



UNIVERSIDAD DE CHILE  
FACULTAD DE CIENCIAS FÍSICAS Y MATEMÁTICAS  
DEPARTAMENTO DE INGENIERÍA CIVIL

**ANÁLISIS DE ESTABILIDAD POR EQUILIBRIO LÍMITE EN MUROS CON  
CHIMENEA DRENANTE, CONSIDERANDO SUCCIÓN DEL MATERIAL DE  
EMPRÉSTITO**

MEMORIA PARA OPTAR AL TÍTULO DE INGENIERA CIVIL

**ISIDORA FERNANDA RIVERA CARRILLO**

PROFESOR GUÍA:  
DANIEL GUZMÁN ROJAS

MIEMBROS DE LA COMISIÓN:  
FRANCISCO PINTO VEGA  
SEBASTIÁN BOLDRINI LÓPEZ

SANTIAGO DE CHILE  
2024

RESUMEN DE LA MEMORIA PARA OPTAR  
AL TÍTULO DE INGENIERA CIVIL  
POR: ISIDORA FERNANDA RIVERA CARRILLO  
FECHA: 2024  
PROF. GUÍA: DANIEL GUZMÁN ROJAS

## **ANÁLISIS DE ESTABILIDAD POR EQUILIBRIO LÍMITE EN MUROS CON CHIMENEA DRENANTE, CONSIDERANDO SUCCIÓN DEL MATERIAL DE EMPRÉSTITO**

En pos de incorporar la teoría de suelos parcialmente saturados en la práctica ingenieril, se realizó un análisis de estabilidad mediante equilibrio límite en el muro de contención asociado a un proyecto, ubicado en un tranque de relaves en el norte de Chile, específicamente en la región de Antofagasta. Este análisis consideró las propiedades no saturadas del material de empréstito que constituye la estructura de contención. En este sentido, se incorporó un régimen transiente, simulando distintas intensidades y duraciones de precipitación para un periodo de retorno de 100 años, además de infiltraciones que pudieran generarse desde la cubeta del depósito, como una potencial crecida de la laguna. Asimismo, se consideró un escenario pseudoestático tomando en cuenta un sismo máximo creíble (MCE). Esto se hizo con el objetivo de comparar cómo inciden las propiedades de suelos parcialmente saturados en el factor de seguridad, teniendo en cuenta las condiciones sísmicas y de borde hidráulicas presentes en la zona geográfica del proyecto.

A lo largo del estudio, se pretenden cuantificar los valores de los factores de seguridad asociados a la estabilidad del muro de contención, considerando el modelo de Mohr Coulomb Extendido para determinar la resistencia al corte. Con esto, se realizará una comparación entre los factores de seguridad obtenidos al incorporar los parámetros de resistencia de suelos no saturados con los factores de seguridad bajo un enfoque de mecánica de suelos tradicional, que utiliza el modelo de Mohr Coulomb sin considerar el parámetro de succión como aporte a la resistencia del material.

Además, se evaluará la posibilidad de emplear nuevos diseños geométricos aguas abajo del talud del muro principal estudiado, basados en el incremento de la resistencia al corte que generan las propiedades de suelos parcialmente saturados.

*Si no te entusiasma tu futuro,  
es porque estás en el presente equivocado.*

# Agradecimientos

Por sobretodo a mi mamá y papá, que me brindaron todas las condiciones para poder estudiar en los lugares que siempre soñé, de incentivarme a conocer el mundo y de darme amor incondicional, apoyo y contención en cada momento. Gracias por nunca dejar de creer en mí. Les debo toda la persona que soy hoy.

A mis amigas, a la Jesu, Sofi, Alme, Fran, Amanda y Vali que son mujeres maravillosas y mi constante inspiración. Las considero amores de mi vida y sin ellas y su apoyo incondicional a lo largo de todo mi desarrollo universitario, no me la hubiese podido.

A mis estructurales/geotécnicos (Nico, Maxi, Edu, Pedro, Lucas) con los que compartí muchas horas de estudio y frustración, pero también mucho compañerismo y entendimiento. Mención especial a la Vale y al Samu que siempre fueron mi acompañamiento para estudiar, ñoñear, cuestionarnos absolutamente todo antes de cada prueba, reflexionar nuestro rol como futuros profesionales y con quienes formé un hermoso equipo de estudio y amistad.

A mis hidráulicos (Lazo, Chino, Pancho, Benja y Anto) que me otorgaron momentos de distención, tallas y puras risas. Mención especial al Lazo, que se convirtió en una persona muy importante para mí y me brindó un apoyo emocional y amistad inigualable en este último proceso.

Al equipo de geotecnia Stantec 2024. Si bien no fueron parte de mi proceso universitario, fueron mi primer acercamiento al mundo profesional. Son un grupo humano maravilloso que me ha ensañado muchísimas cosas, desde lo técnico hasta lo emocional. Gracias por seguir inspirándome a aprender y por sobretodo, mostrarme lo que implica estar en un ambiente laboral digno, lleno de compañerismo, amistad, respeto, reconocimiento del trabajo y disposición a ayudar. Pero por sobretodo, doy mil gracias a Daniel Guzmán, quien fue mi guía en todo este proceso de trabajo de título y que sin duda esta fase transitoria universitaria/laboral no hubiese sido la misma sin él. Es el mejor profe guía y líder que me pudo haber tocado. Gracias por ese liderazgo que inspira y une, que da tranquilidad y llena de risas y alegría cada lugar en el que está.

A Javier Acosta, quien fue el mentor que necesité para enfrentar este último proceso universitario. Llegó como apoyo en un momento fundamental, de mucho caos, estrés e inseguridad, pero siempre me empoderó, alentó, contuvo y me ayudó a reconocer mis capacidades (además de solucionar y reírse de mis millones de acontecimientos desafortunados). Gracias por cada café que incluyó una buena conversación, consejos de vida y copuchas.

Finalmente, gracias a mí misma, por no rendirme y querer siempre ser mejor que ayer.

# Tabla de Contenido

<b>1. Introducción</b>	<b>1</b>
1.1. Antecedentes Generales . . . . .	1
1.2. Descripción del Problema . . . . .	3
1.3. Justificación del Proyecto . . . . .	6
1.4. Objetivo General . . . . .	7
1.5. Objetivos Específicos . . . . .	7
1.6. Alcances . . . . .	7
<b>2. Marco teórico</b>	<b>8</b>
2.1. Suelos no saturados . . . . .	8
2.2. Curvas características de succión (SWCC) . . . . .	9
2.3. Resistencia al corte en suelos no saturados . . . . .	12
2.4. Estabilidad de taludes . . . . .	14
2.5. Tranques de Relave . . . . .	17
2.6. Incidencia de la succión sobre la estabilidad de un talud . . . . .	20
2.7. Influencia de precipitaciones en la estabilidad de un talud en suelos parcialmente saturados . . . . .	22
<b>3. Metodología</b>	<b>24</b>
3.1. Procedimiento General . . . . .	24
3.2. Determinación parámetros de resistencia material no saturado . . . . .	25
3.3. Modelamiento . . . . .	27
3.3.1. Configuración geométrica . . . . .	27
3.4. Definición de propiedades físicas . . . . .	29
3.4.1. Mallado y definición propiedades hidráulicas . . . . .	29
3.4.2. Incorporación régimen transiente . . . . .	31
3.4.3. Incorporación laguna operacional y crecida . . . . .	33
3.4.4. Incorporación cargas sísmicas . . . . .	35
<b>4. Resultados y discusiones</b>	<b>36</b>
4.1. Parámetros de ajuste SWCC . . . . .	36
4.2. Flujo hidráulico y envolventes de falla . . . . .	37
4.3. Factores de Seguridad . . . . .	43
<b>5. Conclusiones</b>	<b>49</b>
<b>6. Recomendaciones</b>	<b>51</b>

<b>7. Bibliografía</b>	<b>53</b>
<b>8. Anexos</b>	<b>56</b>
8.1. Anexo A - Datos de Laboratorio Curva SWCC . . . . .	56
8.2. Anexo B - Resultados Tabulados de Factores de Seguridad . . . . .	57
8.3. Anexo C - Resultados Gráficos de Factores de Seguridad y Grados de Saturación	58

# Índice de Tablas

2.1.	Criterios de admisibilidad Factor de seguridad (MOP, 2015). . . . .	16
3.1.	Intensidades y frecuencias de precipitación simuladas. . . . .	32
3.2.	Coefficientes sísmicos . . . . .	35
4.1.	Parámetros de ajuste obtenidos referentes al modelo de Van Genuchten. . . . .	36
4.2.	Parámetros de ajuste Fredlund & Xing. . . . .	37
4.3.	Diferencia porcentual entre casos con y sin succión. . . . .	47
4.4.	Diferencia porcentual entre FS de talud 2.7:1 sin succión y FS talud 2.3:1 con succión. . . . .	48
8.1.	Datos de laboratorio asociados a succión en función del porcentaje de humedad gravimétrico. . . . .	56
8.2.	Factores de Seguridad asociados a talud 2.7:1 sin succión para las distintas precipitaciones simuladas. . . . .	57
8.3.	Factores de Seguridad asociados a talud 2.3:1 con y sin succión para las distintas precipitaciones simuladas. . . . .	57
8.4.	Factores de Seguridad asociados a talud 2:1 con y sin succión para las distintas precipitaciones simuladas. . . . .	58

# Índice de Ilustraciones

1.1.	Oficinas de Stantec en América, Europa y Asia (Stantec, 2024) . . . . .	1
1.2.	Oficinas de Stantec en Oceanía, Asia y África (Stantec, 2024) . . . . .	2
1.3.	Vista en planta depósito de relaves estudiado. (Stantec, 2022). . . . .	3
1.4.	Componentes principales depósito de relaves estudiado (Stantec, 2022). . . . .	4
1.5.	Esquema de sección transversal tentativa del Proyecto. Elaboración propia . .	5
2.1.	Zonas de suelo según su grado de saturación (Modificado de Fredlund, 2000) .	9
2.2.	Parámetros asociados a curva de succión. (Wang et. al, 2017) . . . . .	10
2.3.	Comparación de curvas de succión entre diferentes tipos de suelos (Gitirana & Fredlund, 2004). . . . .	11
2.4.	Envoltente de falla suelos parcialmente saturados (Fredlund & Rahardjo, 1993).	13
2.5.	Esquema explicativo dovelas (Duncan et al., 2014). . . . .	15
2.6.	Esquema de fuerzas empleadas en método Morgenstern-Price. (Duncan et al., 2014) . . . . .	15
2.7.	Esquema de componentes relativos a Tranques de Relaves (Carvajal, 2018). . .	18
2.8.	Método constructivo <i>Aguas Arriba</i> (Mine Safety and Health Administration MSHA, 2010). . . . .	19
2.9.	Método constructivo <i>Eje Central</i> (Mine Safety and Health Administration MSHA, 2010). . . . .	19
2.10.	Método constructivo <i>Aguas Abajo</i> (Mine Safety and Health Administration MSHA, 2010). . . . .	20
2.11.	Comparación de factores de seguridad en suelos saturados y no saturados (Guzmán & Zandarín, 2019). . . . .	21
2.12.	Factor de seguridad en función de la succión relativo a un talud en Arequipa, Perú (Gallegos & Miranda, 2023). . . . .	21
2.13.	Mediciones de succión en un talud parcialmente saturado (Sweeney, 1982). . .	23
3.1.	Datos de ensayo papel filtro para material de empréstito de muro de contención (Stantec, 2022). . . . .	26
3.2.	Curva de succión promedio relativa a material constituyente de muro principal.	26
3.3.	Configuraciones geométricas diseño de taludes estudiados. Extracción de Slide2 ©2024 Copyright Rocscience Inc. . . . .	28
3.4.	Propiedades físicas empleadas para los materiales. Extracción de Slide2 ©2024 Copyright Rocscience Inc. . . . .	29
3.5.	Representación y calidad de mallado. Extracción de Slide2 ©2024 Copyright Rocscience Inc. . . . .	30
3.6.	Propiedades hidráulicas empleadas. Extracción de Slide2 ©2024 Copyright Rocscience Inc. . . . .	30
3.7.	Curva IDF Estación Conchi Viejo (Torres, 2016). . . . .	31
3.8.	Funciones de infiltración empleadas para régimen transiente. . . . .	32

