite definir una conductividad hidráulica en dirección normal y tangencial a la línea sobre la que es asignado. Se adoptó como conductividad en dirección normal al estrato $1 \cdot 10^{-8} \text{ cm/s}$, y en dirección tangencial $1 \cdot 10^{-4} \text{ cm/s}$ (igual a la conductividad hidráulica de los residuos saturados).

En el Escenario 3, en cambio, se busca simular la segunda posible causa de aparición de mantos poco permeables mencionada como ejemplo en el párrafo precedente. Para este caso sí se consideró una reducción de la resistencia al corte: se asignó al estrato de baja conductividad hidráulica los mismos valores $c = 0$ y $\phi = 22^\circ$ que al LCRS. Estos valores buscan simular la interfaz entre los residuos y los elementos plásticos y también son acordes a la resistencia al corte medida sobre muestras en un estado con predominio de materiales plásticos (GeoSyntec Consultants, 2007; Hossain and Haque, 2009). Para ello, se definió al estrato como una región dispuesta como una franja horizontal de 50 cm de espesor a lo largo del RS. A esta región se le asignó un material con las propiedades de resistencia al corte ya mencionadas. En el modelo SEEP/W, al material en cuestión, se le definió un comportamiento "Saturated Only", el cual permite ignorar el efecto de la presión de poros en la conductividad hidráulica, dado que, de lo contrario, se obtendría una resistencia al flujo de lixiviados demasiado fuerte y poco realista para el tipo de materiales que se quiere simular. El valor de conductividad asignado es también $1 \cdot 10^{-8} \text{ cm/s}$. Pero, esta vez, se modeló como un material isotrópico, para que el flujo en dirección horizontal que pueda darse por presencia de esta barrera se desarrolle en la región representativa del RSU, y no en el estrato incorporado.

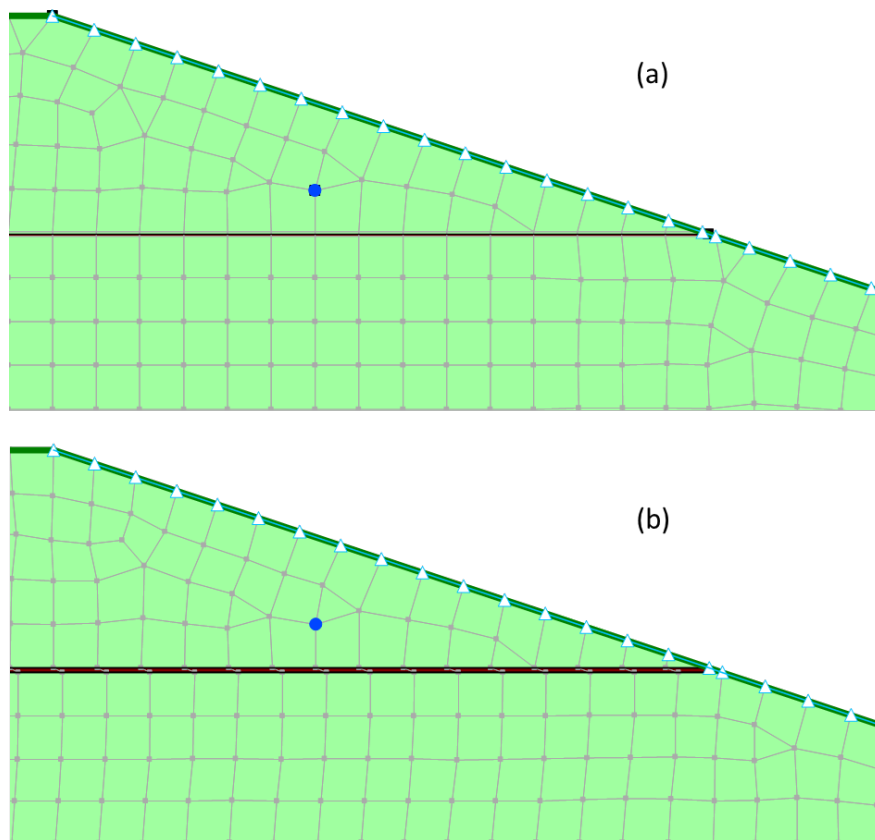


Figura 4.6: (a) Modelo generado para el Escenario 2 con estrato de baja conductividad modelado como material Interfase. (b) Modelo generado para el Escenario 3 con estrato de baja conductividad modelado como Región.

5. Análisis y discusión de resultados

5.1. Introducción al capítulo

En el presente capítulo se exponen los resultados obtenidos a partir de ejecutar los modelos descritos en el capítulo precedente. Se incorporan algunas gráficas y esquemas que acompañan e ilustran la información expuesta. A lo largo de esta sección, se observan algunas configuraciones que exceden límites de operación del RS. Esto implicaría, en la práctica real, que los inconvenientes, daños, o riesgos, se evidenciarían antes de que ocurra la falla del talud. No obstante, el objetivo del trabajo es analizar únicamente la respuesta del FoS a los factores de modelación que fueron seleccionados, en los Escenarios propuestos, independientemente de si supondrían la falla del relleno o no.

5.2. Modelo A - Resultados del modelo base

En primer lugar, se exponen los resultados del modelo análogo al empleado por Xu et al. (2012), que, como ya se mencionó, sirven como base de comparación para los análisis desarrollados más adelante.

Tal como se introdujo en la Sección 4.2.1, el cálculo del FoS del talud se realizó para distintas instancias de tiempo, utilizando las correspondientes distribuciones de presión de poros. La Figura 5.1 contiene los gráficos de FoS vs tiempo para cada uno de los cuatro escenarios de análisis, calculados sobre el Modelo A, para cada presión de inyección. En los gráficos se señalan las ordenadas correspondientes a un FoS de 1,50 (línea naranja) y 1,30 (línea roja). Se tomaron estos valores de FoS como referencia, ya que se emplean para la verificación de la estabilidad a largo plazo de taludes de presas de materiales sueltos (USACE, 2003). De esta manera se diferencia en el gráfico valores de FoS correspondientes a una configuración estable (FoS > 1,50), marginalmente estable, o inestable (FoS < 1,30).

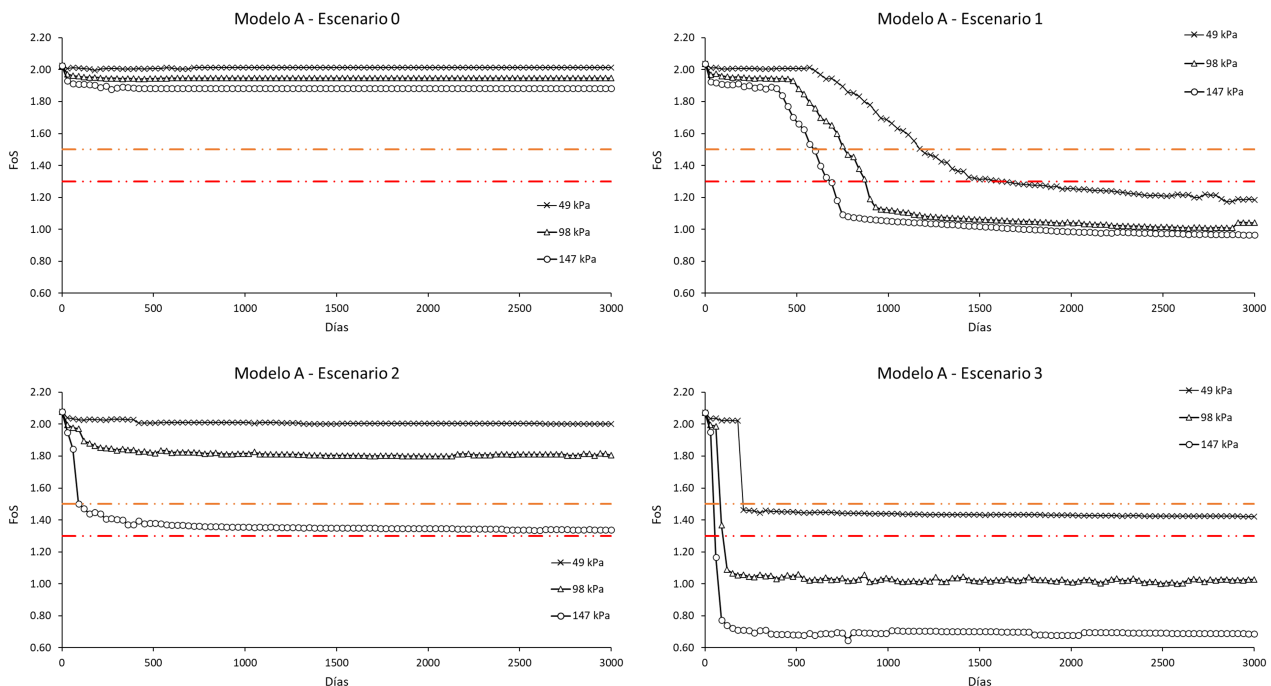


Figura 5.1: Modelo A. Gráficos de FoS en función del tiempo obtenidos para cada escenario de estudio.

A continuación, se hace una breve descripción de los resultados obtenidos para cada escenario.

5.2.1. Escenario 0 - Base

Las Figuras 5.2 y 5.3 muestran algunos de los resultados obtenidos para el Modelo A (modelo base), en el Escenario 0 (escenario base). La primera figura ilustra la distribución de presiones de poros y los vectores velocidad de flujo obtenidos para distintas instancias de tiempo con una presión de inyección de 49 kPa. Se aprecia cómo el líquido inyectado produce la acumulación de presiones de poros, a la vez que fluye por gravedad hacia el LCRS. La segunda figura muestra, resaltada en blanco, la cuña de falla crítica (FoS mínimo) para $t = 3000$ días, para cada presión de inyección. El contorno en línea azul punteada encierra la zona saturada de fluido. En todos los casos, la cuña de falla crítica atraviesa toda la altura del talud y recorre la interfaz entre el relleno y la LCRS. Este resultado es el esperado, por tratarse esa interfaz de una superficie débil de la geometría del relleno, y coincide con los resultados obtenidos en la publicación de referencia. La forma no circular de las cuñas de deslizamiento se deben a la optimización del resultado que realiza el software.

La Figura 5.3 incluye, también, un mapa de colores indicando la distribución del FoS para distintas porciones del talud, basado en todas las cuñas de falla planteadas.

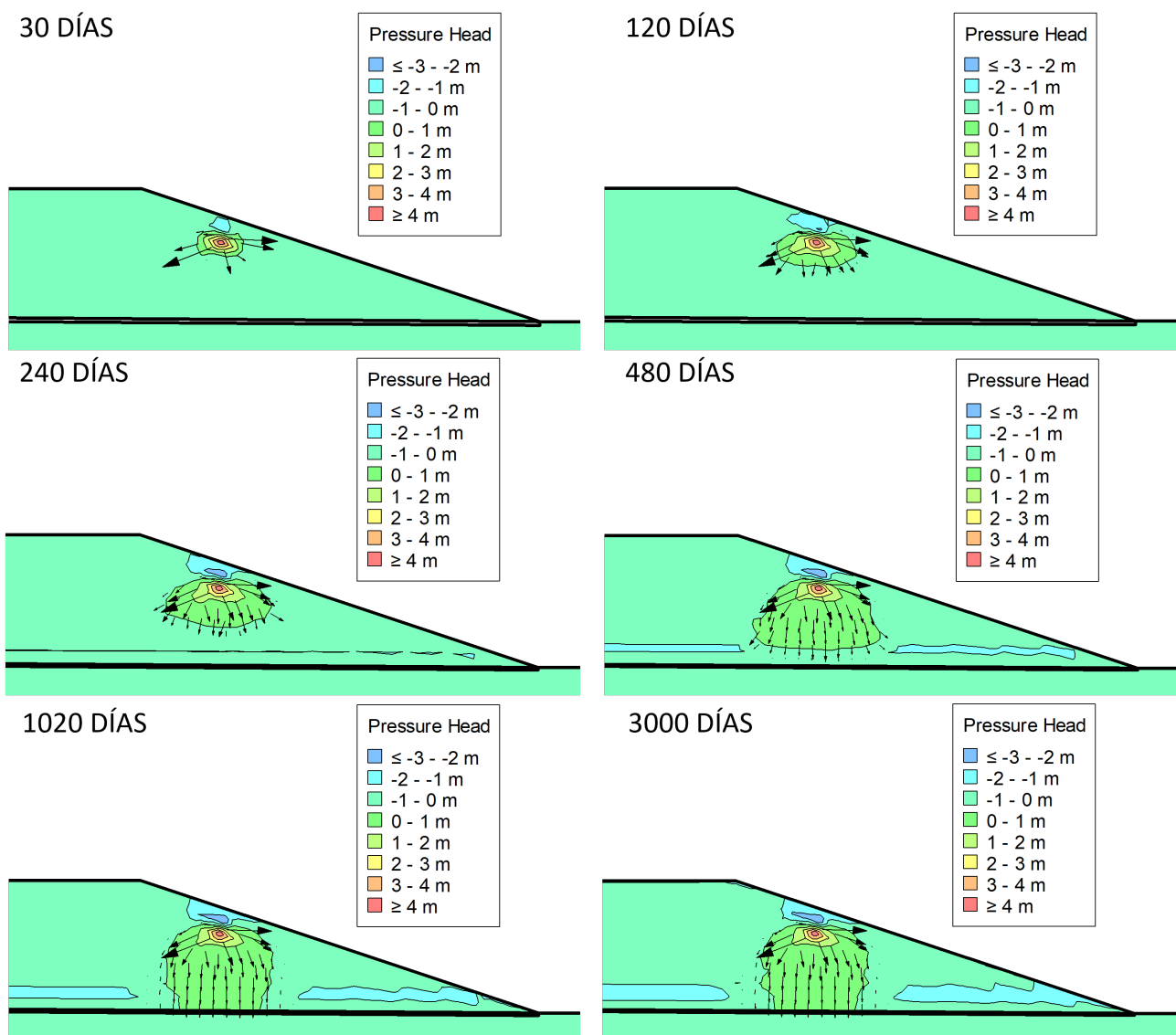


Figura 5.2: Modelo A, Escenario 0, presión de inyección 49 kPa. Distribución de presiones de poros para distintas instancias de tiempo.

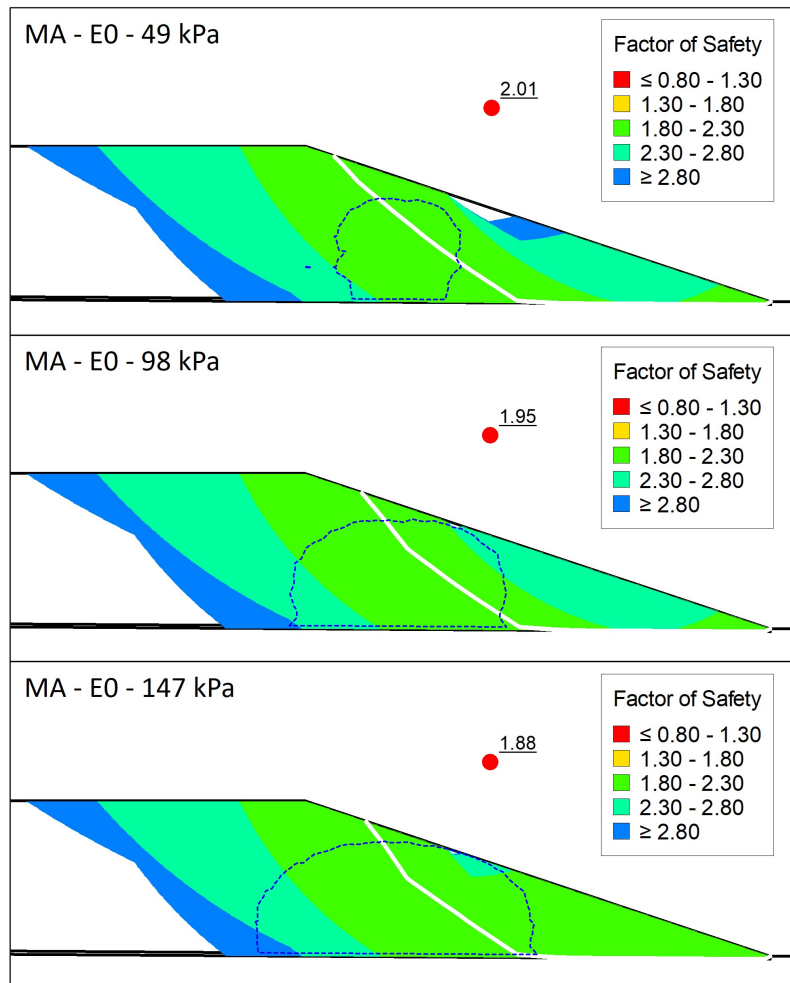


Figura 5.3: Modelo A, Escenario 0. Resultado del cálculo de estabilidad de taludes para $t = 3000$ días.

5.2.2. Escenario 1 - LCRS obstruido

Debido a la obstrucción del LCRS, se produce la acumulación de lixiviado en el fondo del relleno, lo que incrementa las presiones de poros en dicha región. Esta acumulación de líquido en el fondo produce el descenso acelerado del FoS que se aprecia en las curvas del Escenario 1 graficadas en la Figura 5.1. Las Figuras 5.4 y 5.5 incluyen esquemas análogos a los mostrados para el Escenario 0.

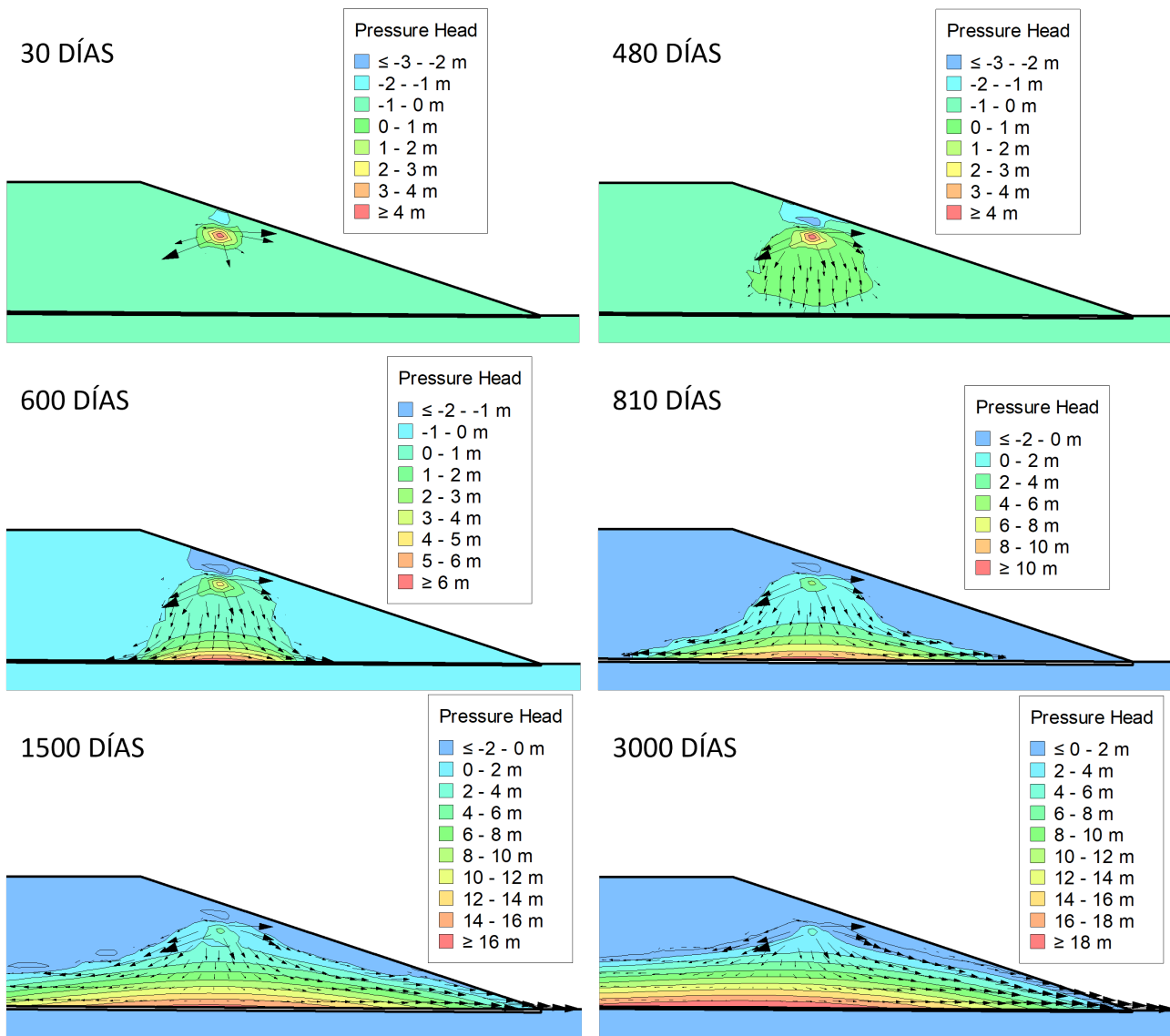


Figura 5.4: Modelo A, Escenario 1, presión de inyección 49 kPa. Distribución de presiones de poros para distintas instancias de tiempo.

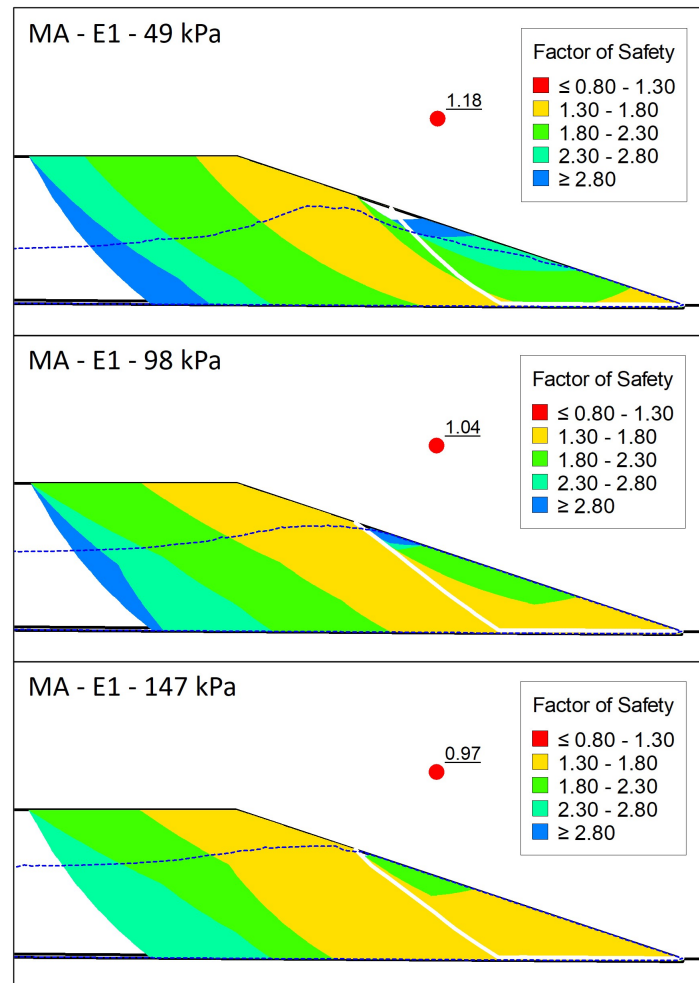


Figura 5.5: Modelo A, Escenario 1. Resultado del cálculo de estabilidad de taludes para $t = 3000$ días.

Se puede apreciar en la Figura 5.4 la fuerte acumulación de presiones en el fondo del relleno. Naturalmente, este nivel de carga hidráulica sobre el LCRS está totalmente fuera de los valores máximos permitidos: típicamente, 0,30 m (Townsend et al., 2015).

5.2.3. Escenarios 2 y 3 - Estrato de baja conductividad hidráulica

A continuación, se exponen los resultados de los Escenarios 2 y 3. La Figura 5.6 muestra la distribución de presiones de poros para distintas instancias de tiempo del Escenario 2, en el cual el estrato impermeable está compuesto por suelo de cobertura de baja conductividad. La presencia de esta barrera genera una migración del líquido en dirección horizontal, el cual termina filtrando por la superficie del talud. Las presiones neutras acumuladas en el Escenario 3 tuvieron una distribución casi idéntica; no obstante, la respuesta del FoS resultó fuertemente sensible a las características de los materiales que conforman la barrera hidráulica, como era de esperarse.

En las curvas de la Figura 5.1 se observa que, aún con la importante acumulación de presiones neutras, la evolución del FoS a lo largo del tiempo en el Escenario 2 no difirió tanto del escenario base (Escenario 0) para las presiones de inyección de 49 y 98 kPa. No así para el caso de una presión de inyección de 147 kPa. Los valores de FoS obtenidos en el Escenario 3, en cambio, fueron los más bajos de los cuatro escenarios.

En la Figura 5.7 se observan algunas de las cuñas de falla críticas generadas en estos escenarios.

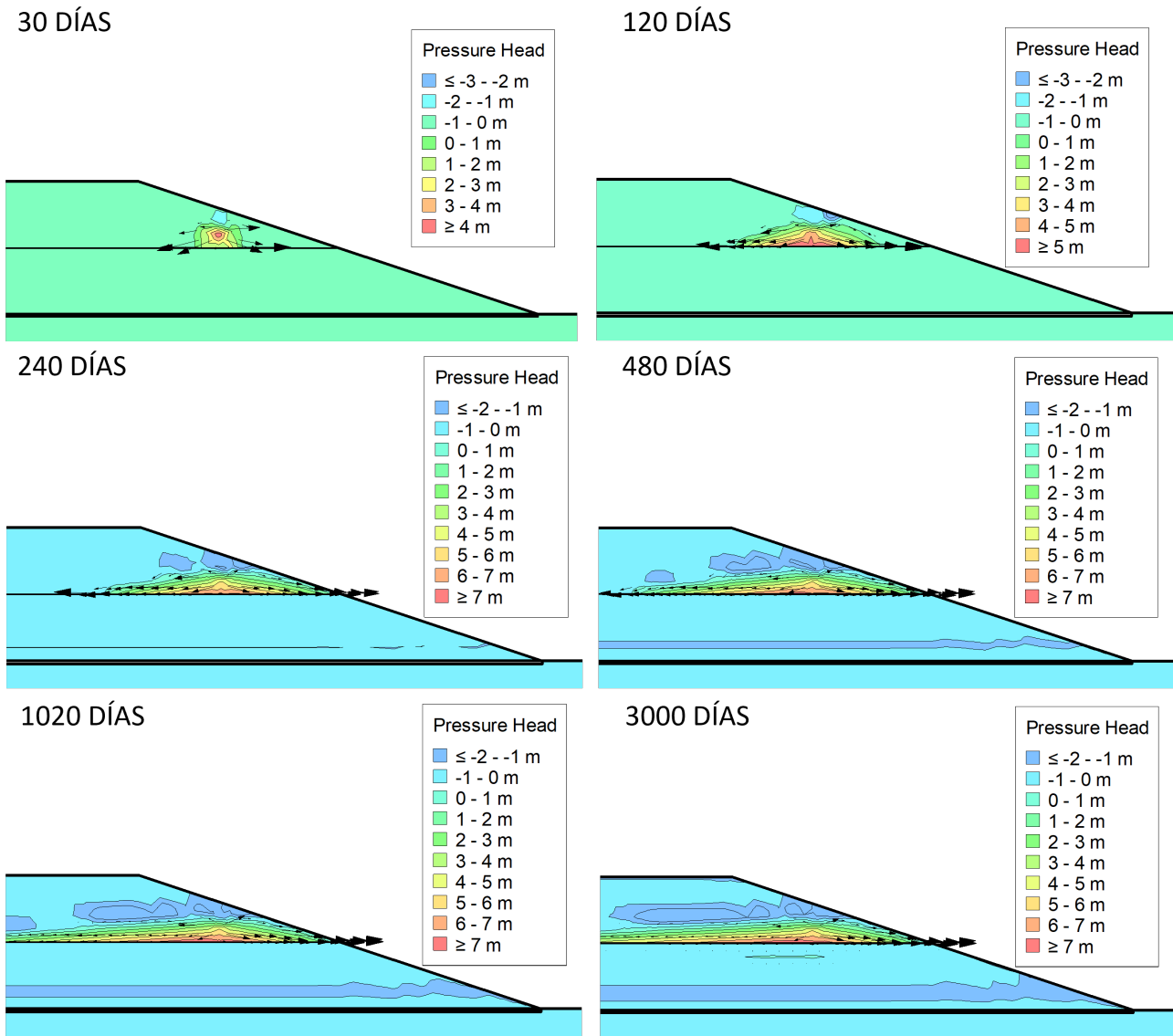


Figura 5.6: Modelo A, Escenario 2, presión de inyección 49 kPa. Distribución de presiones de poros para distintas instancias de tiempo.

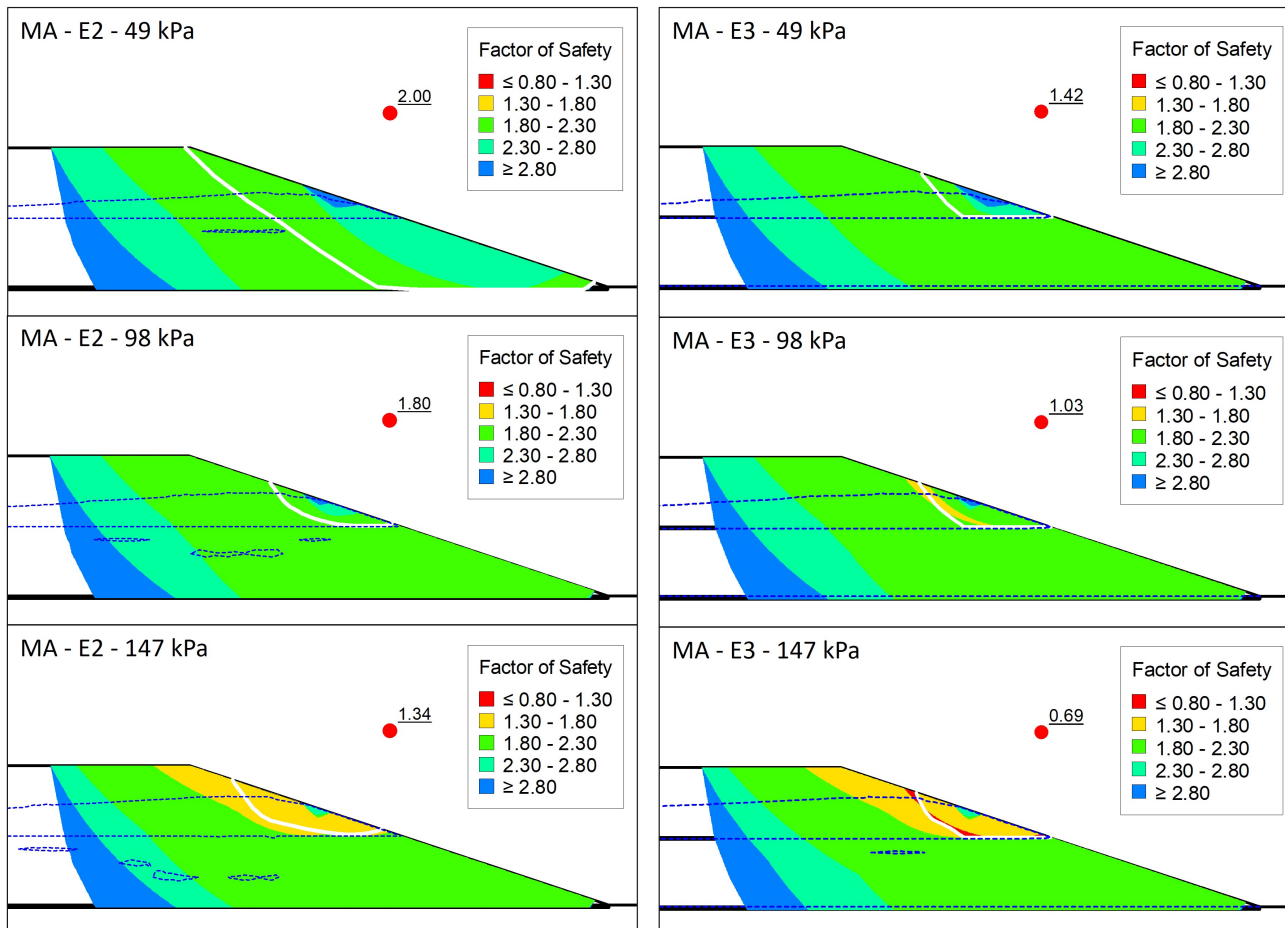


Figura 5.7: Modelo A, Escenarios 2 y 3. Resultado del cálculo de estabilidad de taludes para $t = 3000$ días.

La acumulación de presiones neutras en la región intermedia del talud genera que las superficies de deslizamiento tiendan a desarrollarse por encima del estrato de baja conductividad. En el caso del escenario 2, vemos en los esquemas de la columna izquierda de la Figura 5.7, que esto sucede para los casos de presiones de inyección de 98 y 147 kPa, luego de 3000 días. En los esquemas de la columna derecha, en cambio, correspondientes al Escenario 3, se ve que todas las cuñas pasan por el estrato impermeable y son paralelas a este. Los resultados tienen sentido, y permiten diferenciar cómo en el Escenario 2, donde el estrato intermedio tiene las mismas propiedades de resistencia al corte que el resto del relleno, la falla está dominada por la acumulación de presiones neutras, mientras que en el Escenario 3, domina la baja resistencia al corte de los materiales plásticos que se simularon.

Las distribuciones de presiones que se observan en la Figura 5.6, junto con la representación de los vectores de flujo que acompañan, dejan en evidencia que en los escenarios simulados, estaría ocurriendo una filtración de lixiviado a través de la superficie del talud. Como se mencionó en secciones anteriores, esto no es un escenario deseable, y comprende una condición de diseño a ser tenida en cuenta para el correcto funcionamiento y operación de un RS.

5.3. Modelos B, C y D - Resultados de los modelos de análisis

5.3.1. Influencia del peso unitario dependiente de la profundidad

En el Modelo B se trabajó con tres curvas de γ vs profundidad, correspondientes a distintos grados de compactación, para estudiar la sensibilidad del FoS a este parámetro y analizar la incidencia de incorporar en el modelo físico del relleno una distribución variable del peso unitario.

En las Figuras 5.8 a 5.11 se muestra cómo varía el FoS a lo largo de de los 3.000 días de inyección de fluido, con cada valor de presión, y para los distintos grados de compactación (GC) ilustrados en la Figura 4.4. En cada gráfico se incorpora el FoS obtenido en el Modelo A para el Escenario correspondiente, a fin de poder hacer la comparación con el modelo base. Se presenta la información por duplicado, alternando la variable de referencia, con el objetivo de poder analizar más ordenadamente la respuesta del FoS a cada factor analizado.

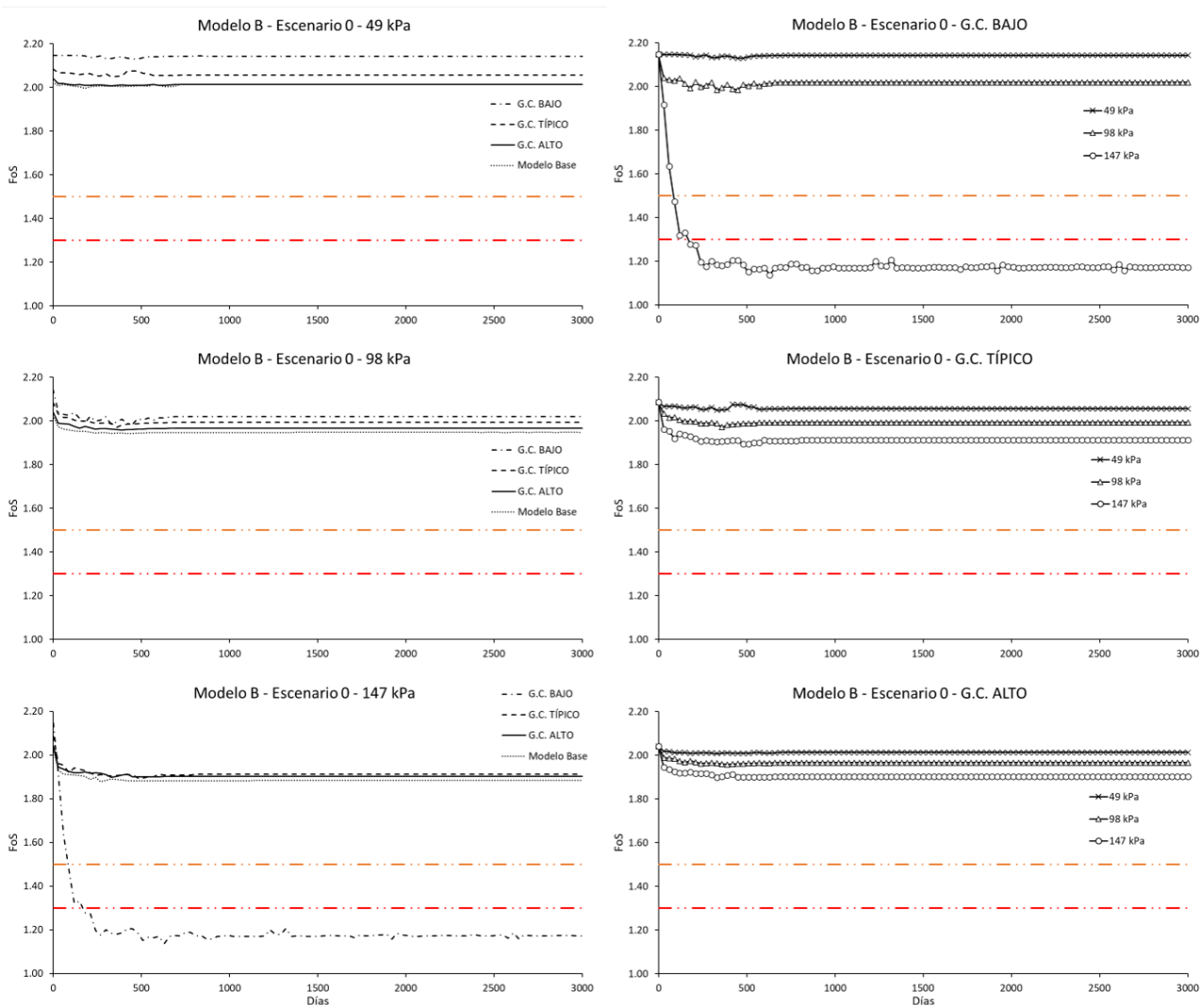


Figura 5.8: Modelo B, Escenario 0. Izquierda: FoS en función del grado de compactación para cada presión de inyección. Derecha: FoS en función de la presión de inyección para cada grado de compactación. Gráficos de FoS en función del tiempo.