3.9.	Simulación régimen transiente. Extracción de Slide2 ©2024 Copyright Rocscience Inc. . . . .	33
3.10.	Simulación laguna operacional. Extracción de Slide2 ©2024 Copyright Rocscience Inc. . . . .	33
3.11.	Funciones simuladores de crecida de laguna en el tiempo. . . . .	34
4.1.	Comparación de parámetros de ajuste SWCC: modelo Van Genuchten vs. Fredlund & Xing con resultados de laboratorio. . . . .	37
4.2.	Comparación saturaciones talud 2.3:1 - día 0 (antes de precipitación 24 hrs). .	38
4.3.	Comparación saturaciones talud 2.3:1 - día 1 (inicio de precipitación 24 hrs). .	39
4.4.	Comparación saturaciones talud 2.3:1 - día 2 (final de precipitación 24 hrs). . .	40
4.5.	Comparación saturaciones talud 2.3:1 - día 730 (tiempo considerablemente transcurrido post precipitación 24 horas). . . . .	41
4.6.	Contenidos de humedad volumétricos en escenario no saturado para el último día de precipitación (24 horas) referentes a talud 2.3:1. . . . .	42
4.7.	Factores de Seguridad Talud 2.3:1 . . . . .	44
4.8.	Factores de Seguridad Talud 2:1 . . . . .	46
4.9.	Comparación entre Factores de seguridad para taludes 2.3:1 y 2:1 con succión y talud 2.7:1 sin succión para una precipitación de 24 horas. . . . .	47
8.1.	FS talud 2:1 día previo precipitación 24 horas. . . . .	58
8.2.	FS talud 2:1 primer día precipitación 24 horas. . . . .	59
8.3.	FS talud 2:1 último día precipitación 24 horas. . . . .	59
8.4.	FS talud 2:1 día previo precipitación 48 horas. . . . .	60
8.5.	FS talud 2:1 primer día precipitación 48 horas. . . . .	60
8.6.	FS talud 2:1 último día precipitación 48 horas. . . . .	61
8.7.	FS talud 2:1 día previo precipitación 72 horas. . . . .	61
8.8.	FS talud 2:1 primer día precipitación 72 horas. . . . .	62
8.9.	FS talud 2:1 último día precipitación 72 horas. . . . .	62
8.10.	FS talud 2.3:1 día previo precipitación 24 horas. . . . .	63
8.11.	FS talud 2.3:1 primer día precipitación 24 horas. . . . .	63
8.12.	FS talud 2.3:1 último día precipitación 24 horas. . . . .	64
8.13.	FS talud 2.3:1 día previo precipitación 48 horas. . . . .	64
8.14.	FS talud 2.3:1 primer día precipitación 48 horas. . . . .	65
8.15.	FS talud 2.3:1 último día precipitación 48 horas. . . . .	65
8.16.	FS talud 2.3:1 día previo precipitación 72 horas. . . . .	66
8.17.	FS talud 2.3:1 primer día precipitación 72 horas. . . . .	66
8.18.	FS talud 2.3:1 último día precipitación 72 horas. . . . .	67
8.19.	Ejemplo variación $\phi^b$ en superficie de falla. . . . .	67

# Capítulo 1

## Introducción

### 1.1. Antecedentes Generales

Stantec es una empresa canadiense fundada en 1954, contando con 70 años de experiencia y destacando por un enfoque de innovación y sostenibilidad en diseño e ingeniería. A nivel global, cuenta con un equipo de 19.082 profesionales distribuidos en más de 400 ubicaciones en 5 continentes, como se muestra en las Figuras 1.1 y 1.2 que detallan sus sucursales a nivel mundial. En Chile, posee una oficina en Santiago la cual se conforma por 139 trabajadoras y trabajadores, ofreciendo servicios de consultoría, ingeniería y gestión de proyectos en sectores clave como minería, energías renovables y protección ambiental. (Stantec, 2024)

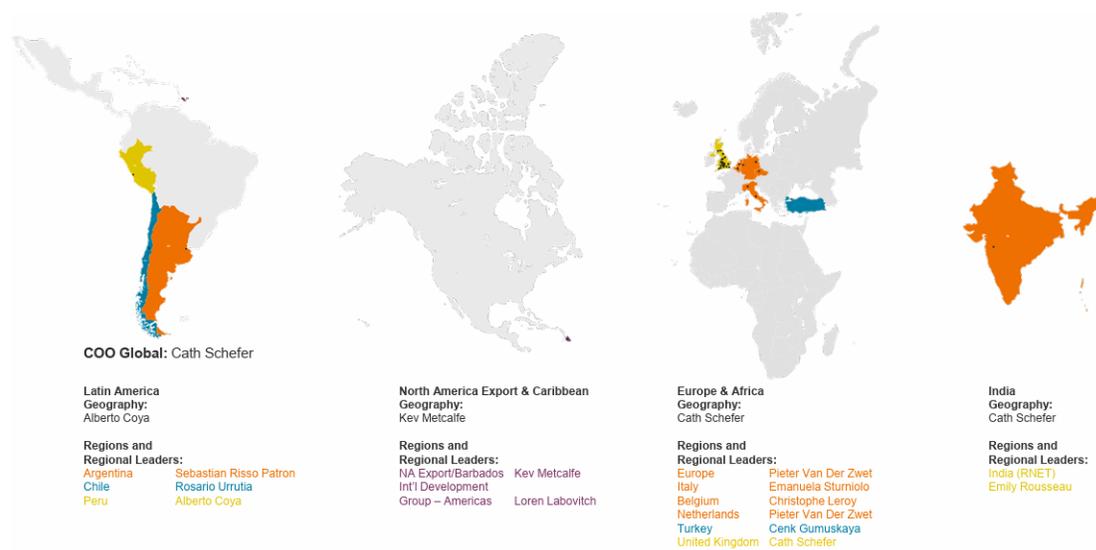


Figura 1.1: Oficinas de Stantec en América, Europa y Asia (Stantec, 2024)

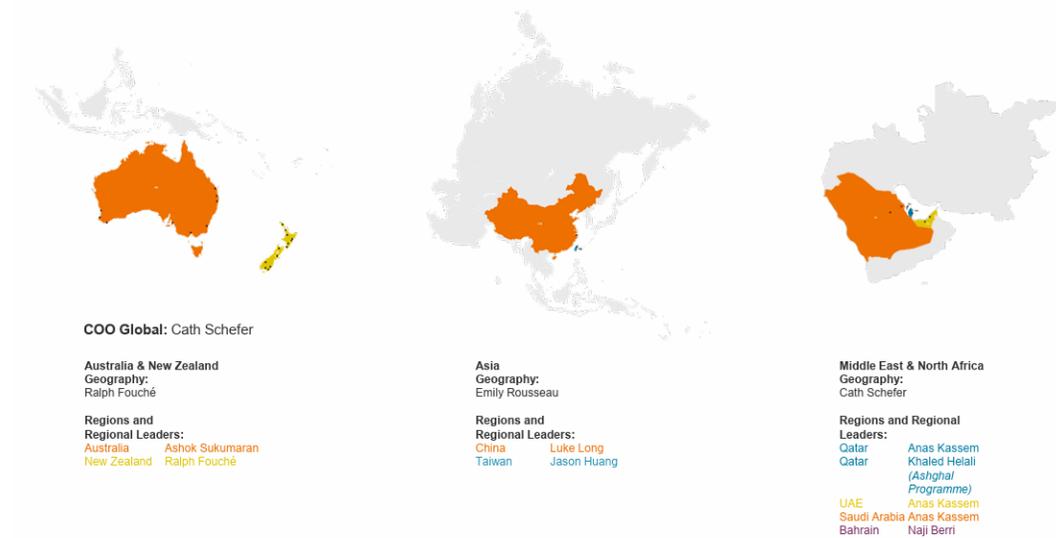


Figura 1.2: Oficinas de Stantec en Oceanía, Asia y África (Stantec, 2024)

En Chile, Stantec concentra su atención en proyectos vinculados al sector minero, donde sus principales clientes son empresas del rubro tales como Codelco, BHP, Antofagasta Minerals (AMSA) y Anglo American. La empresa opera a través de tres áreas fundamentales: Minería, Permisos y Medio Ambiente.

El área de Minería se divide en sub-áreas que abarcan desde servicios de terrenos hasta aspectos eléctricos, mecánicos, estructurales, hidráulicos y geotécnicos, siendo estas dos últimas las más amplias en términos de personal. Por otro lado, el área de Permisos se encarga de aspectos arquitectónicos e ingeniería relacionada con la obtención de permisos. Finalmente, el área de Medio Ambiente se subdivide en campos que abarcan aspectos sociales, biodiversidad y auditorías ambientales.

Es importante resaltar el papel que desempeña el área de Geotecnia dentro de Stantec, ya que asume un rol de gran protagonismo en numerosos proyectos relacionados con tranques de relaves. En este contexto, el área se enfoca en realizar estudios de Ingeniería de Factibilidad y Detalle, los cuales están directamente asociados con los peraltamientos requeridos para mantener la continuidad operativa de estas estructuras. Es en este contexto en el cual se desarrollará el trabajo investigativo expuesto en este documento, en donde se evaluará la viabilidad técnica de una modificación de diseño de talud aguas abajo asociado al muro principal del tranque de relaves.

## 1.2. Descripción del Problema

El Proyecto en el que se desarrolla la investigación corresponde a un tranque de relaves ubicado en el norte de Chile, específicamente en el desierto de Atacama. Su función principal es recopilar y almacenar de manera segura el material de relave que es transportado gravitacionalmente mediante dos sistemas de distribución desde tres plantas concentradoras que se ubican en las cercanías de la obra. Por ende, el tranque mantiene la funcionalidad operativa de estas. En la Figura 1.3 se presenta la ubicación espacial aproximada del depósito y la planta concentradora más cercana a este.



Figura 1.3: Vista en planta depósito de relaves estudiado. (Stantec, 2022).

El muro de contención asociado al depósito está constituido por un muro principal y un muro lateral. Ambos están conformados por material de empréstito, es decir, arena limosa perteneciente a la zona y su método constructivo se rige por lo indicado en la normativa chilena del Servicio Nacional de Geología y Minería (SERNAGEOMIN), siendo este el método de aguas abajo. Este método consiste en construir el muro del tranque de manera gradual a medida que el relave es depositado. De este modo, a medida que el nivel del relave en el tranque aumenta acorde a las tasas de depositación del material, la infraestructura de contención existente comienza a ser impactada, por lo que se requiere de continuos niveles o peraltamientos en elevación para mantener la factibilidad de la operación y así almacenar adecuadamente el material de relave.

En la Figura 1.4 se puede observar la ubicación de los muros de contención. Para efectos de este estudio se tomará en consideración sólo el análisis para el muro principal, el cual posee una longitud aproximada de 2,5 km. Asimismo, en la Figura mencionada se puede observar en color gris el material de relave y en color turquesa la disposición de la laguna operacional que posee el depósito.

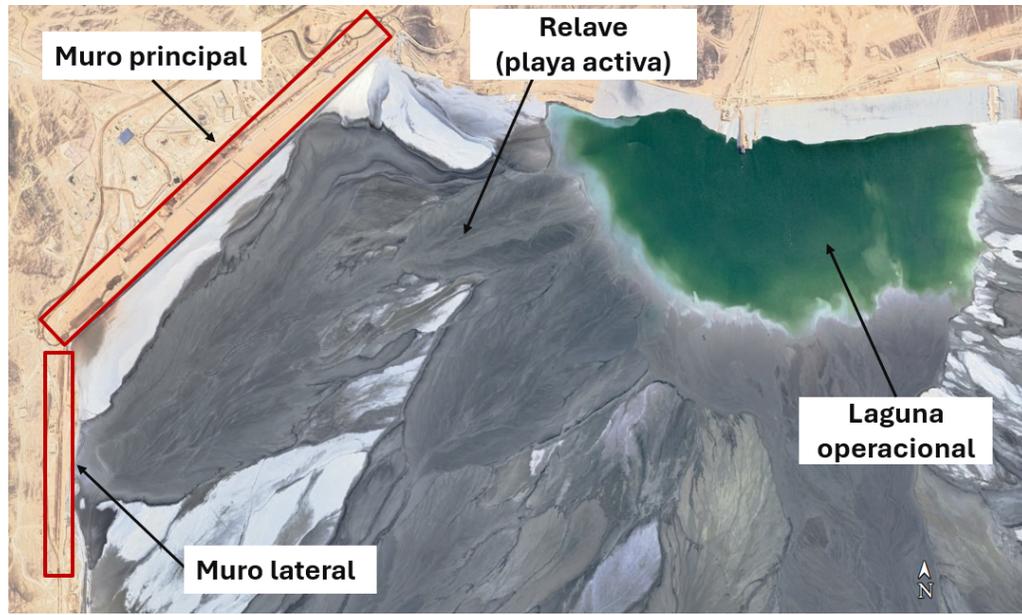


Figura 1.4: Componentes principales depósito de relaves estudiado (Stantec, 2022).

Posterior a la etapa constructiva del 6° peralte del muro principal se visualizaron humedecimientos en la cara del talud aguas abajo del muro. Por este motivo, para la etapa posterior correspondiente al 7° peralte se decidió modificar la geometría de la estructura, aumentando el talud en la componente horizontal. De esta manera, se rectificó el talud de 2:1 a un talud 2.7:1 y se incorporó un sistema de drenaje compuesto por una alfombra y chimenea drenante.

Actualmente tras el proceso de licitación llevado a cabo por el cliente, se definió que Stantec desarrollará la Ingeniería de Factibilidad para el proyecto asociado al 8° peraltamiento del muro principal, en el cual se contempla mantener el talud geométrico aguas abajo utilizado en el 7° peraltamiento (2.7:1). En este contexto es que se visualiza la oportunidad de aplicar la teoría de suelos no saturados, evaluar cómo incide el componente de la succión en el Factor de Seguridad (FS) y por ende, analizar cómo influye este parámetro en el diseño del talud aguas abajo del muro mencionado, donde se encuentra posicionada la chimenea drenante observada en la Figura 1.5.

Lo anterior, con el propósito de disminuir el talud en la componente horizontal del 8° peralte y así aproximarse al diseño geométrico original utilizado en el 6° peralte, tomando en cuenta que los humedecimientos mencionados en un inicio cuentan con la chimenea drenante como medida de mitigación.

Para llevar a cabo el análisis técnico de la reducción geométrica propuesta aguas abajo del talud, se realizó un análisis de estabilidad a largo plazo mediante el método de equilibrio límite empleando el Software Slide2 ©2024 Copyright Rocscience Inc., en donde se consideraron incrementos de humedad en un régimen transiente simulando precipitaciones para un periodo de retorno de 100 años basados en los registros de la estación de Conchi Viejo en la región de Antofagasta.

Particularmente se simularon 3 precipitaciones; una precipitación de alta intensidad en una duración de 24 horas, otra precipitación de mediana intensidad ocurrida en 48 horas y finalmente una precipitación de baja intensidad producida en 72 horas. Lo anterior en el contexto de la zona geográfica en la que se desarrolla el proyecto, empleando curvas de intensidad-duración-frecuencia (IDF). Dichas curvas fueron obtenidas a partir de un estudio desarrollado por Torres (2016) en donde se añadió al registro histórico hidrológico de la Dirección General de Aguas (DGA), valores de precipitaciones diarias hasta el año 2016, obtenidas a través de registros del Banco Nacional de Aguas y la Dirección Meteorológica de Chile (DMC).

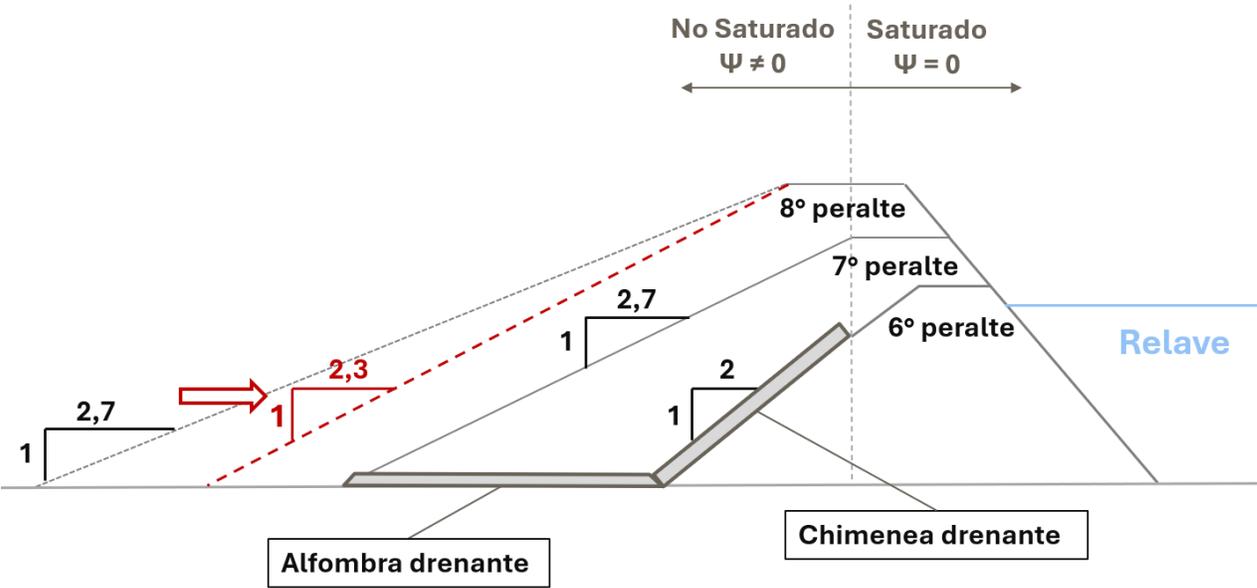


Figura 1.5: Esquema de sección transversal tentativa del Proyecto. Elaboración propia

### 1.3. Justificación del Proyecto

Un escenario común en proyectos de ingeniería es calcular factores de seguridad (FS) en análisis de estabilidad de taludes para evaluar si un proyecto se ajusta a los valores mínimos establecidos por las normativas correspondientes. En contextos geotécnicos, estos factores de seguridad obtenidos muchas veces están contemplados, en términos de saturación, bajo escenarios tradicionales de diseño. En estos escenarios, se considera que el suelo está saturado bajo el nivel freático y seco por sobre este. Sin embargo, se desprecia el comportamiento parcialmente saturado de los suelos, en donde existe una zona en la interfaz entre la superficie y el nivel freático que, dependiendo del espesor del estrato, pueda considerar características parcialmente saturadas, las cuales, poseen una resistencia al corte mayor en comparación con un análisis convencional.

Es aquí donde surgen las preguntas: ¿Existiría una tranquilidad profesional en un FS que se sitúe al ras de los márgenes de la ley si se utiliza el método tradicional? Sabiendo que el fenómeno de la cohesión aparente existe, ¿Cómo influye en términos porcentuales en el incremento de la resistencia al corte del material respecto al método tradicional? ¿Cómo se pueden considerar los parámetros no saturados en una modelación computacional? ¿Es recomendable incorporar en diseños de estabilidad las implicancias de suelos no saturados?

Con lo anterior y con el objetivo de cuantificar la holgura de diseño al considerar los parámetros de resistencia de suelos no saturados, se plantea llevar a cabo un análisis de estabilidad por equilibrio límite que incorpore la teoría de suelos no saturados para cuantificar cuánto es el aporte de la succión a la resistencia al corte del material. De esta manera se analizarán los FS obtenidos y se estudiará cuán sensible es el FS a la inclusión del parámetro de succión.

Por otro lado, dada la descripción del problema, se pretende abordar el diseño del 8° peralte del muro de contención relativo al Proyecto para evaluar la posibilidad de modificar el diseño geométrico y aproximarse a la geometría inicial establecida en el 6° peralte, haciendo un uso complementario en el análisis de los efectos de la teoría de suelos parcialmente saturados.

Es fundamental mencionar que el último punto se sustenta sólo por el contexto de que se mitigaron los humedecimientos con la incorporación de la chimenea drenante, se cuenta con un respaldo de las condiciones de borde hidráulicas (tales como permeabilidades, estudios hidrogeológicos, un plan de llenado que rige el comportamiento de la laguna, entre otros) y finalmente, se poseen antecedentes de ensayos de laboratorio realizados al material de empréstito.