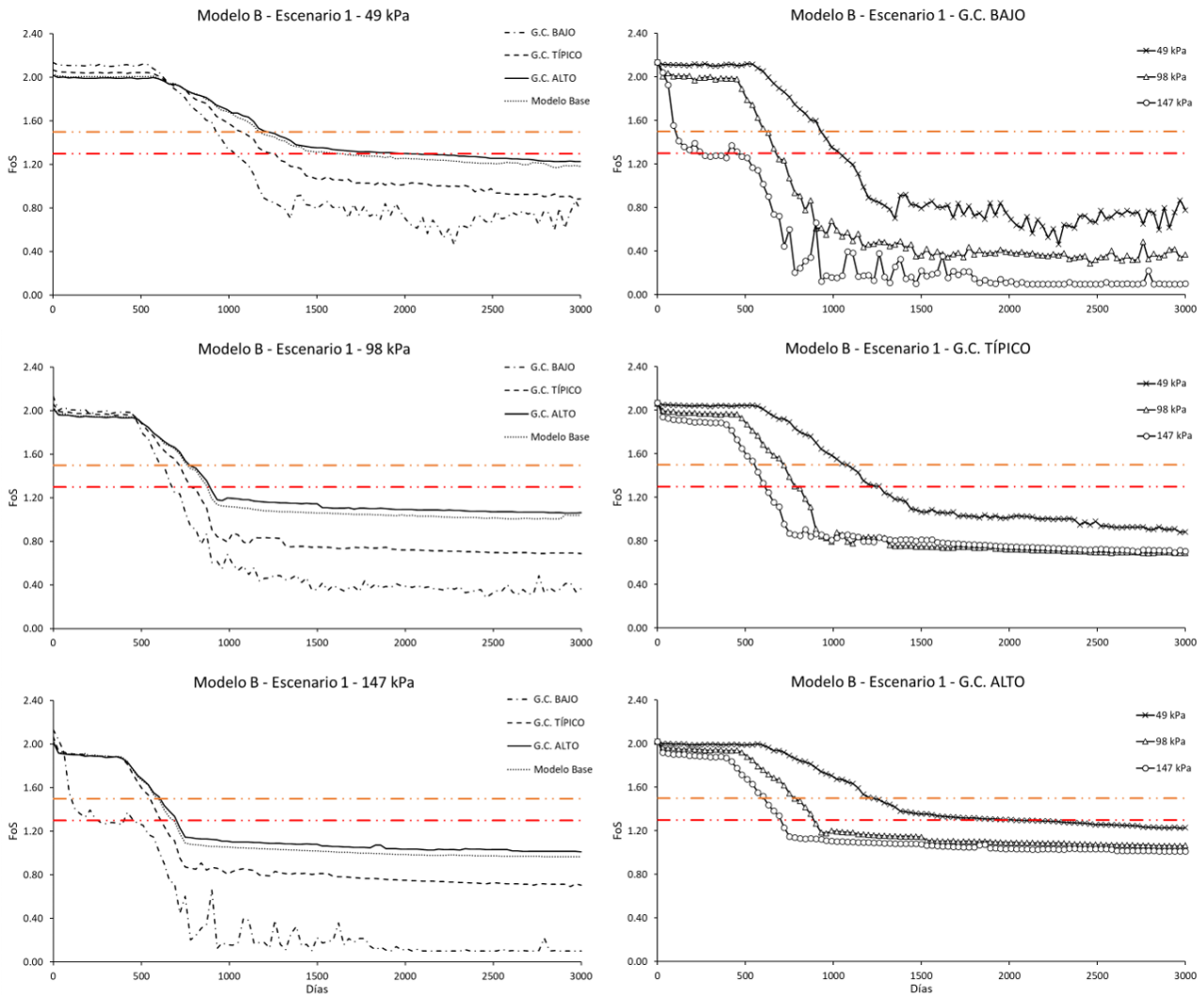


Figura 5.9: Modelo B, Escenario 1. Izquierda: FoS en función del grado de compactación para cada presión de inyección. Derecha: FoS en función de la presión de inyección para cada grado de compactación. Gráficos de FoS en función del tiempo.

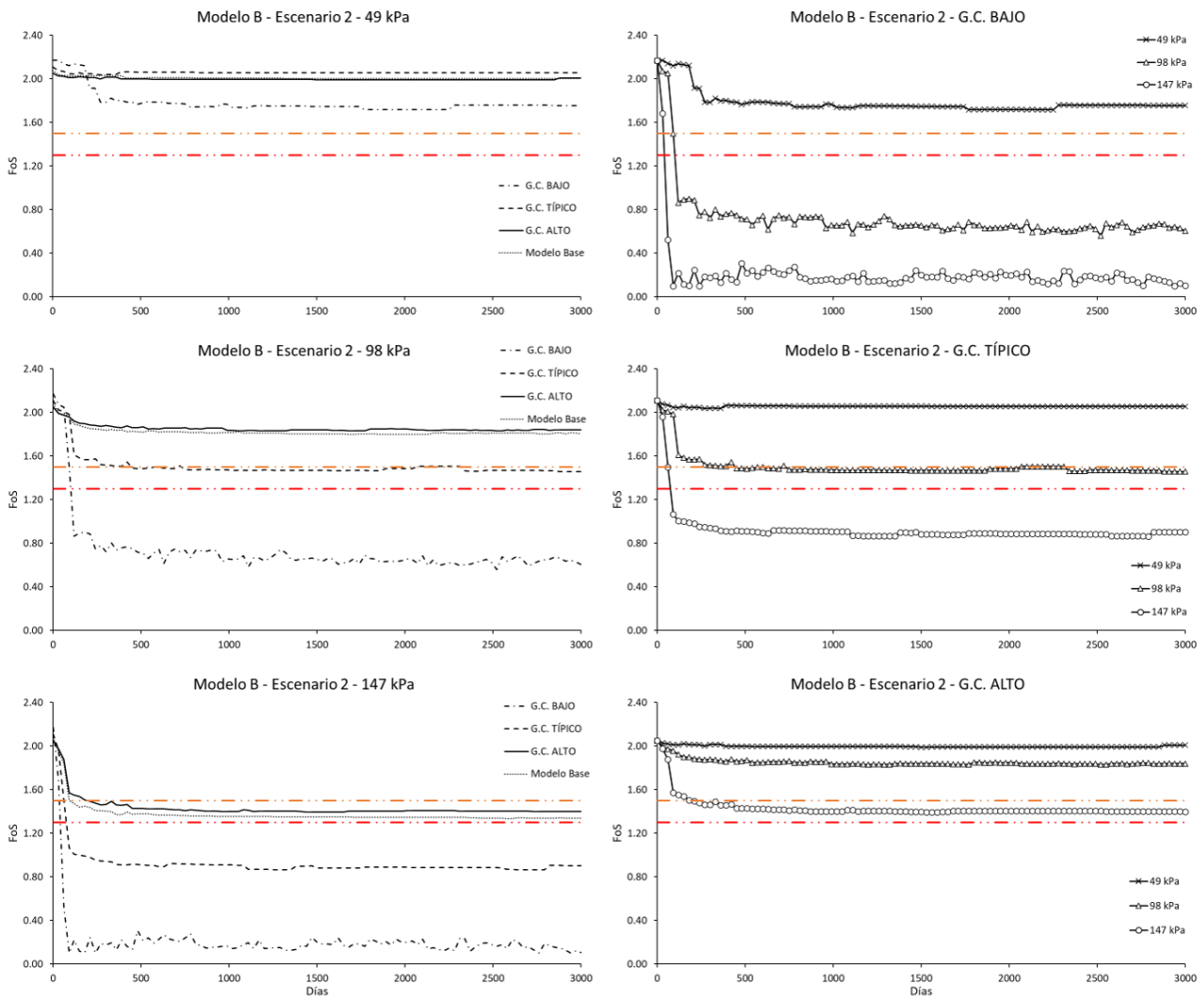


Figura 5.10: Modelo B, Escenario 2. Izquierda: FoS en función del grado de compactación para cada presión de inyección. Derecha: FoS en función de la presión de inyección para cada grado de compactación. Gráficos de FoS en función del tiempo.

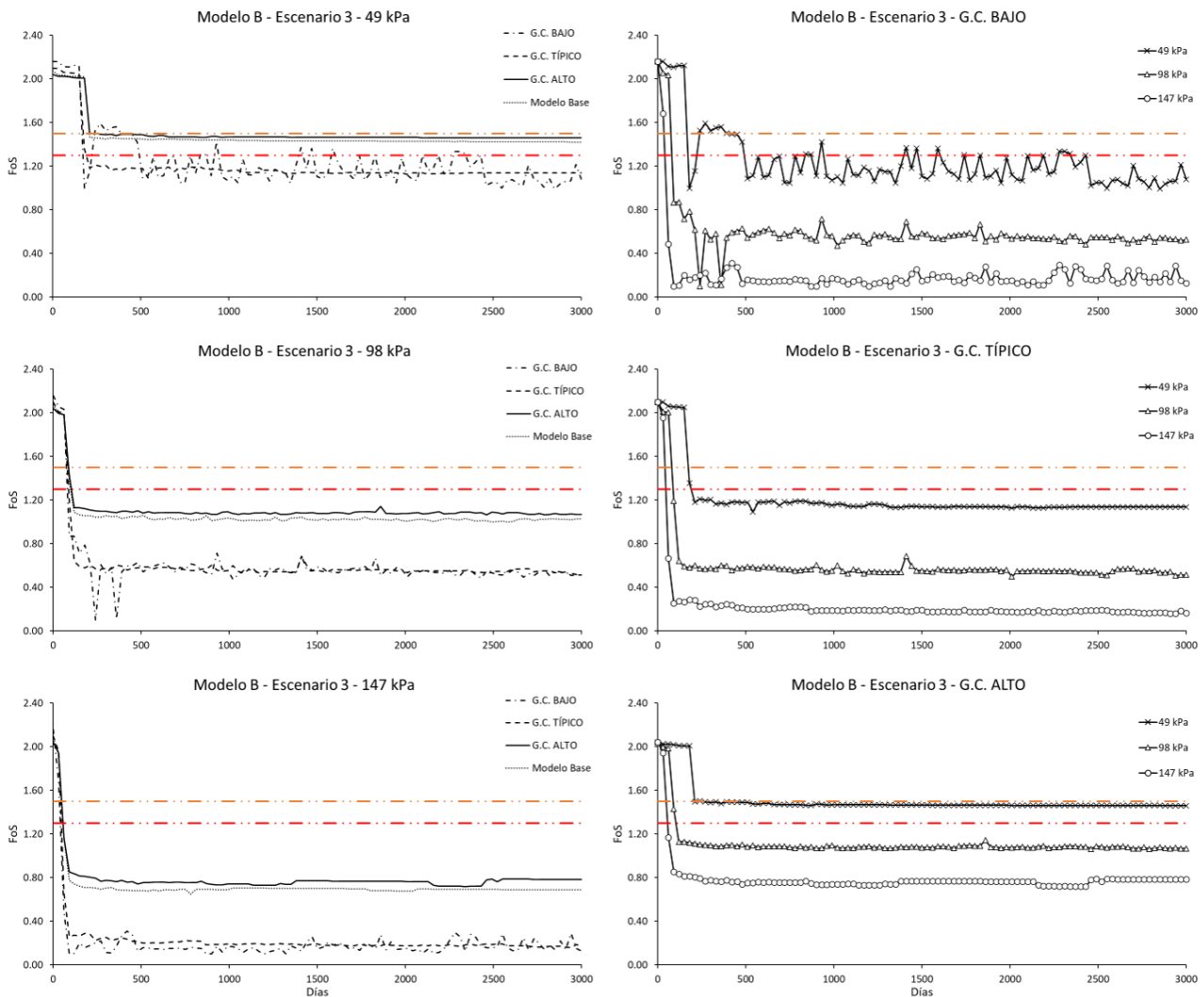


Figura 5.11: Modelo B, Escenario 3. Izquierda: FoS en función del grado de compactación para cada presión de inyección. Derecha: FoS en función de la presión de inyección para cada grado de compactación. Gráficos de FoS en función del tiempo.

En el Escenario 0, las curvas de FoS vs tiempo obtenidas para cada GC resultan similares a la curva obtenida en el Modelo A e incluso presentan un FoS mayor o igual al del modelo base para presiones de inyección de 49 o 98 kPa. En general, para todos los escenarios, las curvas de GC alto, se mantienen similares a las del modelo base; esto es gracias a que la función peso unitario vs profundidad correspondiente tiene un valor inicial (γ_i) apenas mayor al γ del modelo base y, adicionalmente, la curva es relativamente constante con la profundidad.

Para la presión de 147 kPa, en cambio, la modelación correspondiente a un GC bajo experimenta una fuerte caída del FoS. Este efecto es, en general, razonable. Como se mencionó en secciones anteriores, el valor de γ incide tanto en las cargas desestabilizantes como en las estabilizantes. En el segundo caso, el peso unitario se traduce en presión σ que aporta resistencia por fricción al convertirla en presión efectiva ($\sigma' = \sigma - u_w$). Cuando la presión neutra (u_w) crece, el efecto estabilizante del peso unitario se reduce por la pérdida de presión efectiva, y el FoS cae.

Particularmente para el caso de la modelación con 147 kPa de presión de inyección y un GC bajo, se observó que las cuñas de falla ocurrieron en el sector alto del talud, por encima del punto de inyección. En la Figura 5.12 puede verse la comparación de las cuñas de falla para cada presión de inyección. Con el valor máximo de presión del fluido, la zona de mayor criticidad se concentra en la parte superior del talud, donde la baja carga vertical (en comparación a la producida en cuñas potenciales más profundas), sumado a la alta presión de poros, reduce las presiones efectivas y resulta en un bajo FoS.

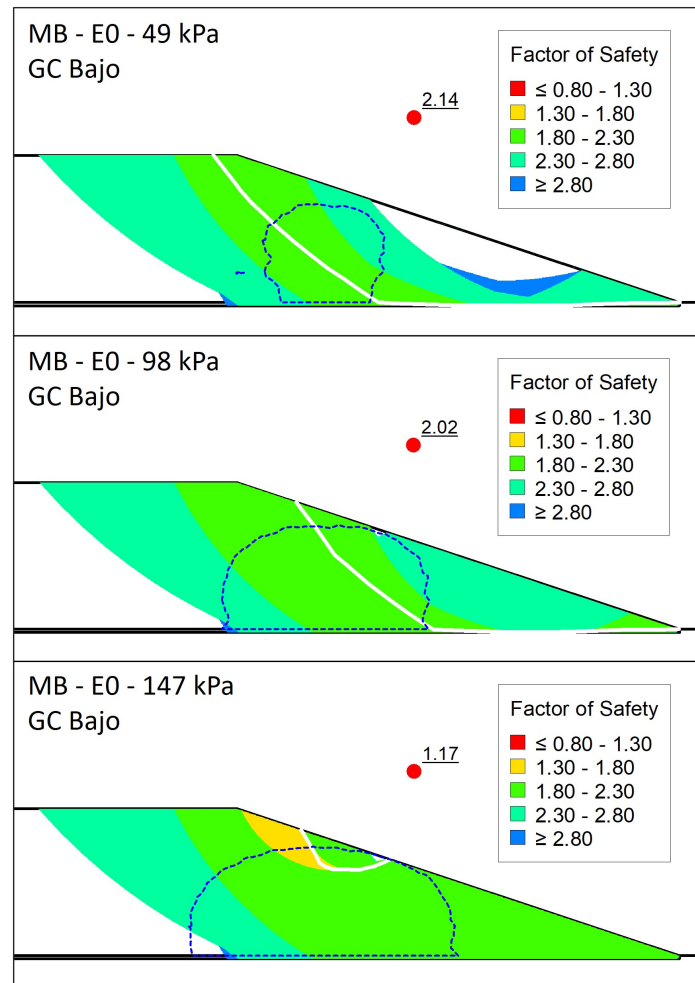


Figura 5.12: Modelo B, Escenario 1, grado de compactación bajo. Resultado del cálculo de estabilidad de taludes para $t = 3000$ días.

Los Escenarios 1, 2 y 3 también mostraron comportamientos similares a los obtenidos en el Modelo A, con la correspondiente reducción esperada del FoS para los grados de compactación más bajos, como ya se explicó. Nuevamente, se apreciaron particularidades para los casos de menores grados de compactación, analizadas a continuación e ilustradas en las Figuras 5.13 y 5.14.

En el Escenario 1, para grados de compactación típico y bajo con presión de inyección de 147 kPa, la superficie de deslizamiento crítico es relativamente poco profunda y se desarrolla casi paralela al talud. Esto está en línea con el análisis realizado dos párrafos atrás.

En los Escenarios 1 y 3 se obtuvo en algunos casos, para un GC bajo, que la falla se da por el relleno. Es decir, las cuñas con los FoS más críticos no atraviesan o no pasan por las regiones de baja resistencia al corte (LCRS o estrato de baja conductividad, respectivamente), lo que indica que, en este caso, dominó la presión de poros en la desestabilización del talud. Esto sugiere que, si la compactación de los residuos es deficiente, la acumulación de sobrepresiones en los poros resulta tan dañina como lo sería la presencia un estrato muy débil en condiciones de compactación típica o alta. A su vez, se observa en las curvas correspondientes a estos Escenarios en las Figuras 5.9 y 5.11, que el valor del FoS presenta un comportamiento muy errático en el caso de GC bajo. No se logra distinguir una relación cierta entre esta erraticidad y la forma de la cuña de falla, si esta pasa o no por el LCRS, o la forma o extensión de la región saturada.

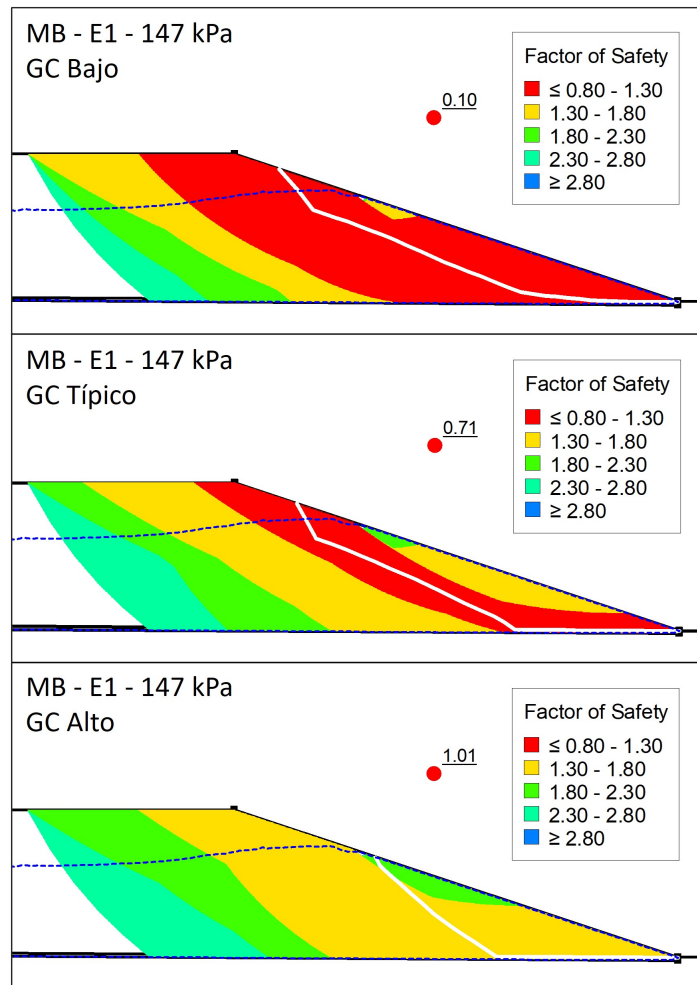


Figura 5.13: Modelo B, Escenario 1, 147 kPa de presión de inyección. Resultado del cálculo de estabilidad de taludes para $t = 3000$ días.

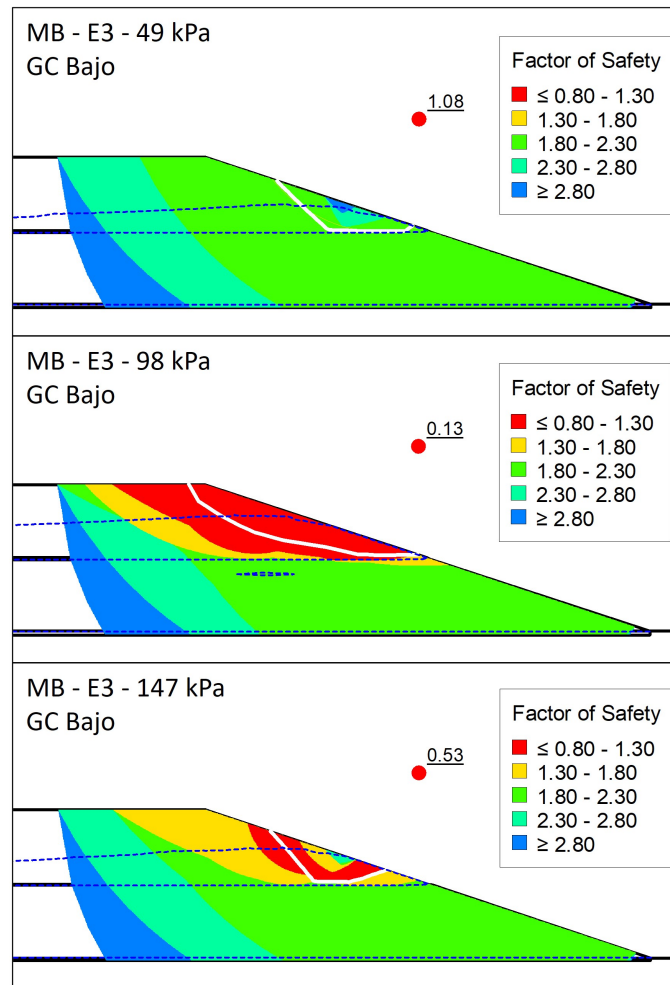


Figura 5.14: Modelo B, Escenario 3, grado de compactación bajo. Resultado del cálculo de estabilidad de taludes para $t = 3000$ días.

5.3.2. Influencia de la resistencia al corte no lineal

En el modelo C se estudió la incidencia de considerar el comportamiento no lineal de la resistencia al corte de los RSU. Para ello, se empleó la envolvente de falla ilustrada en la Figura 4.5.

En las Figuras 5.15 y 5.16 se muestra cómo varía el FoS a lo largo de de los 3.000 días de inyección de fluido a cada valor de presión para los modelos C y D. En cada gráfico se incorpora el FoS obtenido en el Modelo A para el Escenario correspondiente, a fin de poder hacer la comparación con el modelo base.

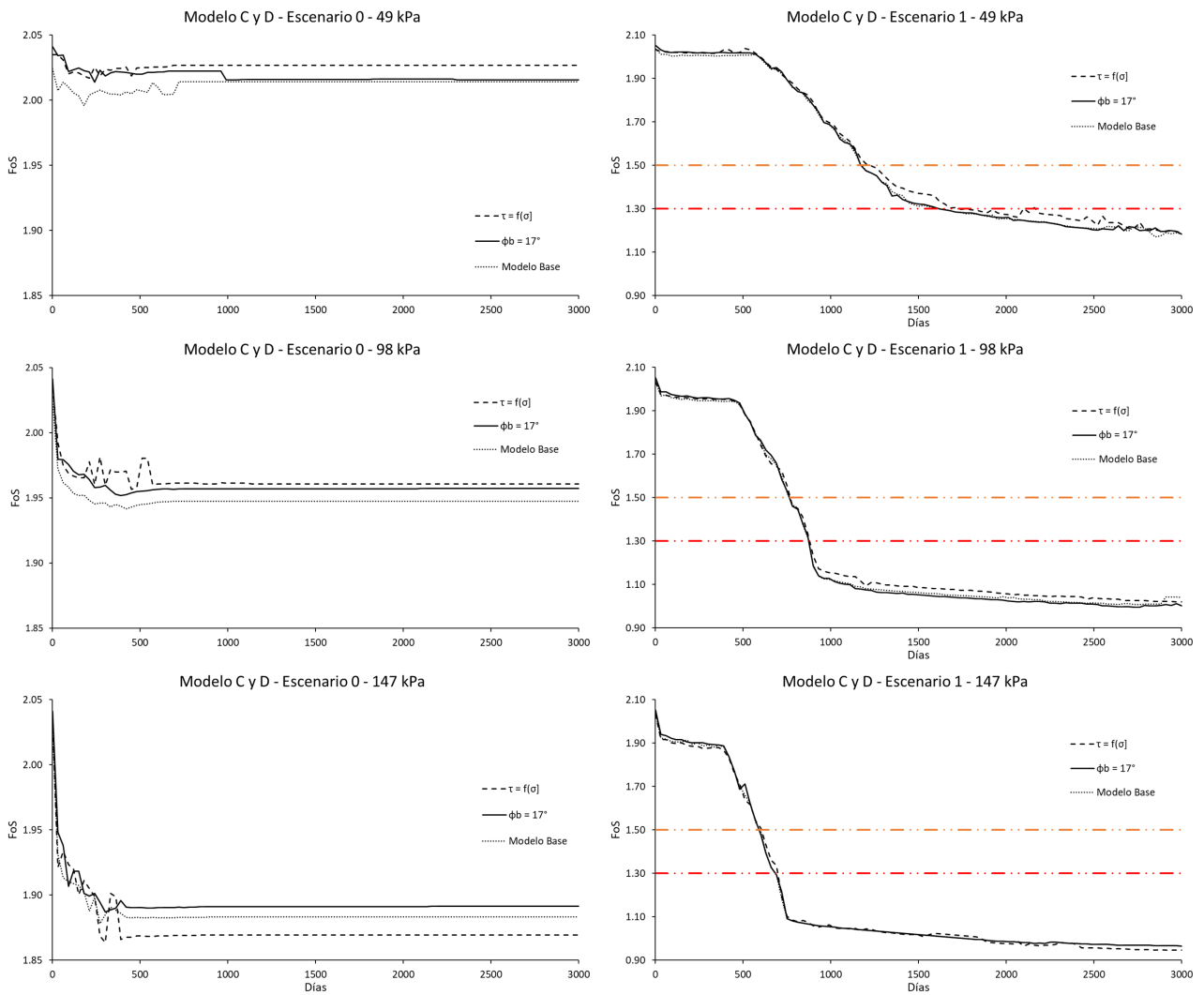


Figura 5.15: Modelos C y D. Izquierda: Escenario 0. Derecha: Escenario 1. Gráficos de FoS en función del tiempo.

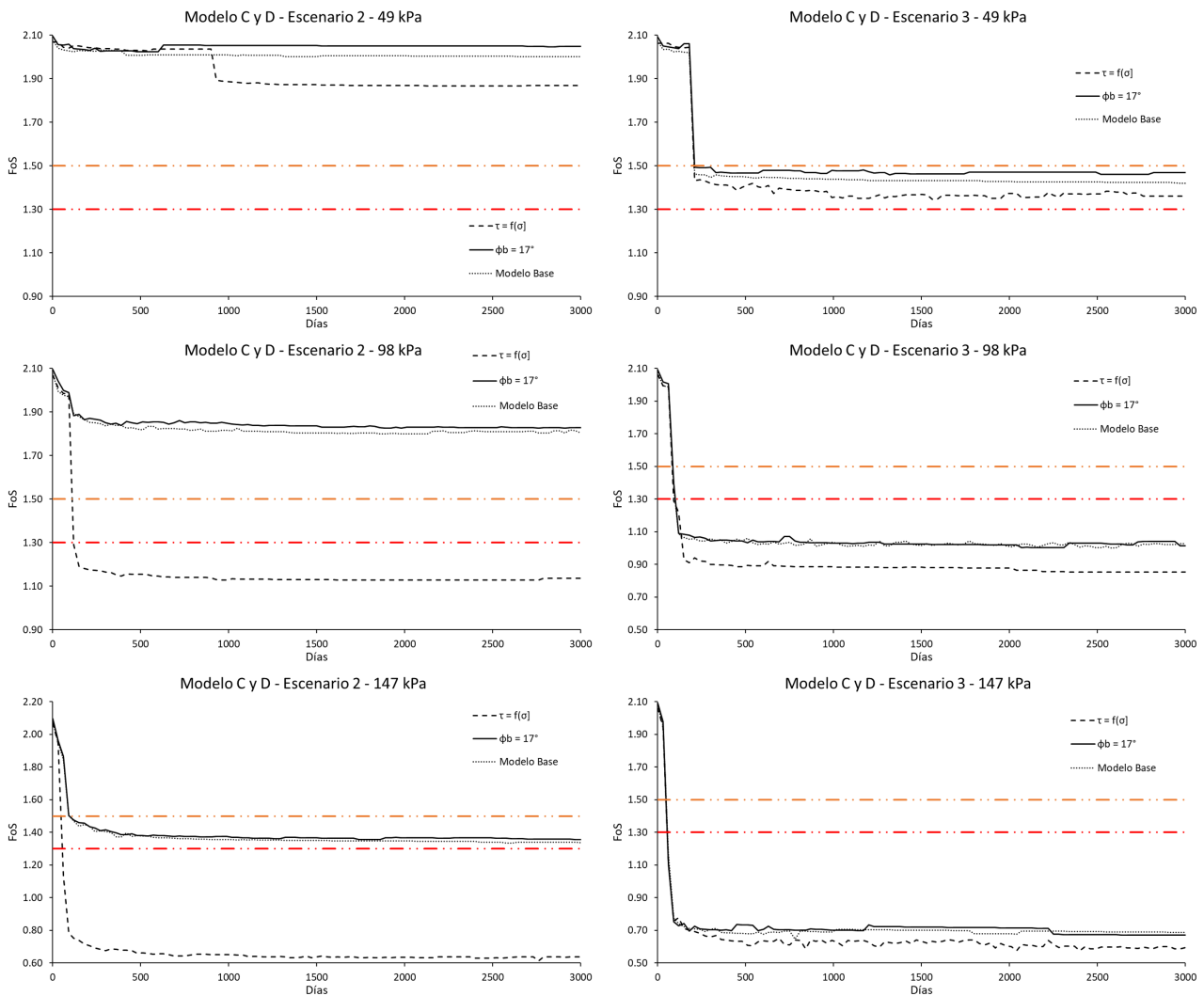


Figura 5.16: Modelos C y D. Izquierda: Escenario 2. Derecha: Escenario 3. Gráficos de FoS en función del tiempo.

Los FoS obtenidos en los Escenarios 0 (base) y 1 (LCRS obstruido) no difirieron prácticamente entre los Modelos A, C y D. En el Escenario 2, en cambio, con la incorporación de la barrera de baja conductividad hidráulica a mitad de la profundidad, el Modelo C alcanzó valores de FoS muy por debajo de los que se habían obtenido en el modelo base. La Figura 5.17 muestra superficies críticas del Modelo C (resistencia al corte no lineal), Escenario 2 (estrato compuesto por suelo de cobertura) y Escenario 3 (estrato compuesto por materiales plásticos). Las zonas más críticas para estos dos Escenarios se encuentran muy cercanas al talud (resaltado en rojo) y, en los casos con 98 y 147 kPa de presión de inyección, las cuñas de FoS mínimo son prácticamente superficiales. Esto se debe a que el modelo castiga fuertemente a los estratos superiores donde las presiones efectivas todavía son bajas y están afectadas por la alta presión de poros acumulada. Es un fenómeno similar al ya analizado en el Modelo B (influencia de la variación del peso unitario), pero, en este caso, se añade el efecto impuesto por la envolvente de resistencia al corte para bajos valores de presión efectiva. La Figura 4.5 mostraba la envolvente de corte utilizada en este modelo; para valores bajos de σ' , la resistencia tiende a hacerse cero. En el resto de los modelos, donde se trabaja con un c' y un ϕ constantes, siempre existe, al menos, una componente de 15 kPa de cohesión en el modelo de resistencia del material.

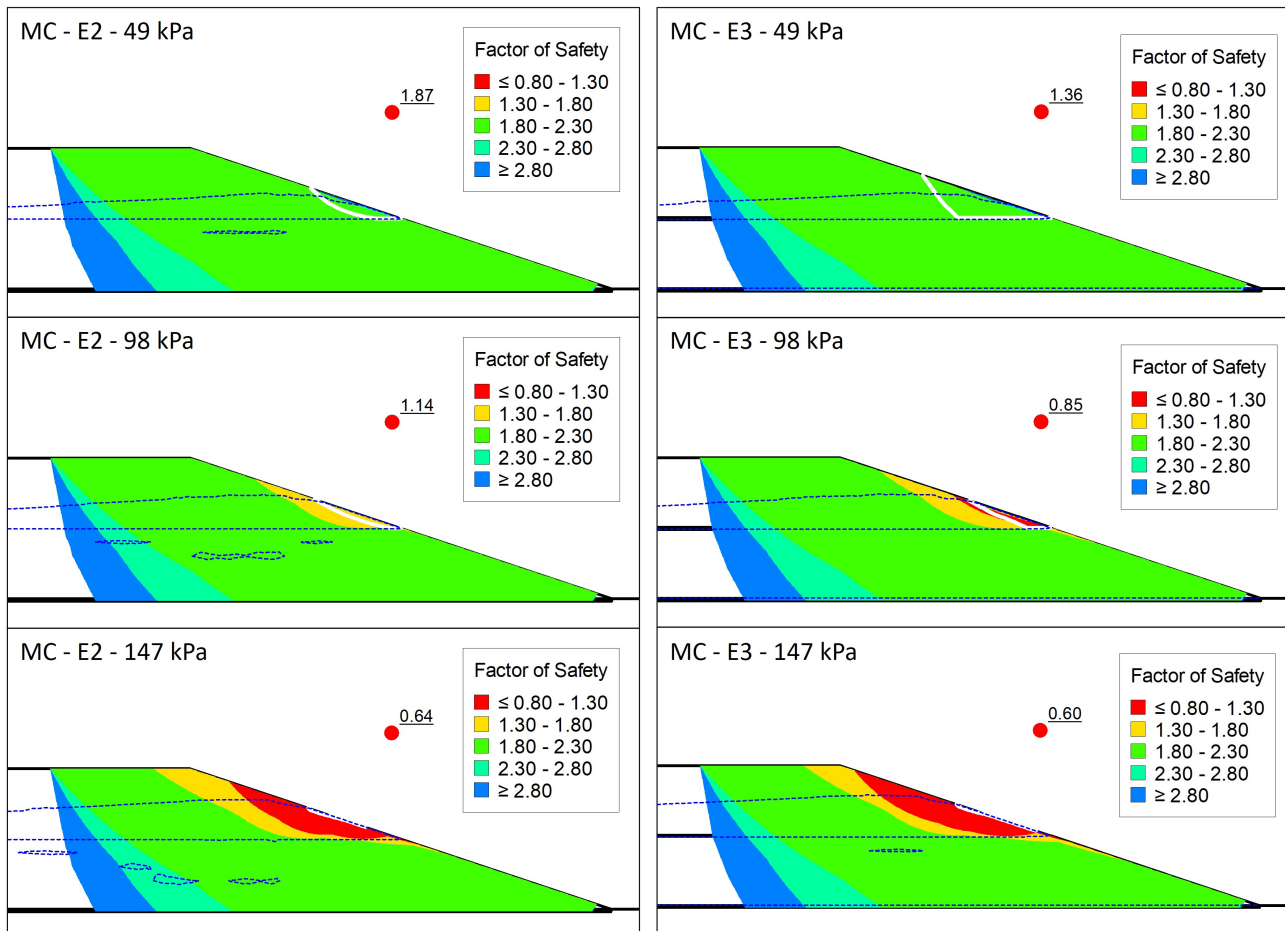


Figura 5.17: Modelo C. Izquierda: Escenario 2. Derecha: Escenario 3. Resultado del cálculo de estabilidad de taludes para $t = 3000$ días.

Estas fallas tan superficiales, si bien serían problemáticas en la operación del relleno, no necesariamente representan un riesgo para su integridad. Podrían preverse en el diseño del RS, elaborándose un plan de contingencia en el caso de que sucedan. Por otro lado, el modelo no contempla la posible resistencia adicional que pueden llegar a ofrecer los sistemas de cobertura final del talud.

5.3.3. Influencia de la resistencia al corte no saturada

Tal como se aprecia en las Figuras 5.15 y 5.16, la incorporación del ángulo ϕ^b para considerar el aporte de resistencia no saturada no afectó significativamente al FoS obtenido. En los escenarios donde se produce acumulación de presiones de poros, es un resultado esperable, dado que gran parte del relleno se encuentra en condición saturada y este aporte de resistencia es despreciable. Sin embargo, tampoco hubo una incidencia apreciable en ninguno de los casos del Escenario 0, donde el adecuado drenaje permite que haya una mayor porción del material sin alcanzar la saturación. Esto puede estar asociado al nivel de succión con el que se trabajó, el cual fue determinado en relación al tipo de RSU que se consideró para el análisis.

5.4. Resumen de conclusiones

Se analizaron distintos aspectos en la estabilidad de un relleno sanitario: la variabilidad espacial del peso unitario, la relación no lineal entre la resistencia al corte y la tensión normal, y el posible incremento de la resistencia al corte en condición no saturada. En la Tabla 5.1 se presentan en forma sintética todos los valores de FoS a 3000 días, calculados para cada una de las 72 combinaciones de Escenarios y Modelos estudiados. A continuación, se hace un resumen de las conclusiones que se fueron recopilando a lo largo de las secciones precedentes.

Tabla 5.1: FoS a 3000 días de inyección para cada Modelo y Escenario.

Modelo	Escenario	Grado de compactación	FoS		
			49 kPa	98 kPa	147 kPa
Mod. A	E 0	-	2,01	1,94	1,88
	E 1	-	1,18	1,04	0,96
	E 2	-	2,00	1,80	1,33
	E 3	-	1,42	1,02	0,68
Mod. B	E 0	GC Bajo	2,14	2,01	1,17
		GC Típico	2,05	1,99	1,91
		GC Alto	2,01	1,96	1,90
	E 1	GC Bajo	0,77	0,36	0,10
		GC Típico	0,88	0,69	0,70
		GC Alto	1,22	1,06	1,01
	E 2	GC Bajo	1,75	0,60	0,10
		GC Típico	2,05	1,45	0,90
		GC Alto	2,00	1,83	1,39
	E 3	GC Bajo	1,07	0,52	0,12
		GC Típico	1,13	0,51	0,16
		GC Alto	1,46	1,06	0,78
Mod. C	E 0	-	2,02	1,96	1,86
	E 1	-	1,19	1,02	0,94
	E 2	-	1,86	1,13	0,63
	E 3	-	1,36	0,85	0,59
Mod. D	E 0	-	2,01	1,95	1,89
	E 1	-	1,18	1,00	0,96
	E 2	-	2,04	1,82	1,35
	E 3	-	1,46	1,01	0,67

La dependencia del peso unitario con la profundidad resultó el factor más influyente, entre los estudiados, en el valor del FoS. El decrecimiento en el FoS es mayor cuanto menor sea el grado de compactación del material. Quedó en evidencia que, si no es posible garantizar un nivel de compactación óptimo y uniforme en todo el relleno, el material no contará con la capacidad de brindar suficiente resistencia al corte ante la acumulación de presiones neutras. Esto es un factor crítico en el diseño de un RS bioreactor, y hace necesario incorporar curvas de distribución adecuadas del peso unitario variable en el espacio dentro de los modelos de diseño.

Con respecto a los parámetros de resistencia al corte, si bien Xu et al. (2012) encontraron que el FoS tiene gran sensibilidad a los parámetros adoptados, la relación en la que se los modela, sea lineal o no lineal, no tiene una incidencia destacable. Se debe prestar atención a cuánto castigan los modelos empleados a las capas superficiales del relleno dado que, en escenarios de todas maneras desfavorables, pueden obtenerse superficies de deslizamiento con muy bajos valores de factor de seguridad, que no necesariamente se corresponden con un riesgo real. Salvando esa consideración, la utilización de un modelo no lineal como el empleado en este trabajo, o de algunos modelos sugeridos en bibliografía que proveen una distribución de ($c; \phi$) variable con la profundidad (algunos de ellos recogidos por Dixon and Jones, 2005), no difiere tanto, en el análisis global del talud, de la adopción de parámetros de resistencia al corte constantes.

La inclusión del parámetro ϕ^b para contemplar la resistencia al corte en estado no saturado, prácticamente no influye en los resultados. Sin embargo, cabe destacar que este parámetro y el método de equilibrio límite no consideran cambios volumétricos asociados a la desaturación, los cuales podrían ser causantes de una seguridad menor.

6. Caso de aplicación

6.1. Introducción

En el presente capítulo, se busca analizar el desempeño de la modelación de la inyección de fluidos que se utilizó, en un caso práctico y posible de construirse.

Partiendo de la geometría de un talud de relleno sanitario existente, emplazado en la Provincia de Buenos Aires, se realiza el análisis de estabilidad del talud y se propone una ampliación de este contemplando la inyección de fluidos. El objetivo del trabajo de aplicación es proponer la geometría para dicha ampliación y verificar, desde el punto de vista técnico de la estabilidad del talud, la implementación de la técnica de inyección de fluidos mediante galerías horizontales sobre la porción nueva de relleno.

6.2. Modelo de aplicación

6.2.1. Geometría

En la Figura 6.1 se muestra la geometría del talud original analizado. La altura máxima del relleno es de 48 m. La pendiente del talud no es uniforme a lo largo de toda la longitud, pero tiene un valor medio de aproximadamente el 8,7%.

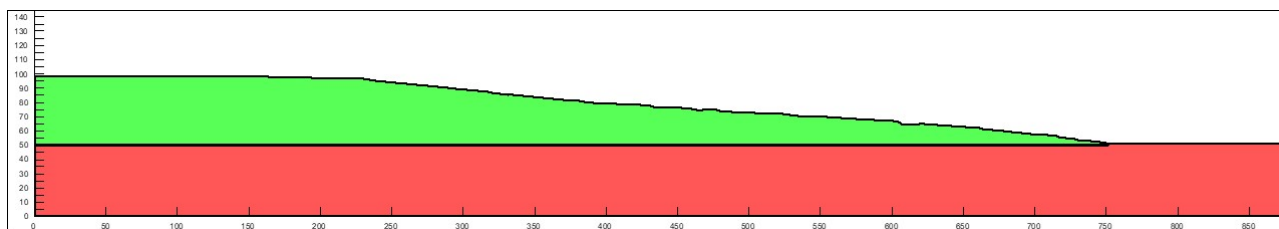


Figura 6.1: Talud del relleno sanitario original analizado.