En conclusión, la justificación principal para el desarrollo de este proyecto de título radica en que la incorporación del análisis de suelos no saturados permite, en caso de existir, la determinación de una posible holgura de diseño en los análisis de estabilidad tradicionales dados por el aumento de la resistencia al corte. Además, este estudio presenta la oportunidad de evaluar un cambio geométrico aguas abajo del talud que optimice el diseño basado en dicha teoría.

## 1.4. Objetivo General

Evaluar la viabilidad asociada a la propuesta de un nuevo diseño geométrico de talud aguas abajo, el cual incorpore la componente de succión del material de empréstito que constituye el muro en el análisis de estabilidad basado en el método de equilibrio límite, con el propósito de explorar la aplicabilidad de la teoría de suelos no saturados considerando adicionalmente eventuales humedecimientos en el norte de Chile.

## 1.5. Objetivos Específicos

- Recopilar antecedentes y bibliografía asociada al comportamiento de los suelos no saturados para estudiar el estado del arte relativo a los modelos de Mohr Coulomb y Mohr Coulomb Extendido, a través de literatura académica, documentos de la empresa y documentos técnicos.
- Realizar un análisis de infiltración en régimen transiente con el fin de simular las condiciones hidráulicas tales como incrementos de humedad por precipitaciones en el muro de contención e infiltraciones desde la cubeta. Esto se llevará a cabo mediante la integración de curvas de succión para representar la relación entre la permeabilidad y la succión.
- Evaluar la incidencia del parámetro de succión en el factor de seguridad del talud aguas abajo mediante un análisis de estabilidad por equilibrio límite con el fin de estudiar si es posible realizar cambios en la geometría del talud.

## 1.6. Alcances

Los alcances estipulados para este trabajo investigativo son los siguientes:

- El estudio de estabilidad física se enmarca dentro del 8° peralte del muro principal (SLRW), durante la etapa de Ingeniería de Factibilidad.
- En términos hidráulicos, se considerará un régimen transiente suponiendo un comportamiento isotrópico de las permeabilidades del muro.
- Este estudio no evalúa la constructibilidad de los diseños considerados.
- Este estudio excluye los efectos producidos por el cambio climático.
- Se excluye un análisis geoquímico de la interacción entre los materiales involucrados.
- No se pretende abordar el estudio de la capacidad hidráulica de los drenes existentes en el proyecto.

# Capítulo 2

## Marco teórico

### 2.1. Suelos no saturados

Durante el desarrollo de los proyectos que involucran diseños geotécnicos, se emplea el supuesto de que el suelo está completamente saturado bajo el nivel freático y que sobre éste, se encuentra completamente seco y no existe presencia de fuerzas cohesivas que puedan producir incrementos en la resistencia del material. Sin embargo, esta suposición puede ser lejana a lo que realmente sucede en la realidad. Este enfoque se adopta debido a que representa el caso más desfavorable de analizar. No obstante, puede ser útil estudiar otros escenarios para aumentar la comprensión del comportamiento geotécnico en casos como por ejemplo, los muros de contención de depósitos de relaves en ambientes como el norte de Chile. El análisis de suelos no saturados emerge como una propuesta válida en este contexto.

Los suelos saturados son aquellos que se sitúan por debajo del nivel freático, presentando un grado de saturación ( $S_r$ ) aproximadamente de  $S_r=100\%$ , lo cual quiere decir que el agua se introduce prácticamente por completo en los espacios vacíos entre partículas, desplazando así el contenido de aire. Es de observar que en esta zona se consideran presiones intersticiales o de poro positivas. Por el contrario, los suelos ubicados por encima del nivel freático pueden catalogarse tanto como parcialmente saturados o por otro lado como suelos secos. Un ejemplo de un escenario parcialmente saturado es la zona de transición entre el nivel freático y la continuación del siguiente estrato de suelo y un ejemplo de un escenario seco correspondería a materiales que presentan niveles de saturación cercanas al  $0\%$ .

En la transición entre el nivel freático y la capa superficial, se distinguen dos zonas como puede ser apreciado en la Figura 2.1: la zona capilar y la zona de dos fases (Fredlund, 2000). En la zona capilar, las propiedades se asemejan a las de un suelo saturado debido a que su grado de saturación es casi completo (cercano a un  $S_r=80\%$ ), pero las presiones de poro son negativas, dando lugar al fenómeno de capilaridad, en el cual el agua asciende entre las partículas del suelo a través de los poros, similar a como asciende el agua en un tubo de vidrio por medio de la tensión superficial. (Budhu, 2013)

En la zona de dos fases, que sigue a la zona capilar en dirección hacia la superficie, tanto el agua como el aire llenan los poros entre partículas de manera continua, lo que produce que el grado de saturación oscile entre el  $20\%$  y el  $80\%$ . Aquí también las presiones de poro son negativas pero su origen es generado por la diferencia de presión entre el agua y el aire

presentes en los poros. En esta zona, la succión toma un rol fundamental.

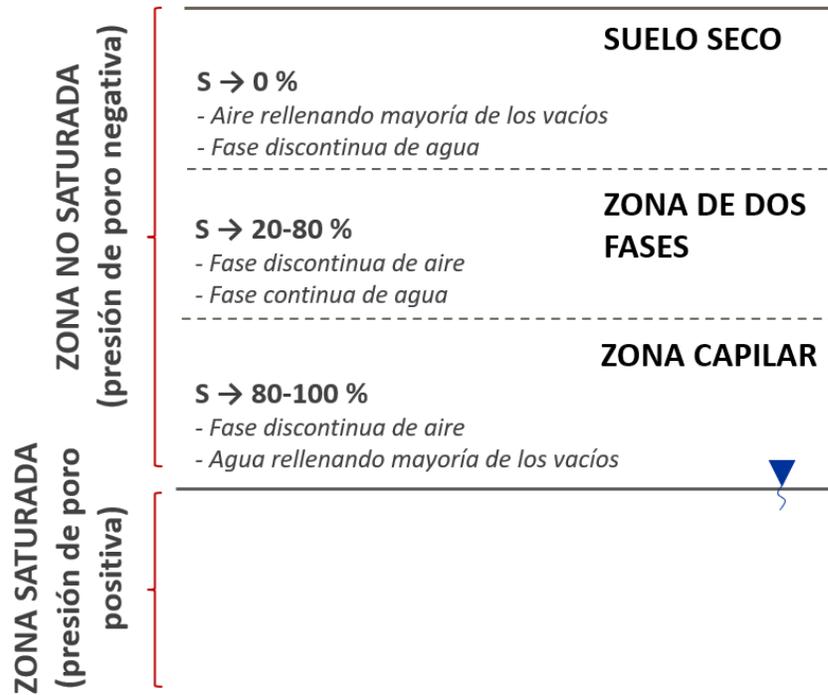


Figura 2.1: Zonas de suelo según su grado de saturación (Modificado de Fredlund, 2000)

## 2.2. Curvas características de succión (SWCC)

El parámetro de succión desempeña un papel fundamental en la teoría de suelos no saturados ya que la determinación de este parámetro permite la construcción de la curva de retención de humedad del suelo, también conocida como la curva característica de succión (SWCC, por sus siglas en inglés). Esta curva relaciona la cantidad de humedad presente en el material poroso con la energía requerida para remover el agua (Calderón, 2018). Asimismo, otra manera de definir esta curva es entendiéndola como la representación gráfica de cómo varía con la capacidad de retención del agua en los poros macro y micro del suelo.

En términos generales, existen 2 puntos fundamentales que pueden ser observados en esta curva: el valor de entrada de aire (AEV) y el estado residual. El primero corresponde al valor inicial límite en el cual el suelo transita desde un estado completamente saturado a un estado parcialmente saturado. En este punto, la fase de agua es continua, pero la de aire es discontinua. En consecuencia, el parámetro AEV corresponde al valor en donde el material comienza gradualmente a secarse debido al efecto de la succión. Una vez superado ese valor, el material comienza un proceso de desaturación cada vez mayor, hasta llegar un punto prácticamente asintótico. Este último, representa el estado residual, el cual corresponde a un valor de humedad que es prácticamente imposible de eliminar, en donde se requeriría un valor extremadamente alto de succión para secar el material completamente y remover la humedad residual en su totalidad. En la Figura 2.2, se pueden observar las variables principales que componen dicha curva.

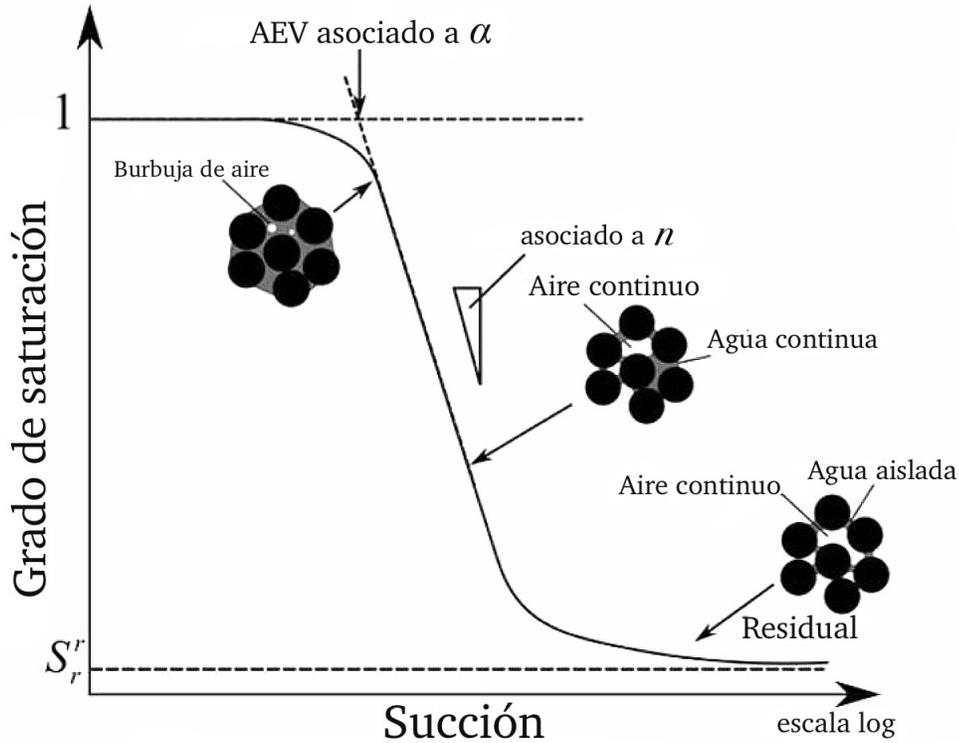


Figura 2.2: Parámetros asociados a curva de succión. (Wang et. al, 2017)

Es de observar que se presentan patrones típicos relacionados a la forma de la curva de succión dependiendo del tipo de material a analizar. Como se puede observar en la Figura 2.3, las arcillas presentan mayor capacidad de retención de agua en comparación a los suelos granulares, dado que presentan un mayor valor de entrada de aire (AEV), generando así que el área bajo la curva, que representa la energía de retención de agua, sea mayor. Esta tendencia particular de los materiales arcillosos puede ser explicado debido a sus propiedades físico-químicas, las cuales generan una mayor capacidad de cohesión entre partículas y de interacción con el medio acuoso, además que, el poseer un menor radio entre estas producirá que se generen mayores alturas de capilaridad (Gitirana & Fredlund, 2004).