El talud de ejemplo presenta una pendiente mucho más tendida que aquel analizado en el Capítulo 4, por lo que se espera (y se verificará en las secciones posteriores), que presente un FoS adecuado. Siendo así, se considera que podría aprovecharse el espacio aéreo por encima del relleno existente para conformar un nuevo talud. Esto brindaría un lugar donde disponer nuevos residuos, sin necesidad de crear un modulo aparte, que demandaría ocupar más superficie en planta.

La geometría de la ampliación propuesta se puede ver en la Figura 6.2. Se propuso la construcción del nuevo talud en cuatro etapas. Cada etapa tiene una altura de alrededor de 9 m y un talud con una pendiente del 20,6%. La pendiente fue escogida para que coincida con la ya existente en el extremo del relleno original. Al pie del talud, se instala un sistema de drenaje para poder captar los líquidos acumulados en el nuevo relleno.

El talud nuevo se construye sobre el relleno previamente existente. Se apoya sobre la superficie sin modificar para evitar movimientos de material que supondrían dejar expuestos residuos enterrados.

La suma de las cuatro etapas acumulan un volumen de relleno de $5761,33 \text{ m}^3$ por cada metro de prolongación del talud. Considerando que el aporte de suelo de cobertura sea un 25% del volumen de material que compone un RS (Hossain and Haque, 2009), y multiplicando por un valor de densidad promedio del relleno de 1,1 toneladas por m^3 (en base a las curvas utilizadas), el nuevo talud sería capaz de albergar unas 4753 toneladas de RSU por cada metro de largo. Este valor es cercano a la generación diaria de RSU de la Ciudad Autónoma de Buenos Aires, según la información recopilada en la Tabla 3.4 (cabe la aclaración que los datos son estimados y tienen más de 10 años de antigüedad), y sin descontar materiales reciclables que no llegan al RS. Por lo tanto, de manera estimada, un talud de aproximadamente 384 m de largo por encima del relleno preexistente podría recibir el equivalente a un año de RSU generados en la Ciudad de Buenos Aires (asumiendo una geometría uniforme, necesaria para el planteo del problema 2D).

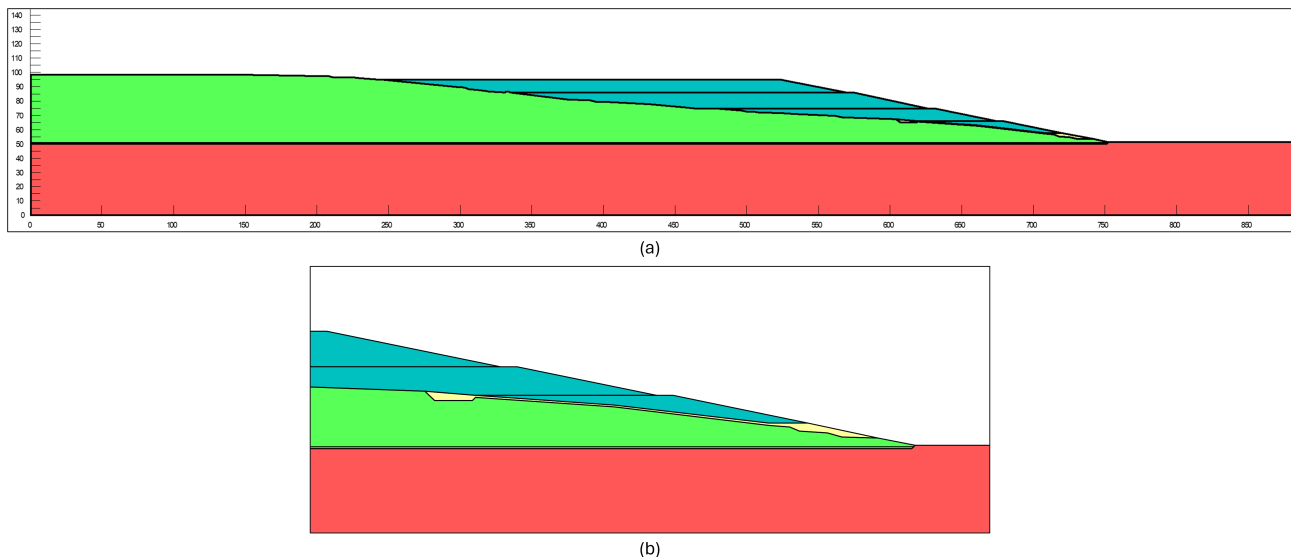


Figura 6.2: Ampliación propuesta para el relleno. (a) Vista del talud completo. (b) Vista del sistema de drenaje.

6.2.2. Parámetros y condiciones de borde del modelo

Para la generación del modelo de aplicación, se definieron los parámetros de los materiales basándose en la información recopilada en los Capítulos 3 y 5.

El peso unitario del material se definió, tanto para el relleno preexistente, como para el material adicionado, utilizando la distribución de γ con la profundidad correspondiente a un grado de compactación típico, según las curvas propuestas por Zekkos et al. (2006). La necesidad de compactar adecuadamente el material es de conocimiento general en la industria. Por lo tanto, se considera que no es necesario ser excesivamente conservador con este parámetro (se vio que un grado de compactación bajo produce una importante reducción del FoS en los escenarios con sobre-acumulación de líquidos). Por otro lado, los residuos con alto contenido de humedad, o los casos donde se practica inyección de fluidos, generan rellenos con un mayor peso unitario (Zekkos et al., 2006). En consecuencia, no sería realista trabajar con curvas de compactación baja, que imponen valores demasiado acotados de peso unitario.

Se utiliza la misma curva de retención que se mostró en la Sección 4.2.1, por ser adecuada para residuos tipo HKWC, como los Argentinos; como ya fue mencionado en secciones precedentes. También se conservó la función de conductividad hidráulica con la succión.

Los parámetros de resistencia al corte varían para cada material. El suelo de fundación se modeló con parámetros de resistencia al corte drenada de un suelo tipo Formación Pampeano: $c = 10 \text{ kPa}$, $\phi = 33^\circ$ (Codevilla and Sfriso, 2011). Para el LCRS en el fondo del relleno preexistente, y para el sistema de drenaje al pie del talud nuevo, se utilizaron los mismos parámetros que se emplearon en los modelos del Capítulo 4: $c = 0$, $\phi = 22^\circ$.

En el caso de la masa de residuos, se diferenció entre el material del talud viejo y el nuevo usando como criterio la edad del relleno. El relleno preexistente ya superó la etapa de cierre, por lo que se asume que tiene una edad considerable a comparación del talud nuevo. Para esto, se estudió la información recopilada por Daciolo et al. (2022). En su trabajo, los autores analizan una gran cantidad de parámetros de resistencia al corte de RSU publicados en bibliografía y los agrupan según un sistema de clasificación propuesto por ellos. Este sistema se basa en la composición de los residuos, y en la proporción de materiales compresibles, incompresibles y con características de refuerzo presentes, para diferenciar a los RSU según tres clases: A, B, y C, respectivamente. Los RSU presentes en Argentina, con alto contenido de materia orgánica compresible, se corresponden mayormente con la clase A. En la Figura 6.3 (a) se muestra la nube de pares de valores (c, ϕ) para las muestras analizadas por los autores que corresponden a la clase A. En líneas punteadas se delimita la región con valores que caen dentro de los percentiles 15 y 85. A su vez, en la Fig 6.3 (b), se pueden observar mejor los rangos de valores de cohesión y ángulo de fricción para los RSU de cada clasificación y, delimitado por las líneas horizontales de los cuadros en gris, los percentiles 15, 50 y 85.

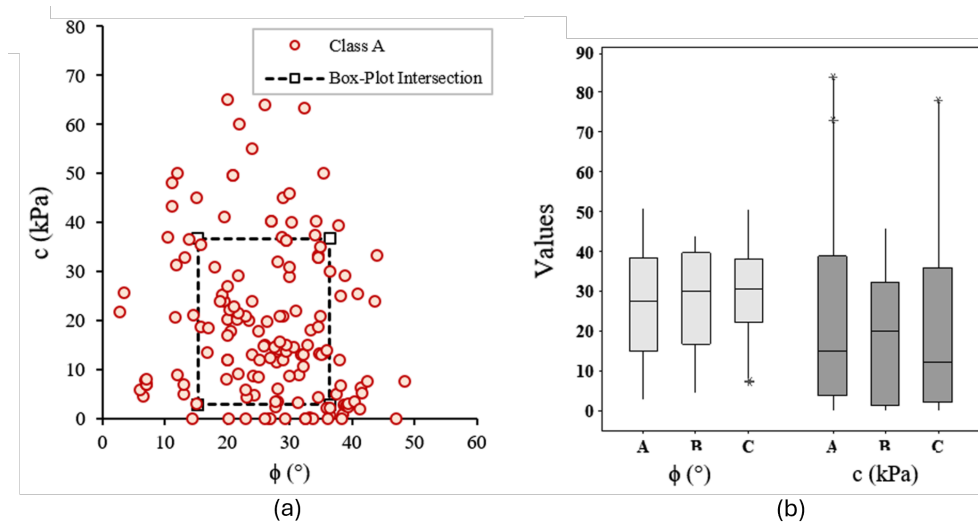


Figura 6.3: (a) Recopilación de parámetros de resistencia al corte de RSU con alto contenido de materiales compresible. (b) Representación gráfica de la data estadística recopilada sobre parámetros de resistencia al corte de RSU según su clasificación. (Daciolo et al., 2022)

En la Sección 3.3.6 se analizó, a través de los gráficos de la Figura 3.22, la tendencia observada en la evolución de la cohesión y el ángulo de fricción interna con el tiempo, para residuos con alto contenido de orgánicos. En base a esta información, y adoptando valores de c y ϕ en los percentiles medios a bajos según lo publicado por Daciolo et al. (2022), se definieron los parámetros de resistencia al corte presentados en la Tabla 6.1. No se consideró el aporte de resistencia en condición no saturada.

Tabla 6.1: Parámetros de resistencia al corte seleccionados para el caso de aplicación.

	c [kPa]	ϕ [°]
Relleno preexistente	5	25
Talud nuevo	15	18

Se definieron las condiciones de borde para modelar del flujo de líquidos y las condiciones de humedad dentro del relleno. Para cada caso de análisis estudiado, se tuvo en cuenta alguna particularidad para las condiciones de contorno. Se enumeran las condiciones seleccionadas para la generalidad del modelo:

- "Potential seepage face" a lo largo de la superficie del relleno.
- Condición de presión de poros cero en la interfaz entre el relleno viejo y el LCRS.
- Condición de presión de poros cero en la interfaz entre el relleno nuevo y el sistema de drenaje al pie del talud.
- Definición de una interfaz con conductividad hidráulica nula entre la superficie del talud viejo y el material nuevo, a los efectos de modelar una capa de impermeabilización; como una geomembrana.

6.3. Verificación del talud - Régimen estacionario

6.3.1. Talud original

Para comenzar, se realizó la verificación del talud original, a los efectos de comprobar si es factible optimizar la pendiente. Se realizaron dos verificaciones: una con una distribución de presión de poros uniforme e igual a 10 kPa de succión, como se utilizó en el trabajo precedente, que equivale, para la SWRC empleada, a un contenido de humedad volumétrico de aproximadamente 36 %. Por otro lado, se planteó un escenario donde se diera un ascenso del nivel freático dentro del relleno, debido, por ejemplo, a lluvias excesivas.

En la Figura 6.4 se muestran las condiciones de borde particulares aplicadas para modelar este segundo escenario. En el extremo izquierdo del modelo, se definió una condición de borde de carga hidráulica total constante a igual a 90 mca, hasta la cota de 90 m. Se delimitó la zona drenante correspondiente al LCRS únicamente al sector cercano al pie del talud, a los efectos de simular la acumulación de fluidos. Estas condiciones de borde se aplicaron para realizar un análisis de flujo en régimen estacionario. El resultado se muestra en la Figura 6.5.

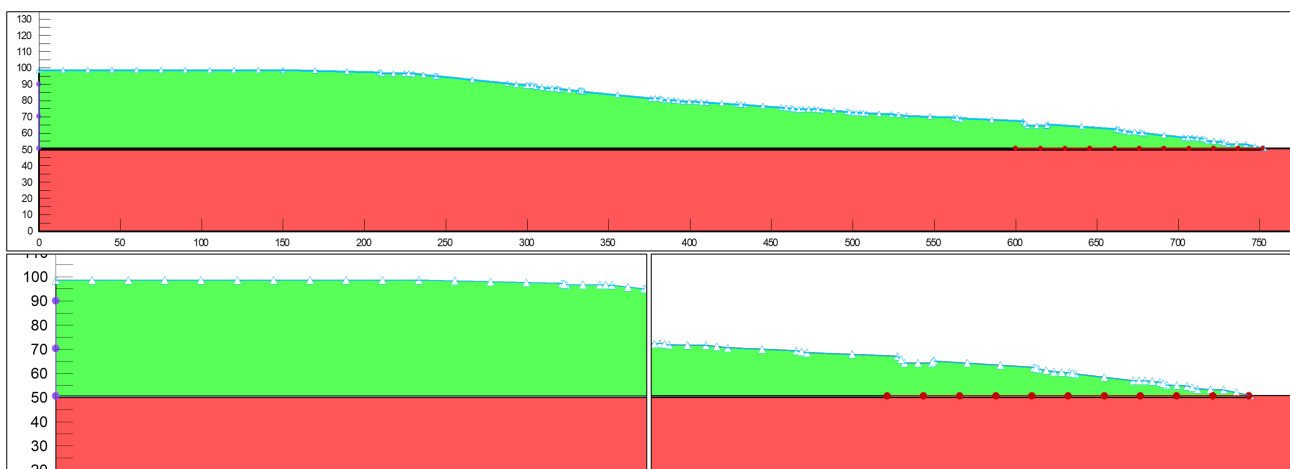


Figura 6.4: Condiciones de borde aplicadas sobre el modelo del talud original para simular un ascenso del nivel freático.

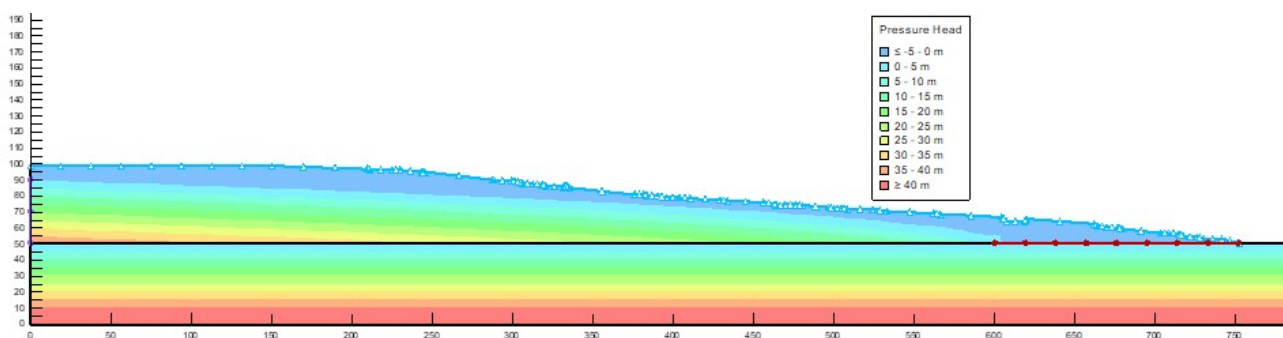


Figura 6.5: Distribución de presiones de poros obtenidas para el escenario de ascenso del nivel freático.

Las Figuras 6.6 y 6.7 muestran los resultados de los análisis de estabilidad del talud. Dada la gran extensión de este, se analizaron superficies de potencial deslizamiento en distintos sectores.

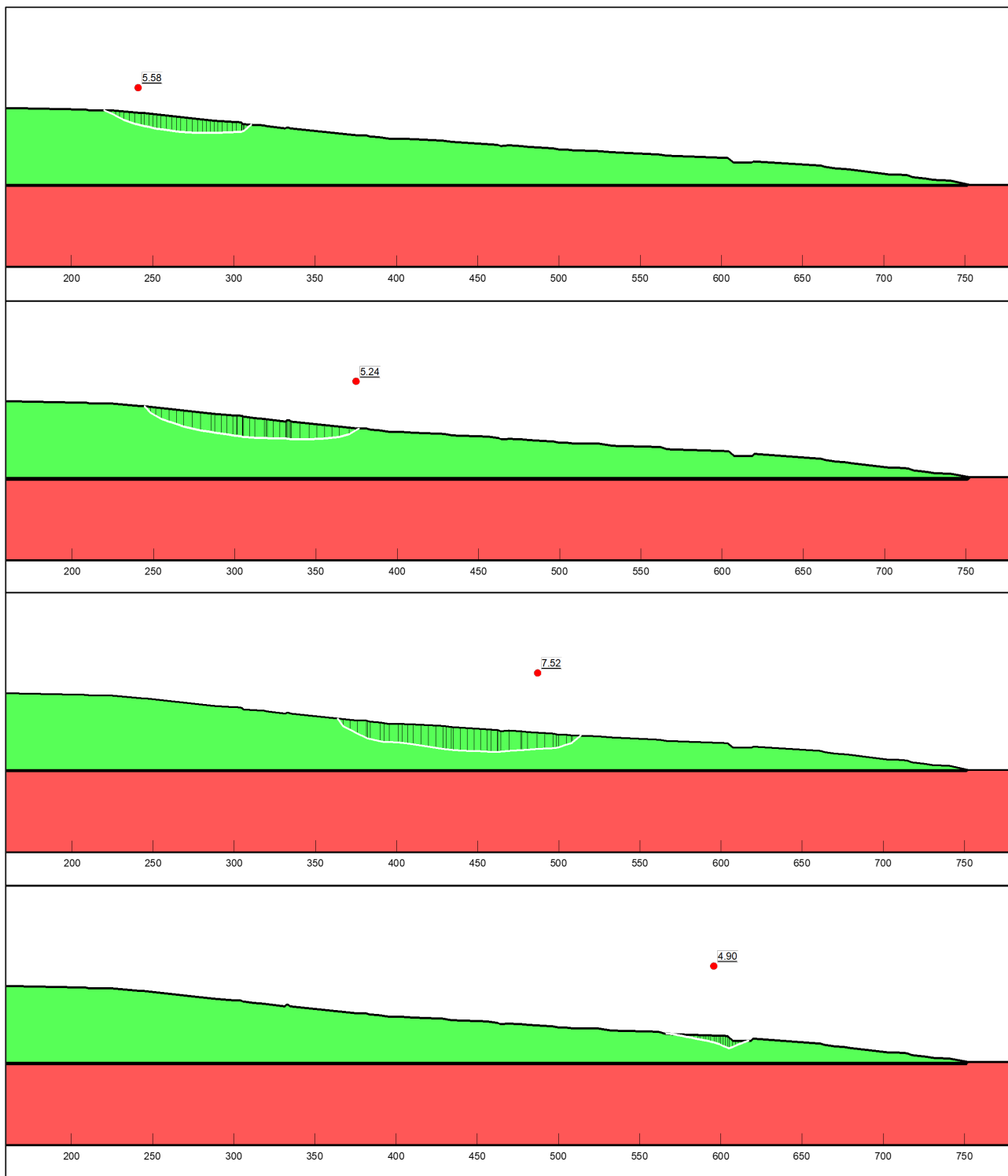


Figura 6.6: Superficies de deslizamiento críticas a lo largo del talud original. Modelo con presión de poros uniforme.

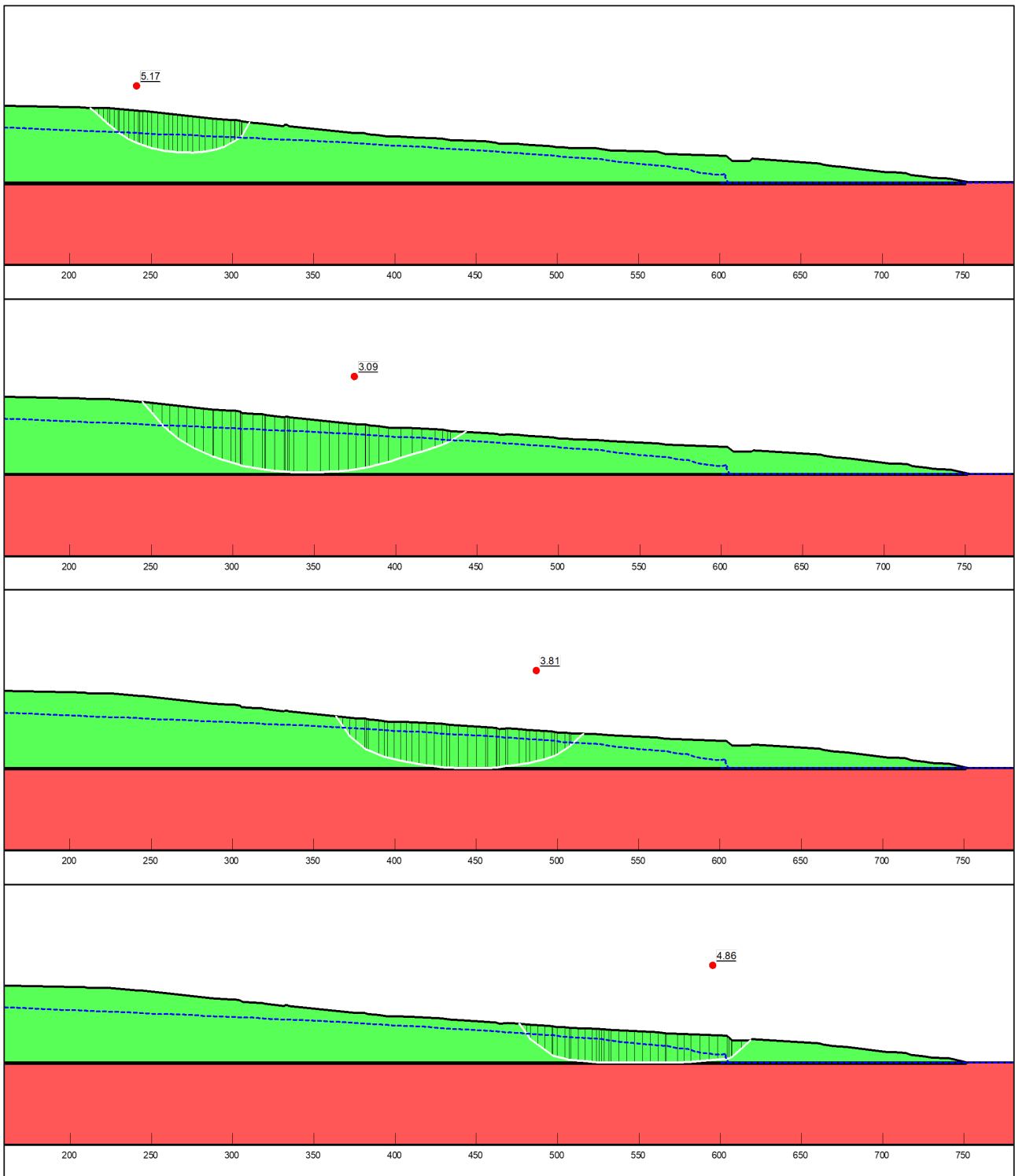


Figura 6.7: Superficies de deslizamiento críticas a lo largo del talud original. Modelo con ascenso del nivel freático.

Se observa que, en todos los casos, se obtuvieron superficies críticas con FoS muy superiores al 1,50 que fue mencionado en la Sección 5.2.1. Como se mencionó en secciones precedentes, este resultado es esperado dada la escasa pendiente del talud existente. Podría plantearse un mejor aprovechamiento de la pendiente, al menos desde el punto de vista de la verificación de los taludes. Es importante remarcar que en el escenario con ascenso de nivel freático las cinemáticas generadas por el software para la cuña de falla crítica no son realistas. El resultado del cálculo converge a las geometrías vistas en al Figura 6.7 debido al efecto del nivel freático modelado. No obstante, el programa también calcula valores de FoS para cuñas con formas cinemáticamente admisibles, los cuales resultaron aún mayores.

6.3.2. Construcción del nuevo talud

Como se mencionó anteriormente, se plantearon cuatro etapas de análisis para la construcción del talud nuevo. En cada una de estas etapas, se realizó el análisis de estabilidad con condición inicial de presión de poros uniforme en todo el relleno. Esto se realizó a los efectos de controlar, paso a paso, la estabilidad del talud y la pendiente propuesta. No obstante, se analizó simplemente la estabilidad sobre la geometría proyectada, sin estudiar la incidencia de fenómenos de consolidación como respuesta a la colocación de material por encima del relleno preexistente. No se consideró un aporte de resistencia por la presencia de una geomembrana en la interfaz entre la superficie del talud original y el material nuevo aportado. La Figura 6.8 muestra, para cada una de las etapas, las cuñas de falla obtenidas.

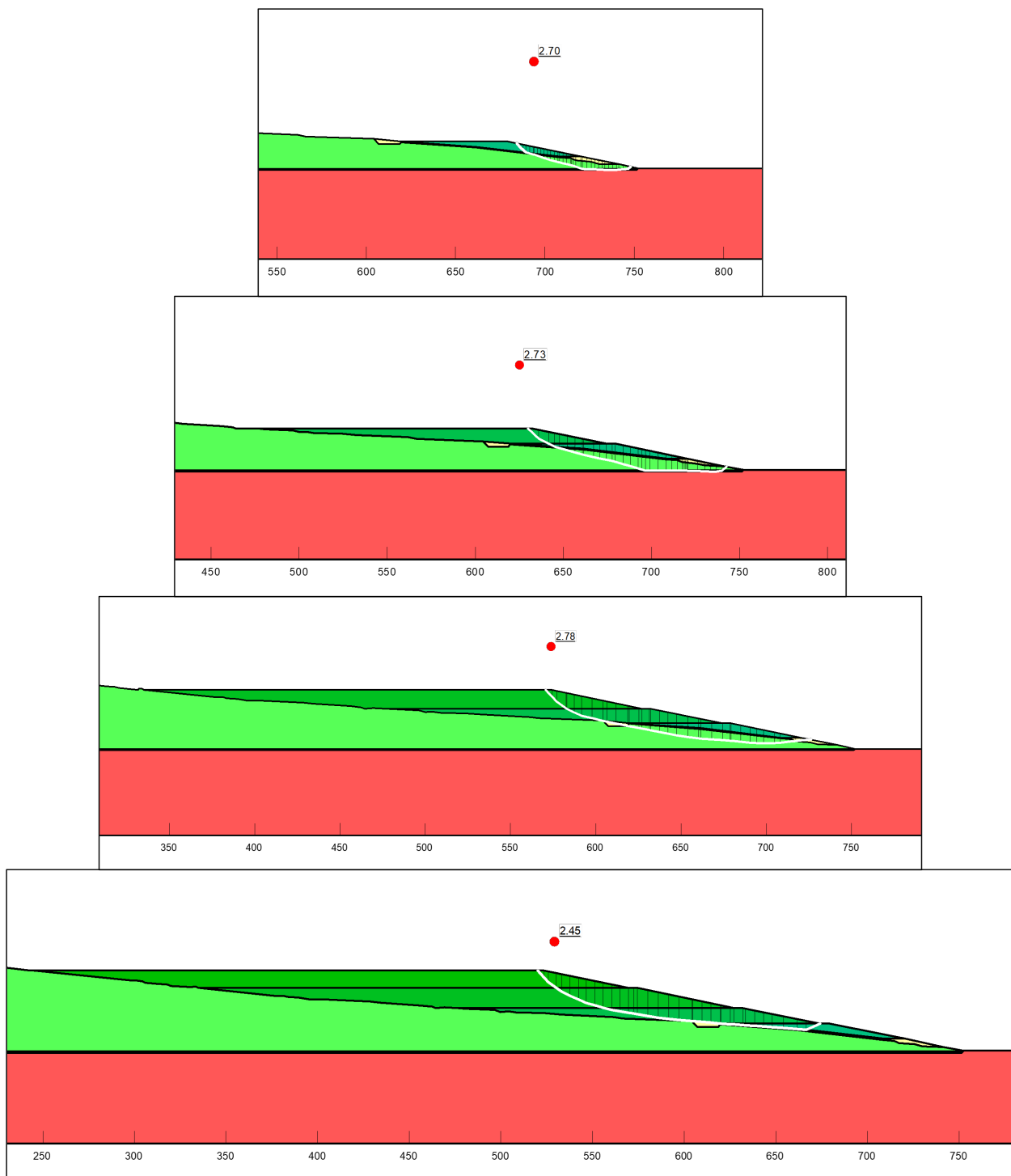


Figura 6.8: Superficies de deslizamiento crítico para cada etapa de análisis del talud nuevo.

Nuevamente, se obtuvieron valores de FoS por encima de 1,50. Adicionalmente, se realizó la verificación para el escenario de ascenso del nivel freático. Se utilizaron las mismas condiciones de borde que en el análisis anterior (relleno original). Pero, en este caso, se acercó el frente de saturación lo más posible a la interfaz entre el talud viejo y el nuevo (donde se ubica una barrera impermeable), a los efectos de generar la condición más desfavorable posible. La acumulación de líquido se simuló únicamente dentro del relleno preexistente, asumiendo que el sistema de drenaje del talud nuevo funciona adecuadamente y será capaz de evacuar el agua de lluvia. Los resultados se ven en las Figuras 6.9 y 6.10. La pendiente propuesta cumple con todas las verificaciones realizadas en régimen estacionario. En la Tabla 6.2 se resumen los valores de FoS obtenidos para cada uno de los análisis realizados hasta aquí.

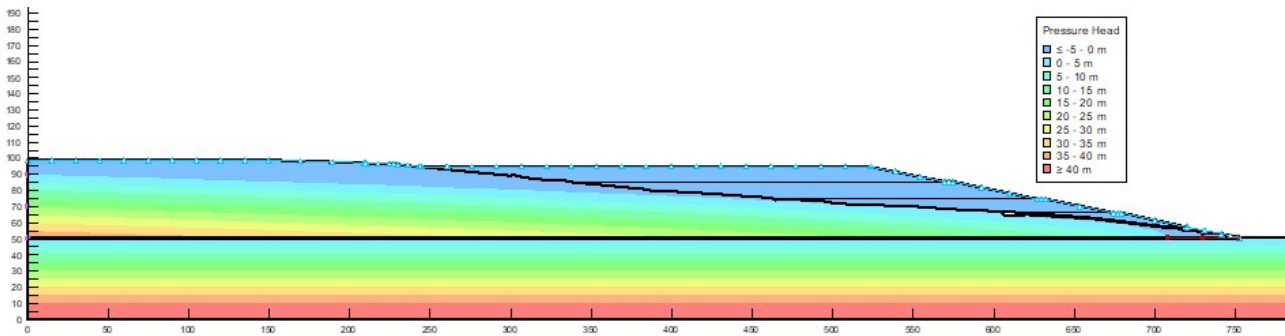


Figura 6.9: Distribución de presiones de poros obtenida para el escenario de ascenso del nivel freático sobre el relleno ampliado.

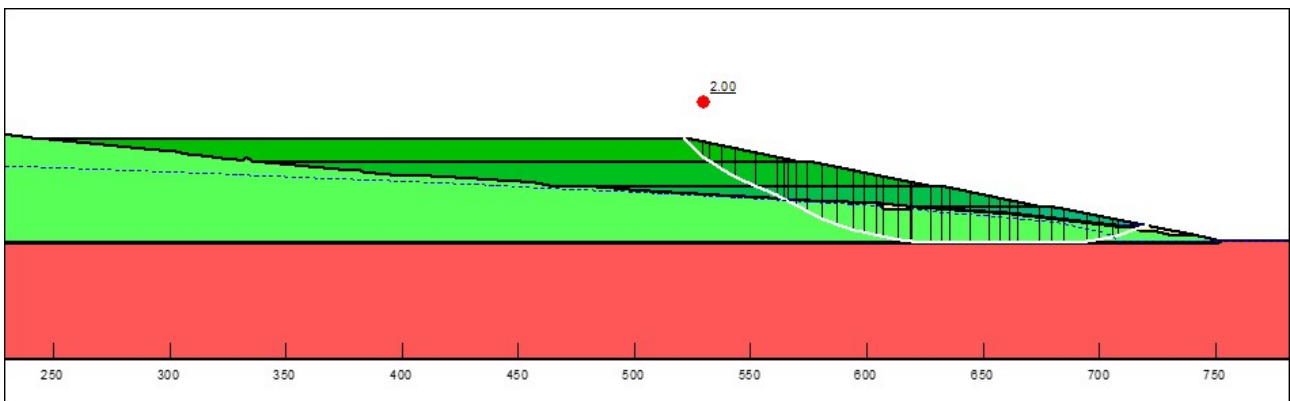


Figura 6.10: Superficie de deslizamiento crítica a lo largo del talud nuevo. Modelo con ascenso del nivel freático.

Tabla 6.2: Valores de FoS obtenidos para cada una de las geometrías analizadas en régimen estacionario.

Presión de poros	Geometría	FoS mínimo
Uniforme	Talud original	4,90
	Talud nuevo 1° etapa	2,70
	Talud nuevo 2° etapa	2,73
	Talud nuevo 3° etapa	2,78
	Talud nuevo 4° etapa	2,45
Ascenso del nivel freático	Talud original	3.09
	Talud nuevo 4° etapa	2,00

6.4. Verificación del talud - Régimen transitorio

6.4.1. Inyección de fluidos

En la sección anterior se verificó la aptitud del talud propuesto para escenarios de régimen estacionario. Los valores de FoS obtenidos fueron, en todos los casos, superiores a 2,0. Esto da lugar a la posibilidad de estudiar la respuesta del relleno ante la aplicación de un sistema de inyección de fluidos que permita aprovechar el relleno como un bioreactor, con las ventajas que esto trae, ya enumeradas en la Sección 3.2.3.

La Figura 6.11 muestra la disposición propuesta de galerías horizontales, señaladas mediante puntos azules. Se trabajó con esta geometría, aplicando distintas presiones de inyección, hasta encontrar aquella que llevara al relleno a alguna de las siguientes condiciones de máxima:

- Descenso del FoS a largo plazo por debajo de 1,5.
- Avance del frente de saturación que alcance la superficie del talud, implicando posibles filtraciones.

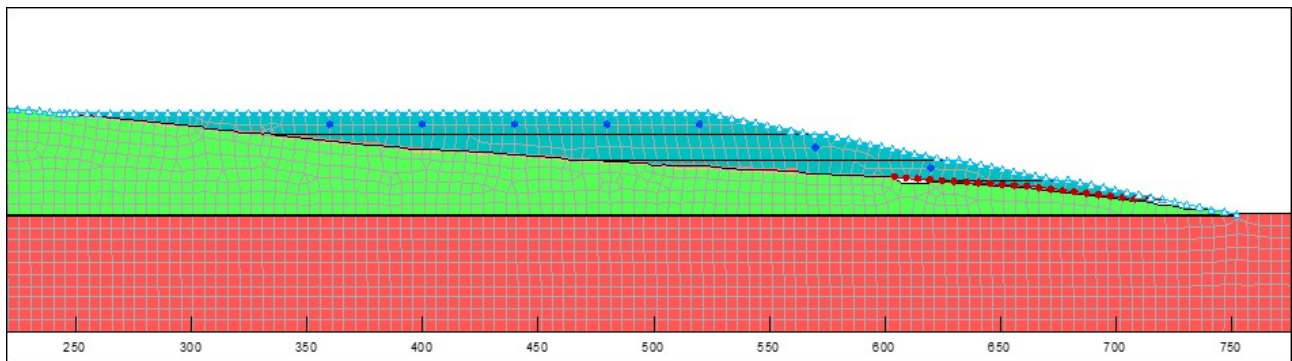


Figura 6.11: Distribución de galerías horizontales propuesta.

Se modeló una inyección constante por un período de 1830 días; un período de tiempo menor que al empleado en el trabajo de investigación, porque se vio que este tiempo era suficiente para alcanzar y sostener un régimen prácticamente permanente. Las presiones de inyección modeladas fueron 30 kPa, 40 kPa, 50 kPa y 98 kPa. En las Figuras 6.12 a 6.15 se ven los resultados obtenidos con el modelo SEEP/W y SLOPE/W para cada presión de inyección.

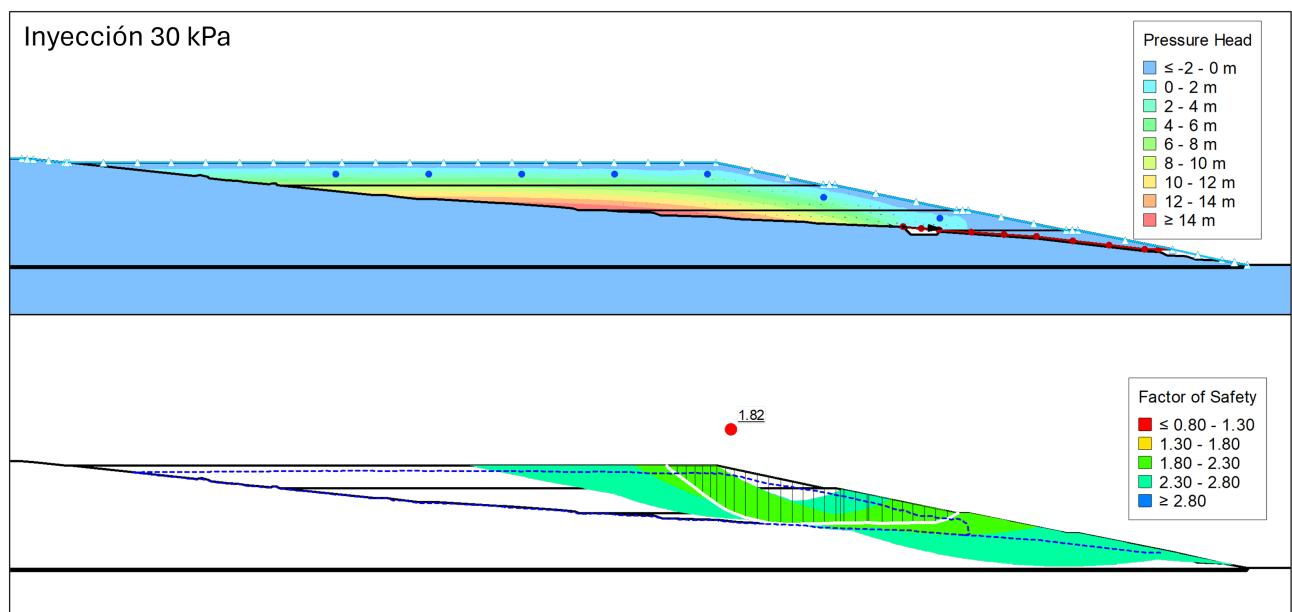


Figura 6.12: Distribución de presiones de poros y cuña de falla crítica para una presión de inyección de 30 kPa, 1830 días de inyección.

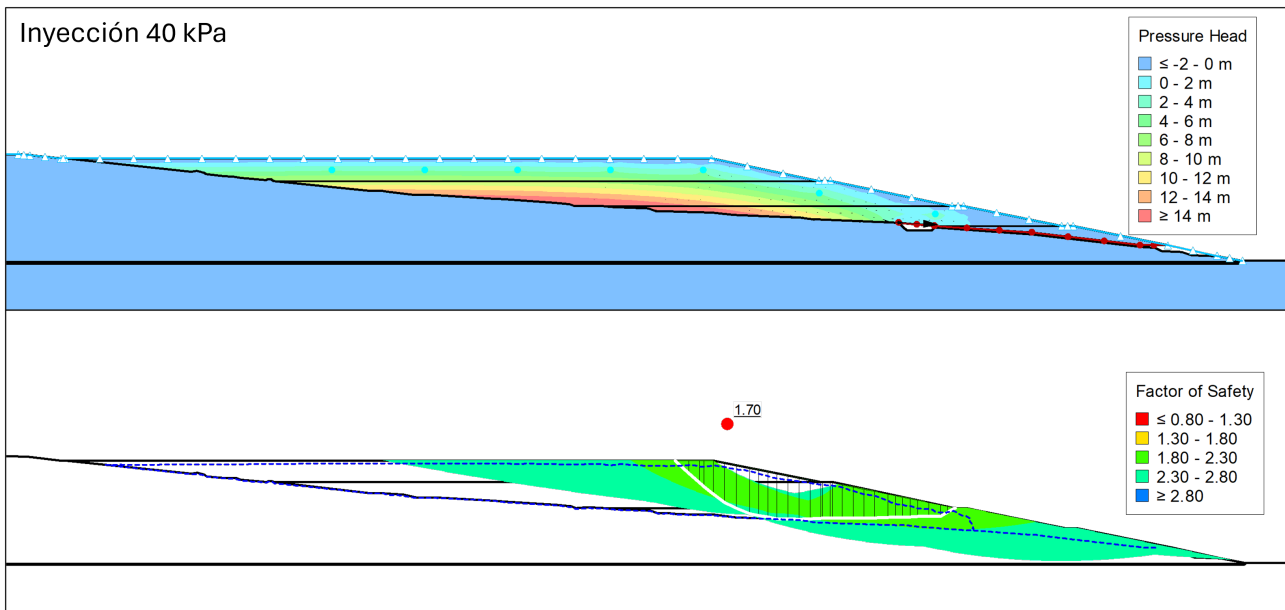


Figura 6.13: Distribución de presiones de poros y cuña de falla crítica para una presión de inyección de 40 kPa, 1830 días de inyección.