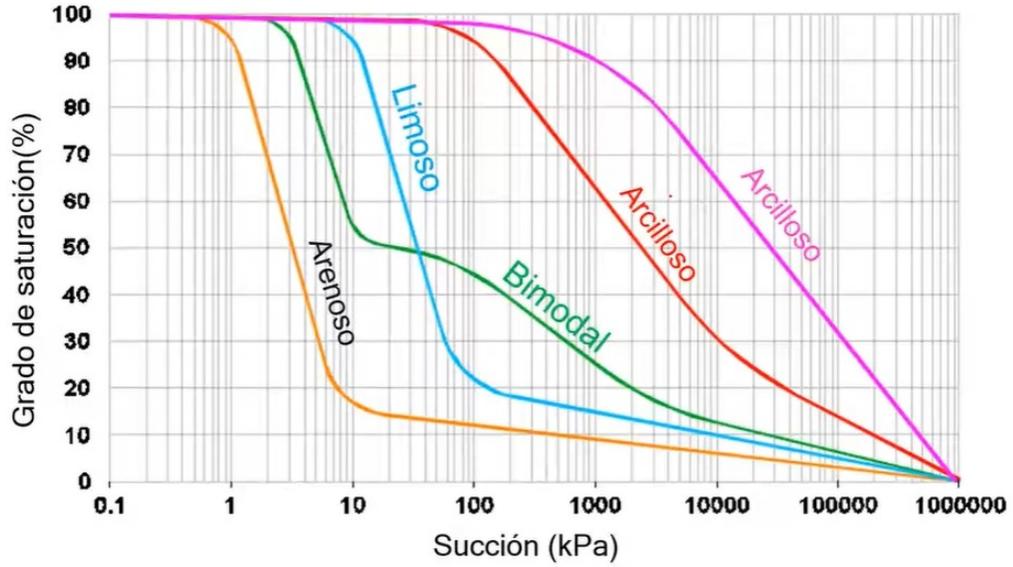


Figura 2.3: Comparación de curvas de succión entre diferentes tipos de suelos (Gitirana & Fredlund, 2004).

Van Genuchten (1980) postuló una ecuación empírica para determinar la curva de succión, la cual se ajusta a valores experimentales obtenidos en laboratorio, medidos a través de ensayos como por ejemplo, el ensayo de papel filtro (ASTM International, 2010). La ecuación propuesta para modelar las curvas en cuestión en términos de saturación, viene dada por la expresión 2.1:

$$S_e = \left[ \frac{1}{1 + (\alpha \cdot h)^n} \right]^{1 - \frac{1}{n}} \quad (2.1)$$

Donde  $h$  [m] representa la presión en términos de columna de agua,  $\alpha$   $\left[ \frac{1}{m} \right]$  es un parámetro de ajuste asociado al primer punto de inflexión de la curva,  $n$  [-] corresponde a un factor de ajuste que determina la pendiente entre el punto de inflexión y el estado residual (Wang et al., 2017).

Asimismo, el modelamiento de la curva se puede expresar en términos de contenido de agua, a partir de la ecuación 2.2 (Van Genuchten, 1980):

$$\theta = \theta_r + \frac{\theta_s - \theta_r}{[1 + (\alpha \cdot h)^n]^{1 - \frac{1}{n}}} \quad (2.2)$$

Donde  $\theta$   $[m^3 \cdot m^{-3}]$  corresponde al contenido de humedad volumétrico,  $\theta_s$   $[m^3 \cdot m^{-3}]$  al contenido de humedad volumétrico saturado y  $\theta_r$   $[m^3 \cdot m^{-3}]$  al contenido de humedad volumétrico residual.

Es importante mencionar que, la proyección del parámetro  $\alpha$  en el eje de las abscisas representa el valor numérico en unidades de presión del valor de entrada de aire (AEV).

Asimismo, otra de las formulaciones más utilizadas para modelar las curvas de succión, corresponde al modelo propuesto por Fredlund & Xing (1994), cuya curva en términos de

saturación viene dada por la ecuación 2.3:

$$S_e = \left[ \frac{1}{[\ln(e + \frac{h^n}{\alpha})]} \right]^m \quad (2.3)$$

Donde el parámetro  $\alpha$  [kPa] se relaciona con el valor de entrada de aire (AEV),  $n$  [-] se relaciona con la pendiente desde el primer al segundo punto de inflexión y  $m$  [-] se relaciona con el contenido de agua residual.

## 2.3. Resistencia al corte en suelos no saturados

El modelamiento numérico de la SWCC es esencial ya que constituye una herramienta para determinar propiedades tanto hidráulicas como mecánicas de los suelos no saturados. Particularmente en este último aspecto, las curvas de succión son necesarias para estimar la resistencia al corte en este tipo de material (Vanapalli et. al, 2000).

Recordando, en la mecánica de suelos saturados, la resistencia al corte se formula en función del esfuerzo efectivo que viene dado por la ecuación 2.4 (Terzaghi, 1943)

$$\sigma' = \sigma_n - u_w \quad (2.4)$$

Donde  $\sigma_n$  es el esfuerzo total y  $u_w$  la presión de poro de agua. Así, la resistencia al corte, aplicando el criterio de falla Mohr-Coulomb viene dada por la ecuación 2.5 (Terzaghi, 1943)

$$\tau_f = \sigma_n \cdot tg(\phi') + c \quad (2.5)$$

No obstante, Bishop (1959) propuso una expresión para determinar el parámetro de esfuerzo efectivo, pero en este caso, en condiciones no saturadas como se expone en la ecuación 2.6:

$$\sigma' = (\sigma_n - u_a) - \chi(u_a - u_w) \quad (2.6)$$

Donde  $\sigma_n$  y  $u_w$  son las mismas variables referidas en la ecuación 2.4,  $u_a$  corresponde a la presión de poro de aire y  $\chi$  es un factor asociado a la saturación, el cual es 0 si el suelo se encuentra seco y es 1 si el material se encuentra completamente saturado.

Vanapalli & Fredlund (1996) empleando la formulación creada por Bishop (1959), propusieron una expresión empírica para determinar la resistencia al corte en suelos no saturados respecto a la succión del suelo la cual viene dada por:

$$\tau_f = c' + (\sigma_n - u_a) \cdot tg(\phi') + (u_a - u_w) \cdot tg(\phi^b) \quad (2.7)$$

Donde:

$$tg(\phi^b) = tg(\phi') \cdot \left[ \frac{\theta - \theta_r}{\theta_s - \theta_r} \right] \quad (2.8)$$

La expresión 2.7 es conocida como el criterio de falla Mohr-Coulomb extendido (Fredlund & Rahardjo, 1993), donde  $c'$  es la cohesión efectiva en la cual la tensión normal neta y la

succión matricial en la línea de falla son nulas,  $(\sigma_n - u_a)$  corresponde al esfuerzo normal neto en el plano de falla,  $\phi'$  es el ángulo de fricción interna del suelo,  $(u_a - u_w)$  corresponde a la succión matricial en el plano de falla y  $\phi^b$  es el ángulo de fricción interna en relación a la succión matricial.

Respecto a la envolvente de falla, para visualizar este elemento en suelos no saturados se debe realizar un trazado de manera tridimensional. En esta gráfica, representada en la Figura 2.4, se tienen dos variables de esfuerzo; el esfuerzo neto  $(\sigma - u_a)$  en el eje x y la matriz de succión  $(u_a - u_w)$  en el eje z. Por otro lado, el esfuerzo de corte  $(\tau)$  se ubica en el eje y.

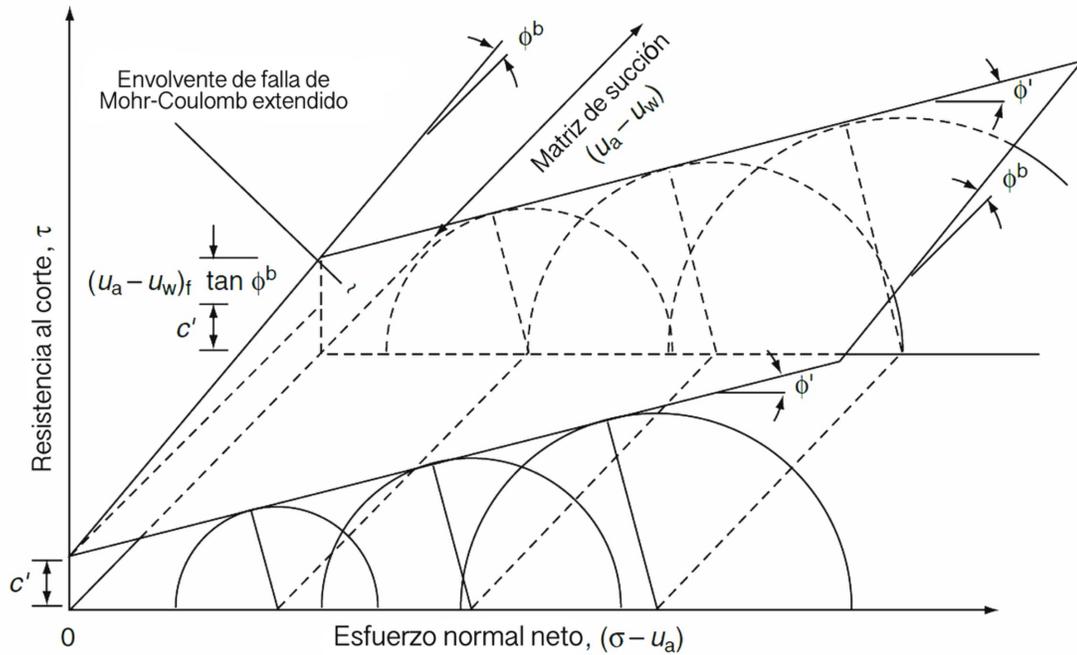


Figura 2.4: Envolvente de falla suelos parcialmente saturados (Fredlund & Rahardjo, 1993).

A partir del gráfico anterior, se puede deducir que la envolvente de falla de un suelo saturado es un caso particular de un suelo parcialmente saturado. Esto se debe a que cuando la succión matricial es nula, el eje  $(\sigma - u_a)$  se transforma en el eje  $(\sigma - u_w)$  ya que la presión de aire en los poros es equivalente a la presión de agua en los mismos cuando el suelo está saturado. Por lo tanto, el plano frontal representa un suelo saturado en el cual la succión matricial es cero, lo cual corresponde a la envolvente de falla en la mecánica de suelos tradicional (Ng & Menzies, 2007).