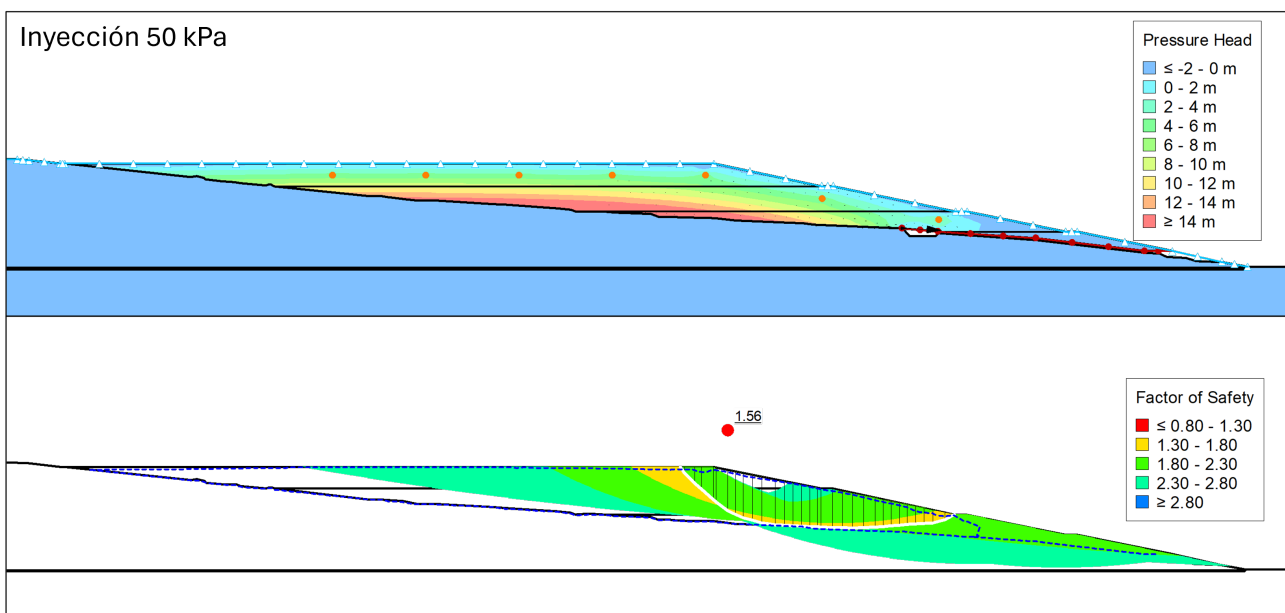


Figura 6.14: Distribución de presiones de poros y cuña de falla crítica para una presión de inyección de 50 kPa, 1830 días de inyección.

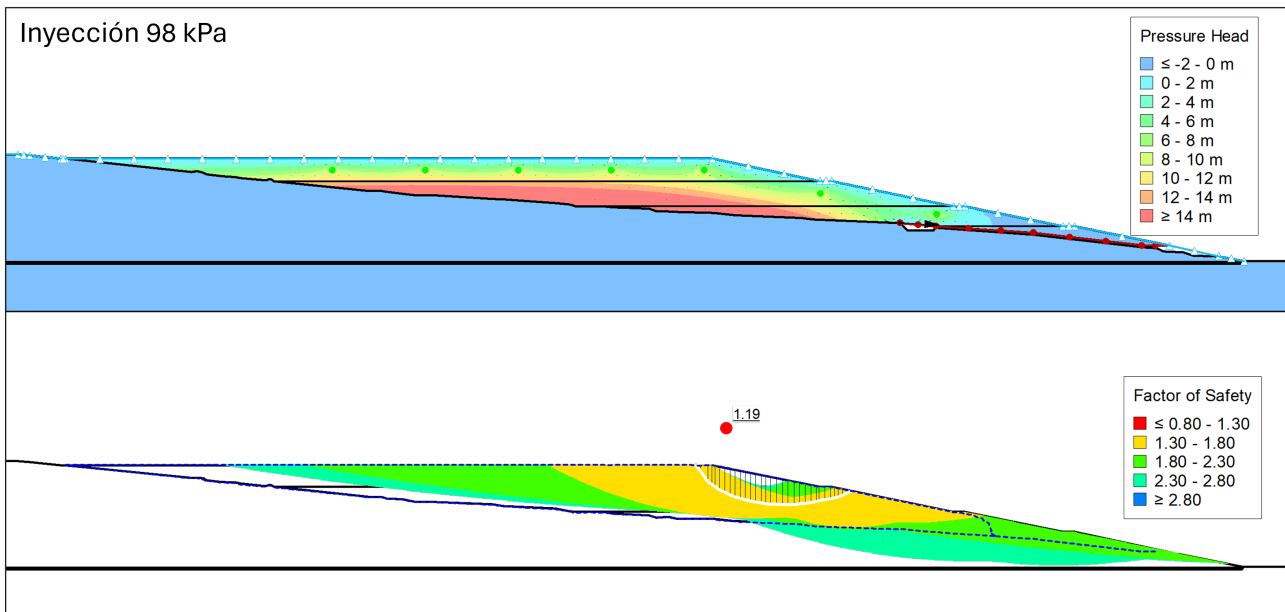


Figura 6.15: Distribución de presiones de poros y cuña de falla crítica para una presión de inyección de 98 kPa, 1830 días de inyección.

Las presiones de inyección de 30, 40 y 50 kPa cumplieron con un FoS mayor a 1,50. La presión de 50 kPa no verificó conservar la frontera saturada dentro de la masa del relleno. La presión de 98 kPa, naturalmente, no verifica ninguna de las dos condiciones, y se incluye a modo ilustrativo. La Tabla 6.3 resume los resultados obtenidos.

Tabla 6.3: Resultados obtenidos para cada presión de inyección analizada. 1830 días de inyección.

Presión de inyección	Filtraciones	FoS mínimo
30 kPa	NO	1,82
40 kPa	NO	1,70
50 kPa	SI	1,56
98 kPa	SI	1,19

Conocer y modelar la máxima presión que puede aplicarse en la inyección del fluido es importante, no sólo para el análisis de la seguridad del talud, sino también para estudiar los volúmenes de líquido inyectados. Como se mencionó en la Sección 3.2.4, se definen las presiones y las tasas de inyección de fluidos para obtener un aporte de humedad mínimo necesario que favorezca la descomposición acelerada de los residuos. En las Figuras 6.16 y 6.17 se muestran, a modo ilustrativo, las curvas de caudal inyectado para las presiones de inyección de 30 y 40 kPa respectivamente. En cada gráfico se visualiza el caudal inyectado total; es decir, sumando la medición de las siete galerías horizontales. La capacidad de inyectar fluido disminuye a medida que se acumula líquido dentro del relleno. Una vez alcanzado el régimen permanente, la capacidad de inyección se vuelve prácticamente constante. Con la presión de inyección de 30 kPa, el caudal se estabiliza en alrededor de 0,5 m³/día. Con la presión de inyección de 40 kPa, el caudal se estabiliza en alrededor de 0,6 m³/día.

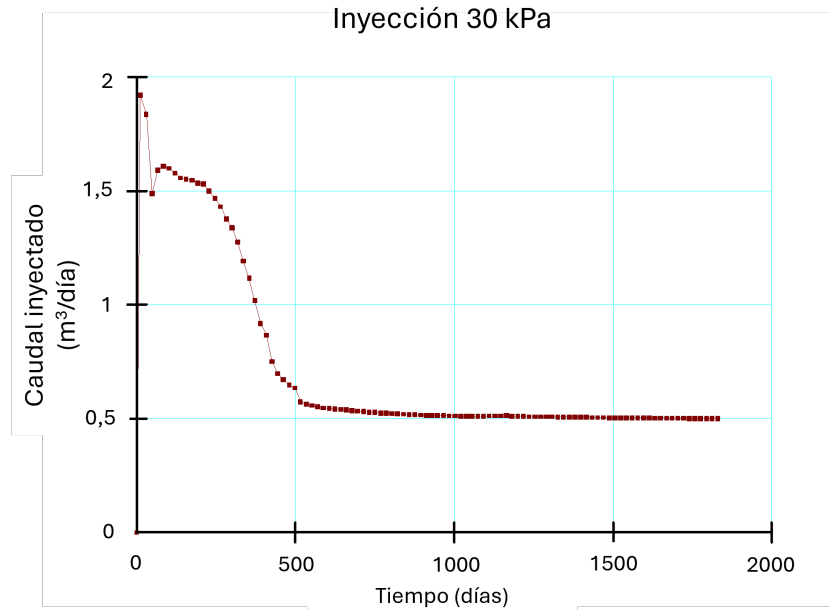


Figura 6.16: Caudal total inyectado en función del tiempo. Inyección de fluido a 30 kPa.

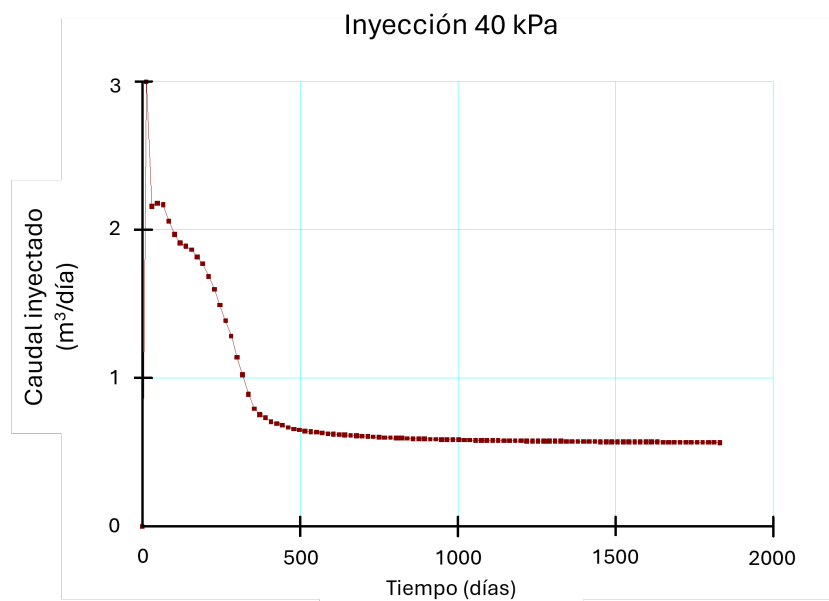


Figura 6.17: Caudal total inyectado en función del tiempo. Inyección de fluido a 40 kPa.

6.4.2. Falla del sistema de impermeabilización

Finalmente, se analizó un escenario en el cual ocurre una filtración desde el relleno nuevo al preexistente, a través de una rotura en el sistema de impermeabilización. Este es un problema factible de ocurrir y puede tener distintas causas: inadecuada construcción del sistema de impermeabilización, daño a la superficie de apoyo durante la colocación del material suprayacente, asentamientos diferenciales que esfuercen y dañen la capa impermeable. Se generó una discontinuidad en la definición de la interfaz impermeable con un ancho de medio metro, a través de la cual se pueda filtrar el líquido inyectado, como se ve en la Figura 6.18. Se corrió este modelo con las presiones de inyección de 30 y 40 kPa durante 3000 días y se realizó el análisis de estabilidad del talud. En este modelo se habilitó el drenaje a través del sistema de captación de fluidos al pie del talud nuevo, pero no se modeló la evacuación de líquidos en el LCRS al fondo del RS.

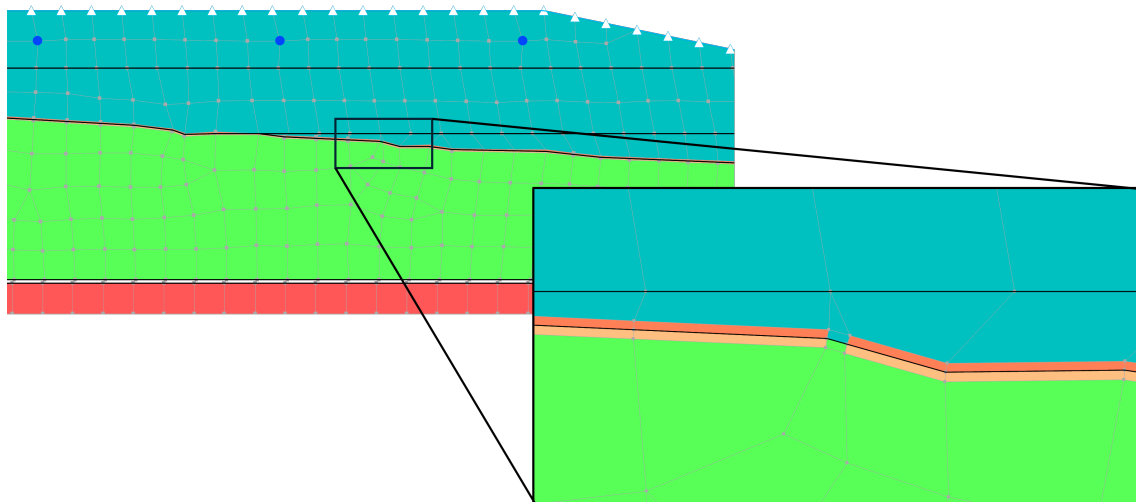


Figura 6.18: Modelo de ruptura en el sistema de impermeabilización entre talud viejo y nuevo.

En las Figuras 6.19 y 6.20 se muestran las distribuciones de presiones de poros y la cuña de falla crítica obtenida tras 3000 días de inyección para cada valor de presión. El talud sigue verificando la estabilidad a largo plazo con valores de FoS superiores a 1,70.

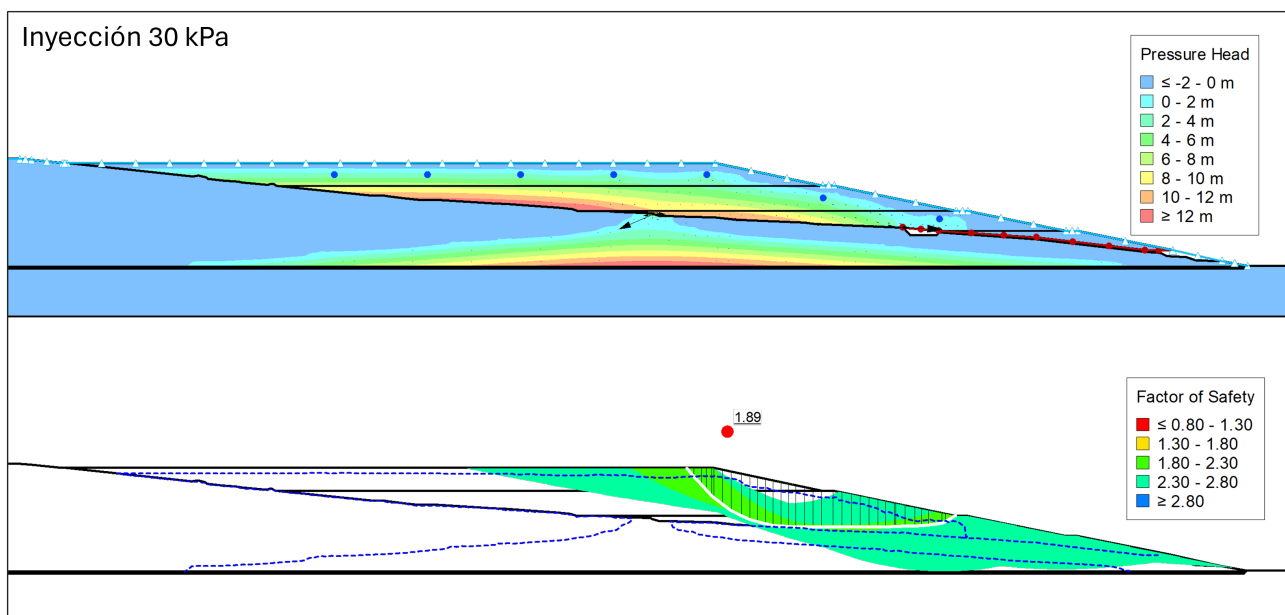


Figura 6.19: Distribución de presiones de poros y cuña de falla crítica para una presión de inyección de 30 kPa en escenario con ruptura del sistema de impermeabilización. 3000 días de inyección.

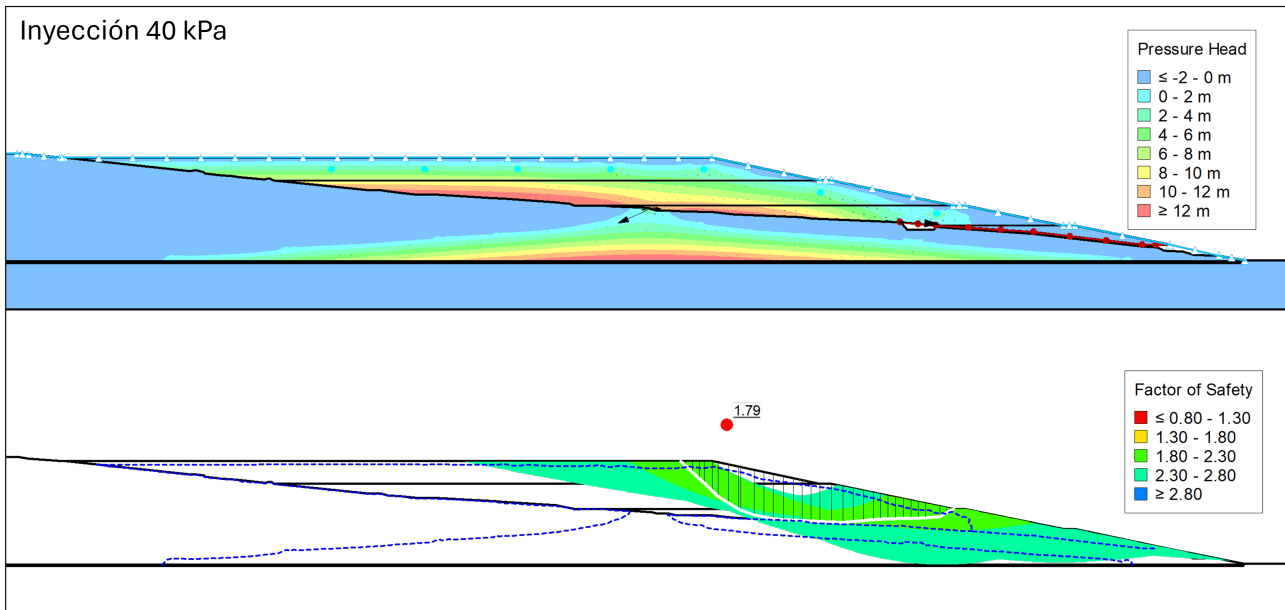


Figura 6.20: Distribución de presiones de poros y cuña de falla crítica para una presión de inyección de 40 kPa en escenario con ruptura del sistema de impermeabilización. 3000 días de inyección.

Tabla 6.4: Valores de FoS obtenidos para cada presión de inyección analizada en escenario con falla del sistema de impermeabilización. 3000 días de inyección.