Es de observar que, en el caso de suelos parcialmente saturados, los círculos de Mohr no se trazarán con respecto al eje de esfuerzo efectivo como en el caso saturado, si no que se trazarán con respecto al eje del esfuerzo normal neto  $(\sigma - u_a)$ . Sin embargo, la ubicación de los círculos de Mohr en la gráfica tridimensional dependerá de la succión matricial (Ng & Menzies, 2007).

Con lo anterior se puede vislumbrar que el parámetro de succión desempeña un papel fundamental en la teoría de suelos no saturados, ya que opera de manera análoga a la tensión efectiva propuesta por Terzaghi en la mecánica de suelos tradicional. En este sentido, la succión es una de las variables independientes clave para definir el estado del suelo en suelos no saturados (Fredlund & Rahardjo, 1993).

## 2.4. Estabilidad de taludes

Comprender la resistencia al corte de un suelo es esencial para hacer efectivo un análisis completo de la estabilidad de un talud, entendiendo este último como la inclinación de una estructura de suelo respecto a la horizontal. Para determinar la estabilidad de una masa de suelo, se debe calcular el coeficiente de seguridad al deslizamiento asociado ( $FS_d$ ). Este parámetro corresponde a la razón entre *"la resistencia al corte disponible en el suelo, y los esfuerzos movilizados en el suelo por el sistema de fuerzas actuantes sobre la masa considerada"*, como se expone en la ecuación 2.9 (Duncan et al., 2014). En términos generales, el peso de la masa, junto con posibles sobrecargas estáticas, dinámicas y/o de infiltración, son las fuerzas desestabilizadoras principales, y la resistencia al corte es la fuerza estabilizadora fundamental (Sanz et al., 2015). Esta última se define en la ecuación 2.5 para suelos saturados y en la ecuación 2.7 para suelos parcialmente saturados. Por este motivo, una de las propiedades más importantes en lo que respecta a la estabilidad de taludes es su resistencia al corte (Duncan et al., 2014).

$$FS_d = \frac{\tau_f}{\tau_d} = \frac{\sum \vec{F}_{resistentes}}{\sum \vec{F}_{solicitantes}} \quad (2.9)$$

Existen principalmente dos tipos de metodologías para estimar el factor de seguridad de un talud: modelos numéricos y modelos de equilibrio límite. Dado que la presente investigación utilizará el método de equilibrio límite, es que sólo se profundizará en este último.

Diversos autores como Bishop, Janbu, Spencer, entre otros, plantean distintas ecuaciones para obtener el factor de seguridad a través del método de equilibrio límite. Sin embargo, todas comparten la misma filosofía (Duncan & Wright, 1980). Esta consiste en subdividir la masa de terreno estudiada en franjas verticales denominadas dovelas como se puede observar en la Figura 2.5, para estimar el equilibrio en cada una de ellas y así, realizar un equilibrio de fuerzas y momentos a nivel global.

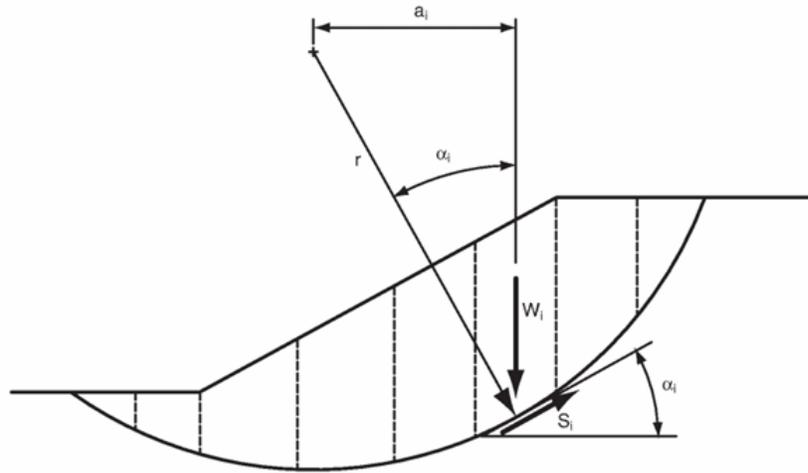


Figura 2.5: Esquema explicativo dovelas (Duncan et al., 2014)

La principal diferencia entre las metodologías planteadas radica en las ecuaciones de equilibrio estático y las suposiciones utilizadas. Estas últimas son requeridas dado que en todos los casos se presenta un mayor número de variables incógnitas que ecuaciones matemáticas disponibles (Duncan & Wright, 1980).

A medida que los autores resurgentes propusieron nuevas formulaciones para determinar el factor de seguridad, estas ecuaciones adquirieron un carácter no lineal para incluir todas las fuerzas existentes entre dovelas. Como resultado, se requirió implementar un procedimiento iterativo computacional para encontrar el factor de seguridad más desfavorable (Geoslope International Ltd., 2020). Uno de los métodos recomendados en este ámbito, debido a que puede ser aplicable a todas las geometrías y tipos de suelo y además cuenta con resultados satisfactorios en términos de precisión, es el modelo de Morgenstern-Price (Duncan et al., 2014). A modo de representación gráfica, en la Figura 2.6 se muestran las fuerzas empleadas en este método.

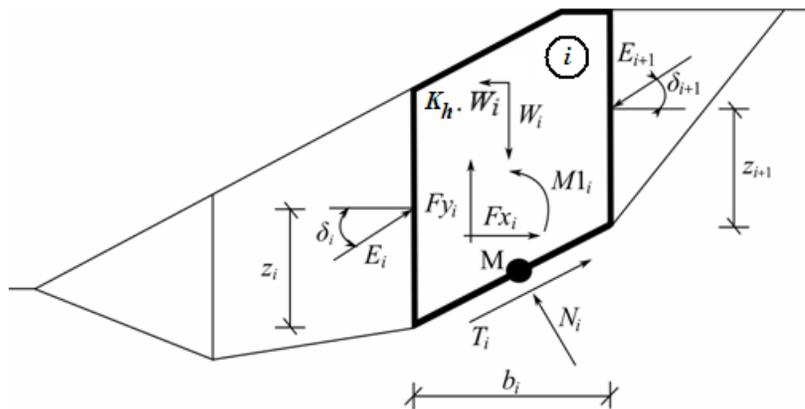


Figura 2.6: Esquema de fuerzas empleadas en método Morgenstern-Price. (Duncan et al., 2014)

En Chile, acorde al Decreto N°50 (Ministerio de Obras Públicas, 2015), se establecen ciertos factores de seguridad correspondientes a los valores mínimos que se deben cumplir en

los diseños de taludes relativos a los tranques de relaves según el escenario de análisis considerado. Estos escenarios corresponden a análisis estáticos, pseudo-estáticos y post-sísmicos, cuyos valores acorde a la normativa nacional son expuestos en la siguiente tabla.

Tabla 2.1: Criterios de admisibilidad Factor de seguridad (MOP, 2015).

Condición	FS
Estática	1,4
Pseudo-estática	1,2
Post-sísmica	1,0

El análisis estático no considera la acción de ninguna fuerza externa, específicamente, no considera la influencia de eventos sísmicos. Asimismo, considera las propiedades del suelo bajo un comportamiento drenado ya que el tiempo analizado es lo suficientemente extenso para permitir la disipación del exceso de presión de poros (Laire, 2021).

En el análisis pseudo-estático, se toman en cuenta los efectos producidos por un sismo mediante la consideración matemática de coeficientes sísmicos. Así, en el equilibrio de fuerzas, la componente de la fuerza horizontal es equivalente al peso de la masa de suelo estudiada, multiplicada el coeficiente sísmico horizontal ( $k_h$ ), el cual cumple el rol de representar la acción del sismo (Barrera y Campaña, 2015). Es de mencionar que ( $k_h$ ) es un valor empírico que varía según la zona sísmica analizada y se relaciona directamente con las características del sismo de diseño, tales como magnitud, profundidad, entre otros. Este coeficiente pondera la aceleración máxima del terreno (PGA), obtenido mediante el estudio de riesgo sísmico de la zona de interés respectiva.

Para la determinación de este coeficiente sísmico, diversos autores han propuesto relaciones para obtener este valor numérico, sin embargo, la gran mayoría no considera las características singulares de los eventos sísmicos ocurridos en Chile, por lo tanto, se recomienda emplear la expresión propuesta por Saragoni (Barrera y Campaña, 2015). En la más reciente actualización de la ecuación presentada por el autor, se estima el coeficiente sísmico horizontal para terremotos chilenos subductivos intraplaca de profundidad intermedia, la cual se presenta a continuación (Saragoni y Garrido, 2022).

$$k_h = \begin{cases} 0.21 \cdot \frac{a_{max}}{g} & \leq 1g \\ 0.21 \cdot \sqrt[3]{\frac{a_{max}}{g}} & a_{max} > 1g \end{cases} \quad (2.10)$$

Finalmente, el escenario post-sísmico evalúa las condiciones de los materiales después de ocurrido un evento sísmico. Generalmente, al realizar este análisis se asume un comportamiento no drenado en los materiales involucrados que puedan presentar ese tipo de comportamiento, para simular las alteraciones en resistencia y cohesión. (Duncan et al., 2014)

## 2.5. Tranques de Relave

Dado que la siguiente investigación se sitúa bajo el contexto del análisis de estabilidad de un talud asociado al muro de contención de un tranque de relaves en el norte de Chile, es fundamental aclarar ciertos conceptos para profundizar en la comprensión de este tipo de estructuras.

Los depósitos de relaves son estructuras diseñadas para almacenar de manera segura y en general, definitiva, los desechos mineros provenientes de plantas concentradoras de minerales. Estos depósitos contienen restos de materiales sólidos suspendidos en líquido, denominados relaves, los cuales no pueden ser depositados en cualquier zona geográfica debido a su elevado potencial de daño medioambiental. Si bien, los relaves como tal, no son propiamente tóxicos, al entrar en contacto con agua, pueden solubilizar y disolver componentes como el arsénico, cromo, plomo, entre otros, los cuales pueden ser tóxicos para la salud humana y ambiental. (SERNAGEOMIN, 2024)

Además, algunos depósitos de relaves incluyen sistemas adicionales, como vertederos, que permiten la recuperación del agua contenida en el relave. Cabe señalar que toda operación minera que genere y deba depositar relaves como parte de su proceso extractivo está obligada a cumplir con las disposiciones establecidas en el Decreto N°50 (MOP, 2015).

Existen variadas maneras de ejercer la depositación de relaves, las cuales dependen de diversos factores como la topografía de la zona, la capacidad de almacenamiento, la densidad del relave y la manera de contener el depósito. Algunos de las maneras de depositar relaves son: depósitos de relaves en pasta, depósitos de relaves espesados, embalses de relaves, tranques de relaves, entre otros (SERNAGEOMIN, 2024).

Particularmente, los tranques de relave son un tipo de depósito en el cual el muro de contención está constituido por material granular de alta resistencia, como arena cicloneada ó material de empréstito. La arena cicloneada, corresponde al componente más grueso del relave, el cual proviene de un proceso de selección realizado en un hidrociclón en donde se separa las partículas gruesas de las más finas. Por otro lado, el material de empréstito corresponde al conjunto de rocas y suelo aledaño al terreno (SERNAGEOMIN, 2024).

En general, los tranques de relaves se componen de ciertas zonas características que son empleadas en la gran mayoría de diseño de estas estructuras. Estas se pueden observar en lo esquematizado en la Figura 2.7.

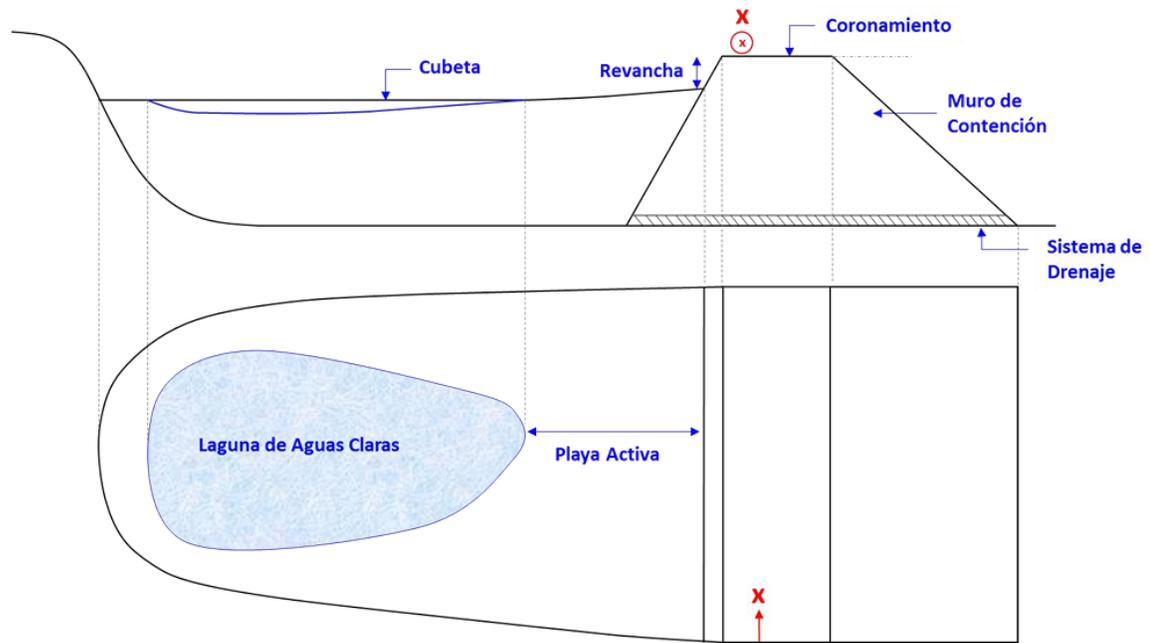


Figura 2.7: Esquema de componentes relativos a Tranques de Relaves (Carvajal, 2018).

Donde:

- **Muro de contención:** Estructura compuesta principalmente por material granular, la cual tiene como función primordial contener los desechos sólidos que se vierten en su interior.
- **Cubeta:** Corresponde al sector en donde se deposita la parte fina del relave, conocida como Lama, junto con gran parte del agua de los relaves.
- **Laguna de Aguas Claras:** Corresponde al agua acumulada en forma de laguna debido a la sedimentación de partículas de material fino cuando se produce el depósito de lamas en la cubeta.
- **Sistema de Drenaje:** Diseño empleado con el objetivo de extraer el agua que pueda acumularse dentro del muro de contención, permitiendo así un mejor control del nivel freático y evitar que exista una acumulación de exceso de presión de poros que pueda producir fallas estructurales. En general los sistemas de drenajes son constituidos por materiales granulares con una elevada permeabilidad.
- **Coronamiento:** Parte superior del muro de contención.
- **Revancha:** Se refiere a la menor distancia vertical entre la línea de coronamiento del muro y la superficie del relave almacenado. Tiene como función principal evitar el desborde del depósito en caso de que suceda algún evento de índole natural, como precipitaciones o sismos, que puedan elevar inesperadamente el nivel del relave.
- **Playa activa:** Zona donde se depositan los relaves en la cubeta, la cual se desarrolla entre el punto de descarga del relave hacia la estructura principal del muro de contención.

Es llamada playa porque en general se encuentra seca en la superficie y se asemeja a una playa de arenas finas.

La construcción de estas estructuras se realiza mediante la elevación por capas de relave del muro de contención inicial, las cuales son denominadas peraltes. Existen principalmente 3 tipos de métodos constructivos para llevar a cabo la obra, los cuales son: Aguas Arriba, Eje Central y Aguas Abajo. Sin embargo, desde 1970 debido a fallas estructurales ocurridas en Tranques de Relave en Chile construidos con el método de aguas arriba, es que este procedimiento constructivo fue prohibido por la normativa chilena.

Es de observar que, entre los tres métodos mencionados, el que ofrece mayor seguridad y confiabilidad es el método de aguas abajo. Este método consiste en depositar el material granular del relave desde el coronamiento del muro hacia el pie de este, permitiendo que el muro crezca en dirección aguas abajo. De esta manera, la estructura se apoya en las arenas previamente depositadas, lo cual, junto con una adecuada compactación y un correcto diseño de talud, permite obtener en la mayoría de los casos una estabilidad física lo suficientemente segura.

A continuación, se presentan gráficamente los 3 tipos de métodos mencionados.

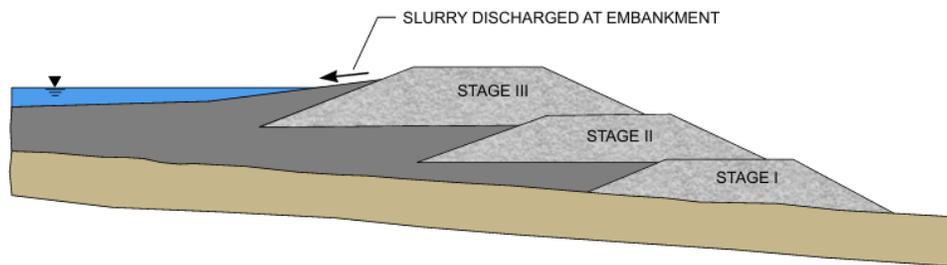


Figura 2.8: Método constructivo *Aguas Arriba* (Mine Safety and Health Administration MSHA, 2010).

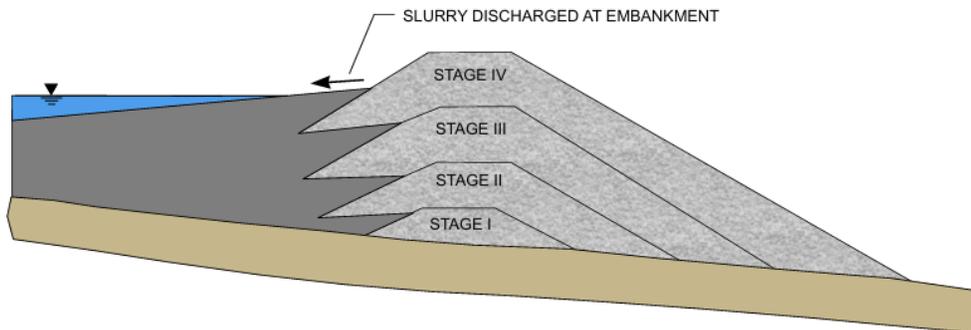


Figura 2.9: Método constructivo *Eje Central* (Mine Safety and Health Administration MSHA, 2010).

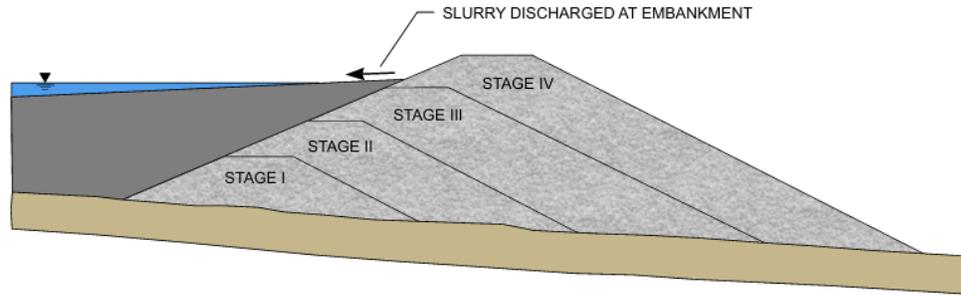


Figura 2.10: Método constructivo *Aguas Abajo* (Mine Safety and Health Administration MSHA, 2010).

## 2.6. Incidencia de la succión sobre la estabilidad de un talud

Dado que el factor de seguridad es un parámetro clave para determinar la confiabilidad de un diseño de talud y que la succión impacta directamente en la resistencia al corte en los suelos no saturados, es importante analizar la interacción entre estos dos conceptos, estudiando cómo influye la succión en la estabilidad de taludes.

En este contexto, en los últimos años se han llevado a cabo investigaciones para analizar cómo y en qué medida varía el factor de seguridad de un talud al incorporar parámetros de suelos parcialmente saturados.

En la Figura 2.11 se presentan los resultados de factores de seguridad relativos a un análisis de estabilidad realizado a un muro de contención compuesto por un suelo con gravedad específica ( $G_s$ ) de 2.78, índice de vacíos ( $e$ ) de 0.43 y densidad seca ( $\gamma_d$ ) de  $19.5 \frac{kN}{m^3}$ . Estos valores son típicamente observados en los materiales de relleno en terraplenes. Se analizaron 3 muestras del suelo mencionado con diferentes distribuciones de  $D_{60}$  y se comparó el factor de seguridad de una de estas muestras saturada con los factores de seguridad de las muestras no saturadas. En esta investigación, se observa que los factores de seguridad son en todos los casos mayores al escenario saturado, llegando a alcanzar un incremento de hasta un 10% (Guzmán & Zandarín, 2019).