Presión de inyección	FoS mínimo
30 kPa	1,89
40 kPa	1,79

6.5. Resultados del caso de aplicación

La geometría y la configuración de inyección de fluidos propuestas verificaron la estabilidad global del talud a largo plazo. Se obtuvieron valores de FoS mayores a 1,50 para presiones de inyección constantes de hasta 50 kPa. Los resultados se resumen en las Tablas 6.2, 6.3 y 6.4. El buen desempeño observado permite afirmar, preliminarmente, que la pendiente adoptada para el talud y la distribución de galerías es apta, desde el punto de vista técnico de la estabilidad global, para operar la ampliación del RS como bioreactor con las presiones de inyección empleadas.

Los FoS obtenidos en el escenario con falla del sistema de impermeabilización resultaron mayores a los del escenario base, incluso con un mayor tiempo de inyección (3000 días, contra 1830 días). Esto se debe a que la presión del fluido tiene manera de disiparse a otras regiones de la masa de residuos. Con una mayor cantidad de pasos de tiempo, posiblemente se habrían alcanzado situaciones con un menor FoS. No obstante, se considera suficiente el resultado obtenido dado que difícilmente en la práctica real una situación de este estilo podría pasar inadvertida si se tiene un control sobre el funcionamiento del LCRS o de las presiones de poros al fondo del relleno.

La presión de inyección de 50 kPa, si bien no cumplió la condición de prevenir filtraciones, podría ser contemplada, dado que verifica la condición del FoS. El problema de la migración de fluidos hacia el talud puede ser atendido instalando algún sistema de captación cercano a la superficie que intercepte el líquido y lo derive a un punto de evacuación.

Podría estudiarse un incremento en la pendiente del talud. Este análisis quedaría sujeto, por un lado, a limitaciones constructivas y, por otro lado, a limitaciones del modelo. En el capítulo siguiente se mencionan las limitaciones encontradas a lo largo del trabajo y cómo se podrían encarar en trabajos futuros.

7. Conclusiones

7.1. Conclusiones del trabajo

A lo largo del trabajo, se realizaron una gran cantidad de modelaciones que permitieron profundizar el conocimiento acerca de la incidencia de distintos parámetros, y su manera de estudiarlos, en el análisis de estabilidad del talud de un RS. En la Sección 5.4 se resumió la información obtenida. De esta primera instancia, se obtuvo que la correcta caracterización y modelación del peso unitario es un elemento de alta incidencia en el comportamiento del RS y en el análisis de resultados de un modelo. En consecuencia, resulta de gran importancia contar con información de campo sobre este parámetro físico. Tanto en forma de datos estadísticos que sirvan para generar mejores curvas de diseño para las instancias previas a la construcción de un relleno, como en forma de mediciones de control, que permitan realizar cálculos, verificaciones y predicciones durante la operación y luego del cierre.

Cabe destacar que, para que cualquiera de los modelos planteados sea lo más coherente posible con la realidad del RS que se está diseñando o estudiando, se necesita contar con buena y cuantiosa información acerca de las características de los residuos que llegan a la etapa de disposición final. Por otro lado, en el mejor de los casos, estos deberían presentar características medianamente uniformes y predecibles para reducir la dispersión en los parámetros físicos y mecánicos. Esto implica una adecuada gestión de RSU en las etapas previas a ser vertidos en el RS.

Los resultados obtenidos también permitieron obtener conclusiones acerca de la importancia de los controles que se realizan durante la construcción de un RS y de los monitoreos que se deben implementar sobre este. Ya se mencionó el papel del peso unitario en la estabilidad del talud, el cual trae aparejado la necesidad de rigurosos controles de compactación, especialmente en sectores cercanos a una región donde se prevé la acumulación de fluidos durante la inyección.

Se evidenció la importancia de mantener un control sobre el diseño, adecuada selección de materiales y construcción del LCRS, dado su rol central de prevenir la acumulación de presiones neutras. Como se vio en el Capítulo 5, estas tienen un potencial catastrófico a largo plazo si se falla en detectarlas. Además, se observó que, en la mayoría de los casos, las cuñas de deslizamiento tienden a formarse pasantes por esta región del RS. Es por esto que se necesita una adecuada caracterización de su resistencia al corte y un control en su construcción que sea acorde con el comportamiento esperado.

Las capas de suelo de cobertura diaria también son un elemento a estudiar con rigurosidad. La selección y colocación de un material que cumpla con requisitos mínimos de aislación para los cuales se lo incorpora, pero que no suponga un riesgo de generar regiones que obstaculicen el correcto movimiento de los fluidos, es una componente de peso en el diseño y construcción de un RS bioreactor. El modelo planteado en el Capítulo 4 analiza, de manera simplificada, la aparición de un estrato impermeable en una posición determinada y con una disposición plana. Lo cierto es que, en la realidad, este tipo de obstáculos puede presentarse de maneras diversas; por lo que un correcto control y monitoreo es necesario.

Se vio, a través de los resultados del Escenario 3, que ciertos residuos plásticos también pueden implicar un riesgo para la integridad del talud. El escenario planteado tiene una disposición muy específica, difícilmente reproducible en la realidad. Sin embargo, quedó claro cómo estos materiales, una vez enterrados, son capaces de generar una importante reducción de la seguridad, al generar planos preferenciales de deslizamiento en zonas impredecibles del relleno. En un contexto de inyección de líquidos, donde la presencia de elementos plásticos sean capaces de conformar una barrera a la circulación esperada de los fluidos, es necesario tomar medidas preventivas en las etapas previas a la recepción de los residuos, y durante su colocación. Por ejemplo: separación, trituración, control durante el vertido.

Las distintas medidas de control que se mencionaron en estos párrafos son prácticas necesarias para una operación segura de un RS bioreactor, pero no las únicas. A modo de complemento se enumeran algunas otras medidas de monitoreo cuya necesidad quedó expuesta en los tópicos que se discutieron a lo largo del trabajo:

- Monitorear los niveles de humedad en el interior del relleno y la posición del nivel freático.
- Monitorear las presiones de fluidos dentro del relleno y la evolución de estas en relación a la inyección de fluidos. Es necesario controlar tanto las presiones de líquidos, como de gases; estos últimos excluidos del análisis del presente trabajo.
- Realizar un control de asentamientos, monitoreando los movimientos de la masa de residuos en superficie y en profundidad.

- Inspeccionar periódicamente la superficie de los taludes en busca de filtraciones, desplazamientos o agrietamientos que alerten sobre potenciales riesgos, para poder tomar las medidas necesarias a tiempo (por ejemplo: interrumpir la inyección de fluidos).
- Llevar un control sobre el balance hídrico del RS, para poder detectar anomalías que sugieran problemas de funcionamiento o daños en el LCRS u otros elementos enterrados imposibles de acceder.

7.2. Limitaciones

El modelo empleado presentó ciertas limitaciones que obligaron, en ciertos casos, a acotar o ajustar el alcance del análisis. Algunas de estas limitaciones están referidas al software empleado, y otras al método de cálculo en sí mismo.

En primer lugar, el módulo SEEP/W no permitió definir una condición de borde para la inyección de fluidos que simulara una inyección intermitente, más parecida a la operación real. Si bien el software permite introducir condiciones de borde variables con el tiempo, el modo que tiene de hacerlo no es compatible con el modelo que se pretendía estudiar. El programa permite definir una presión de poros en un punto o región que varíe con el tiempo, pero no una sobrepresión, que sería lo necesario para simular la intermitencia de la inyección. Esto hace que los niveles de presión con los que se trabajó no sean realmente las presiones que uno pudiese emplear, sino menores. No obstante, el punto del central del análisis está en obtener una distribución de presiones neutras a lo largo del relleno. El factor que variaría en este caso sería el tiempo necesario para llegar a los mismos escenarios.

Las limitaciones en la definición de condiciones de borde para los puntos de inyección de fluidos, restringieron las distribuciones de galerías horizontales posibles de proponerse en el caso de aplicación del Capítulo 6. La condición de que un punto tenga siempre un mismo valor de presión hace que, si la presión de poros del entorno lo supera, la galería pase a trabajar como sumidero, alterando el resultado final. Por este motivo, se limitaron las galerías de inyección al perímetro del relleno.

Otro de los aspectos limitantes del software empleado, es la posibilidad de modelar el flujo bifásico (líquido y gases) que ocurre en un RS y tiene incidencia sobre su comportamiento y estabilidad. El módulo SEEP/W incluye un módulo integrado AIR/W que permite modelar un flujo bifásico y tiene interesantes aplicaciones en distintos casos de estudio. Sin embargo, presenta limitaciones en los tipos de condiciones de borde que permite definir; no siendo posible modelar, realmente, la acumulación de presiones de gas producto de la generación que ocurre por la propia descomposición de los RSU.

Por otro lado, el software permitió modelar la inyección de fluidos y la consecuente acumulación de presiones, pero no trae integrado en la resolución por método de elementos finitos una relación constitutiva que modele los cambios volumétricos o posibles movimientos de la masa de suelos. El módulo SLOPE/W trabaja con la geometría inicial planteada y la condición de presiones de poros que se le asigna, utilizando el método de equilibrio límite. De esta manera, el análisis de estabilidad del talud queda desacoplado del modelo de inyección de fluidos y de cualquier alteración que pueda existir en la geometría como consecuencia. Esto es suficiente para el análisis que se llevó adelante en los Capítulos 4 y 5. Para el estudio del caso de aplicación del Capítulo 6, comprende un análisis preliminar de factibilidad técnica. Para una etapa de ingeniería de proyecto, correspondería contemplar un modelo que integre estos aspectos que, en la realidad, están acoplados, y se debería calcular el FoS a través de un modelo de elementos finitos, por el método de reducción de resistencia.

7.3. Posibles trabajos futuros

Como se mencionó en el Capítulo 1, una de las motivaciones de este trabajo, es dar el puntapié para una nueva línea de investigación, complementaria a otras ya realizadas en el LMS de la FIUBA. Por tanto, se enumeran a continuación posibles puntos de análisis para trabajos futuros:

- Estudiar los aspectos analizados en el presente trabajo, para otras tipologías de recirculación de fluidos, como pozos verticales o superficies drenantes.
- Integrar al modelo otros elementos o aspectos no alcanzados por el presente trabajo, como el aporte de resistencia a la tracción de algunos elementos de cobertura; un estudio más minucioso de la incidencia de las propiedades hidráulicas o de su relación con las características del fluido permeante; variaciones espaciales de

propiedades de los RSU debido a factores constructivos, estacionales o asociados al paso del tiempo, entre otros.

- Realizar una revisión bibliográfica y un estudio de la modelación de generación y flujo de gases en conjunto con la inyección de fluidos.
- Implementar modelos o softwares que permitan integrar un análisis acoplado de las dinámicas del relleno. Realizar un análisis de las limitaciones técnicas y del estado de conocimiento actual.
- Incorporar un análisis semiprobabilístico que contemple el hecho de que el FoS indica un grado de seguridad, pero no una probabilidad de falla. Posible implementación de un análisis de confiabilidad.
- Recopilar y procesar información que permita conformar una base de datos estadística que sirva al propósito del punto anterior.
- Llevar adelante trabajos de investigación y caracterización física, mecánica e hidráulica en laboratorio de RSU y de material procedente de rellenos sanitarios.
- Ampliar el alcance de los trabajos de investigación a otros tipos de residuos, aparte de los RSU.
- Integrar los trabajos de investigación a un estudio que contemple la gestión integral de residuos y la gestión sustentable de RS.

8. Referencias

- L. Barden and G. Pavlakis. Air and water permeability of compacted unsaturated cohesive soil. *Journal of Soil Science* 22 (3), 302-317, 1971.
- R.P. Beaven. *The hydrogeological and geotechnical properties of household waste in relation to sustainable landfilling*. University of London, Department of Civil Engineering, Queen Mary and Westfield College, 2000.
- A.W. Bishop, I. Alpan, G.E. Blight, and I.B. Donald. Factors controlling the shear strength of partly saturated cohesive soils. *University of Colorado, Boulder: Proceedings of the ASCE research conference on shear strength of cohesive soils*, pp. 503-532, 1960.
- G.E. Blight. Effective stress evaluation for unsaturated soils. *ASCE Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division* 93 (SM2) 125-148, 1967.
- R.J. Breitmeyer and C.H. Benson. *Measurement of unsaturated hydraulic properties of municipal solid waste*. Dallas, Texas: Geo-Frontiers 2011: Advances in geotechnical engineering, pp. 1433-1442, 2011.
- R.H. Brooks and A.T. Corey. Hydraulic properties of porous media. *Colorado State University Hydrology Papers*, No.3, 1964.
- C. Casagrande and D. Manzanal. Caracterización de suelo-polímero para uso en barreras hidráulicas de rellenos sanitarios. *Universidad de Buenos Aires*, 2019.
- M. Codevilla and A. Sfriso. Actualización de la información geotécnica de los suelos de la ciudad de Buenos Aires. *Pan-Am GCS Geotechnical Conference*, 2011.
- GeoSyntec Consultants. Reviewers checklist: Slope stability analysis. *Prepared as part of the Fundamentals of Slope Stability and Settlement for Solid Waste Disposal Facilities*, Univ. of Florida TREEO Center, Orlando, FL, 2007.
- G. Dacci, N. Tasso, and M. Codevilla. Análisis de estabilidad de taludes en rellenos sanitarios con inyección horizontal de fluidos. *Comodoro Rivadavia, Chubut: Memorias del XXVI Congreso Argentino de Mecánica de Suelos e Ingeniería Geotécnica*, pp. 248-253, 2023.
- N.V.C. Daciolo, N. de Souza Correia, and M.E. Gimenez Boscov. Extensive database of msw shear strength parameters obtained from laboratorial direct shear tests: Proposal for data classification. *Waste Management* 140, 245-259, 2022.
- M. Dang, J. Chai, Z. Xu, Y. Qin, J. Cao, and F. Liu. Soil water characteristic curve test and saturated-unsaturated seepage analysis in Jiangcungou municipal solid waste landfill, China. *Engineering Geology* 264, 105374, 2020.
- N. Dixon and D.R.V. Jones. Engineering properties of municipal solid waste. *Geotextiles and Geomembranes* 23 (3), 205-233, 2005.
- H. Eid, T.D. Stark, W.D. Evans, and P. Sherry. Municipal solid waste slope failure I: waste and foundation soil properties. *J. Geotech. Geoenviron. Eng.* 126 (5), 397-407, 2000.
- ENGIRSU. *Estrategia nacional para la gestión integral de residuos sólidos urbanos*. Secretaría de Ambiente y Desarrollo Sustentable, Ministerio de Salud y Ambiente, Argentina, 2012. Recuperado de <https://www.argentina.gob.ar/ambiente/control/estrategia-nacional>.
- V. Escario. Suction controlled penetration and shear tests. *Denver, Colorado: Proceedings of the 4th international conference on expansive soils, ASCE*, 2, pp. 781-797, 1980.
- V. Escario and J. Sáez. The shear strength of partly saturated soils. *Geotechnique* 36 (3) 453-456, 1986.
- S. Feng, K. Gao, Y. Chen, Y. Li, L.M. Zhang, and H.X. Chen. Geotechnical properties of municipal solid waste at Laogang landfill, China. *Waste Management* 63, pp. 354-365, 2017.

- D.G. Fredlund and H. Rahardjo. *Shear Strength Theory. Soil Mechanics for Unsaturated Soils*. Nueva York: John Wiley & Sons, 1993.
- J.K.M. Gan, D.G. Fredlund, and H. Rahardjo. Determination of the shear strength parameters of an unsaturated soil using the direct shear test. *Canadian geotechnical journal* 25 (3) 500-510, 1988.
- W. Gao, Y. Chen, L. Zhan, and X. Bian. Engineering properties for high kitchen waste content municipal solid waste. *Journal of rock mechanics and geotechnical engineering* 7 (6) 646-658, 2015.
- GEO-SLOPE. *Seepage modeling with SEEP/W*. GEO-SLOPE International Ltd., 2012a.
- GEO-SLOPE. *Stability modeling with SLOPE/W*. GEO-SLOPE International Ltd., 2012b.
- D.Y.F Ho and D.G. Fredlund. Increase in shear strength due to soil suction for two hong kong soils. *Honolulu, Hawái: Proceedings of the ASCE geotechnical conference on engineering and construction in tropical and residual soils*, 1982.
- M.D.S. Hossain and M.A. Haque. The effects of daily cover soils on shear strength of municipal solid waste in bioreactor landfills. *Waste Management* 29 (5), 1568-1576, 2009.
- M.S. Hossain, Penmethsa K.K., and L. Hoyos. Permeability of municipal solid waste in bioreactor landfill with degradation. *Geotechnical geology and engineering* 27 (1) 43-51, 2009.
- INDEC. *Censo nacional de población, Hogares y Viviendas*. Instituto Nacional de Estadística y Censo, 2022.
- P. Jain, J. Powell, Townsend T.G., and Reinhart D.R. Air permeability of waste in a municipal solid waste landfill. *Journal of environmental engineering* 131 (11) 1565-1573, 2005.
- E. Kavazanjian, N. Matasovic Jr., R. Bonaparte, and G.R. Schmertmann. Evaluation of msw properties for seismic analysis. *Geoenvironment* 2000, 2, 1126-1141, 1995.
- H. Ke, Y. Liu, J. Hu, R. Qin, X. Bing Xu, and Y. Min Chen. Experimental study on anisotropy of hydraulic conductivity for municipal solid waste. *Waste Management* 137, pp. 39-49, 2022.
- P. Koorevaar, G. Menelik, and C. Dirksen. *Elements of soil physics*. Amsterdam: Elsevier, p. 228, 1983.
- J. Krahn, D.G. Fredlund, and M.J. Klassen. Effect of soil suction on slope stability at notch hill. *Canadian geotechnical journal* 26 (2) 269-278, 1989.
- S.L. Machado, M. Karimpour.Fard, N. Shariatmadari, M.F. Carvalho, and do Nascimento J.C.F. Evaluation of the geotechnical properties of msw in two brazilian landfills. *Waste Management* 30 (12) 2579-2591, 2010.
- L.M. Marti and D. Manzanal. Suelos compactados con adición de polímeros - aplicación a proyectos de ingeniería civil. *Universidad de Buenos Aires*, 2015.
- A.G. Pileggi and M. Codevilla. Redosificación de mezclas arena-arcilla-polímero para uso en barreras hidráulicas de rellenos sanitarios. *Universidad de Buenos Aires*, 2021.
- W. Powrie and R.P. Beaven. Hydraulic properties of household waste and implications for landfills. *Geotechnical engineering* 137 (4) 235-247, 1999.
- T.D. Stark and N. Huvaj. Shear strength of municipal solid waste for stability analyses. *Environmental Earth Sciences* 57 (8), 1911-1923, 2008.
- G. Stoltz, A.J. Tinetti, M.J. Staub, L. Oxarango, and J.P. Gourc. Moisture retention properties of municipal solid waste in relation to compression. *Journal of geotechnical and geoenvironmental engineering* 138 (4) 535-543, 2012.
- D.W. Taylor. *Fundamentals of soil mechanics*. Nueva York: Wiley, 1948.
- T.G. Townsend, J. Powell, P. Jain, Q. Xu, T. Tolaymat, and D. Reinhart. *Sustainable Practices for Landfill Design and Operation*. Nueva York: Springer, 2015.
- USACE. *EM 1110-2-1902 Slope Stability*. U.S. Army Corps of Engineers, 2003.

- M.T. van Genuchten. A closed-form equation for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated soils. *Soil science society of America journal* 44 (5), 892-898, 1980.
- H. Wei, L. Zhan, and Y. Chen. Experimental study on gas permeability of municipal solid waste. *Chinese journal of rock mechanics and engineering* 26 (7), 1408-1415, 2007.
- H. Wu, H. Wang, Y. Zhao, T. Chen, and W. Lu. Evolution of unsaturated hydraulic properties of municipal solid waste with landfill depth and age. *Waste Management* 32 (3), 463-470, 2012.
- Y. Xie, J. Xue, C.T. Gnanendran, and K. Xie. Geotechnical properties of fresh municipal solid wastes with different compositions under leachate exposure. *Waste management* 149, pp. 207-217, 2022.
- Q. Xu, T. Tolaymat, and T.G. Townsend. Impact of pressurized liquids addition on landfill slope stability. *Journal of geotechnical and geoenvironmental engineering* 138 (4), 472-480, 2012.
- D. Zekkos, J.D. Bray, E. Kavazanjian, N. Matasovic, E.M. Rathje, M.F. Riemer, and K.H. Stokoe. Unit weight of municipal solid waste. *Journal of geotechnical and geoenvironmental engineering* 132 (10), 1250-1261, 2006.