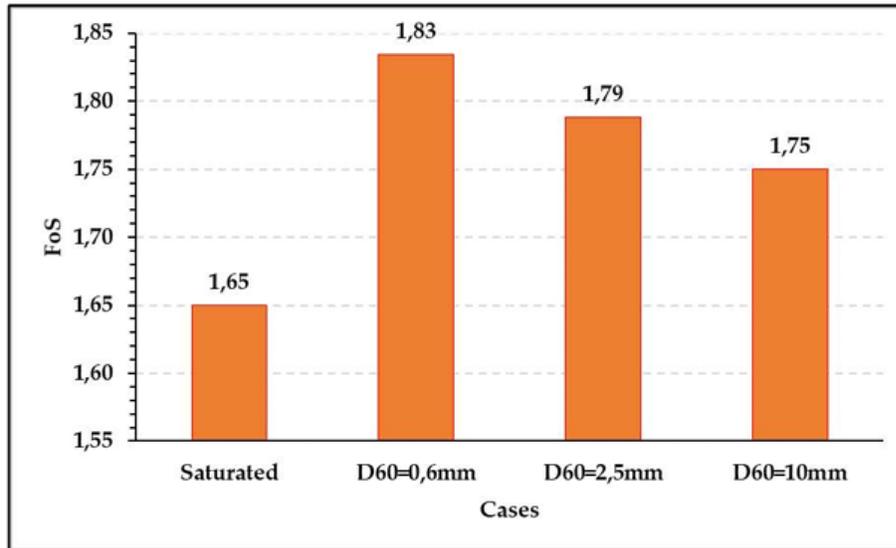


Figura 2.11: Comparación de factores de seguridad en suelos saturados y no saturados (Guzmán & Zandarín, 2019).

De la misma manera, Gallegos & Miranda (2023) mediante ensayos y análisis evidenciaron un incremento en el factor de seguridad talud natural ubicado en la ciudad de Arequipa, Perú. En esta investigación, obtuvieron los resultados presentados en la Figura 2.12, en donde se evoluciona de una succión prácticamente nula con un contenido de humedad del 25% a una succión de 1500 kPa con solo 1.9% de contenido de humedad. Con esto, obtuvieron un incremento de FS de 2.45 a 3.51 respectivamente.

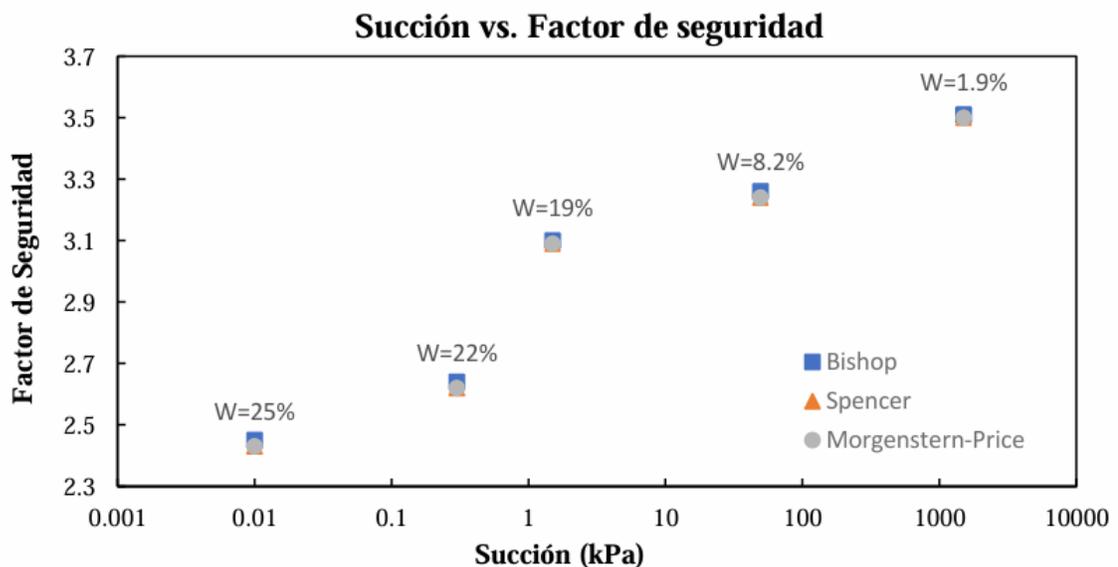


Figura 2.12: Factor de seguridad en función de la succión relativo a un talud en Arequipa, Perú (Gallegos & Miranda, 2023).

Por lo tanto, las autoras concluyen que la succión efectivamente influye en el comportamiento geotécnico de un talud y que a medida que los valores de succión aumentan, el factor

de seguridad también.

La succión es una componente inevitable en los suelos, por lo cual, incluirla en el análisis de cualquier estructura geotécnica asociada a una zona no saturada proporciona resultados más realistas (Promotor & López-Acosta, 2018). Asimismo, utilizando software como Slide2, Slope/W, entre otros, es posible realizar un análisis de estabilidad tanto para el escenario saturado como para el no saturado del suelo, ya que se pueden ingresar las curvas características de succión (SWCC) de los materiales. De este modo, autores como Flores et al. (2019) concluyen que es posible obtener un incremento constructivo en la pendiente de un talud aguas abajo, es decir, implementar pendientes más inclinadas en estructuras de tierra cuando se considera el estado de suelos no saturados.

## 2.7. Influencia de precipitaciones en la estabilidad de un talud en suelos parcialmente saturados

La presencia de agua, como en la mayoría de los estudios geotécnicos, es un tema crucial a tratar en términos de estabilidad de taludes. Particularmente, se ha evidenciado que las precipitaciones inciden directamente en la disminución del factor de seguridad de las pendientes. Esto se debe a que se presenta una reducción en el esfuerzo efectivo del suelo y, por ende, en su resistencia al corte, lo cual tiene como posible consecuencia en términos de estabilidad, distintas fallas estructurales como deslizamientos, desprendimientos y flujos (Ahmadi et al. 2017).

Además de lo mencionado anteriormente, algunas investigadoras e investigadores sostienen que muchas fallas de taludes son provocadas por precipitaciones estacionales. Estas precipitaciones causan una pérdida de succión matricial y provocan infiltraciones de agua en el material. Por esta razón, es crucial evaluar la estabilidad de los taludes en presencia de lluvias.

En los últimos años se ha investigado si el caso más desfavorable en términos de escenario de análisis, corresponde a una precipitación de alta intensidad en un periodo de tiempo acotado o una precipitación de menor intensidad pero en un periodo de exposición más extenso. En este sentido, Rahimi et al. (2010) concluyeron que los taludes compuestos por materiales de alta permeabilidad, es decir, del orden de  $k_s \approx 10^{-4} \frac{m}{s}$ , podrían verse más afectados por lluvias intensas de corta duración, mientras que, en el caso de taludes con drenaje de baja magnitud del orden de  $k_s \approx 10^{-6} \frac{m}{s}$  podrían ser más vulnerables a lluvias de baja intensidad pero de mayor duración.

Con lo anterior, cuando se habla de implementar la succión para diseños de estabilidad de taludes, una de las preocupaciones principales es cómo considerar la variabilidad de este componente bajo precipitaciones, puesto que, se piensa que al incrementar el porcentaje de saturación del suelo por el agua de la precipitación se perderá la cohesión aparente aportada por la succión, lo cual podría generar problemas de seguridad. Sin embargo, existen evidencias de mediciones en campo que indican que la succión del suelo no necesariamente desaparecerá en condiciones de precipitaciones continuas a largo plazo. Particularmente en un estudio realizado en China en 1980, se analizó y midió la succión relativa a un talud parcialmente saturado. En la Figura 2.13 se muestran los resultados de este estudio (Sweeney, 1982).

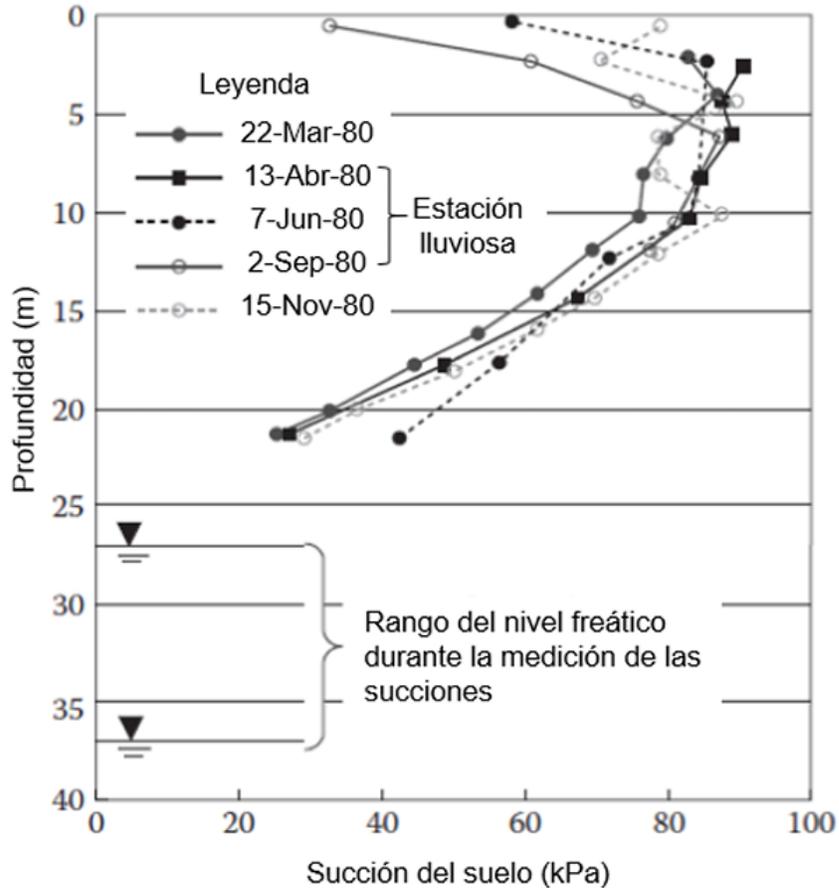


Figura 2.13: Mediciones de succión en un talud parcialmente saturado (Sweeney, 1982).

Acorde a la Figura 2.13, el autor expone que el talud experimentó una reducción gradual durante la temporada de lluvias. Sin embargo, entre los 5 y los 17 metros de profundidad, la succión permaneció constante a lo largo del año. Esto, pone en evidencia que las precipitaciones en taludes con materiales parcialmente saturados poseen un comportamiento distinto al pensado en taludes saturados (Flores et al., 2022).

Finalmente, es importante señalar que, durante una precipitación, el factor de seguridad disminuye, pero, acorde a Guzmán & Zandarín (2019) no alcanza el nivel de factor de seguridad saturado. Por ende, concluyen que el enfoque de análisis de estabilidad en condiciones no saturadas se considera más realista siempre y cuando se consideren adecuadamente las condiciones de borde hidráulicas.

# Capítulo 3

## Metodología

### 3.1. Procedimiento General

La metodología de trabajo se enfocó en cumplir 5 etapas de avance. Las etapas para el desarrollo del tema fueron son las siguientes:

#### 1. Estudio del comportamiento de suelos no saturados.

En esta etapa se llevó a cabo una recopilación y análisis de la bibliografía relacionada con la teoría de suelos no saturados. Este proceso se centró principalmente en la comprensión del parámetro de succión, el cual constituye una de las variables independientes clave para la determinación del estado de esfuerzo en suelos no saturados. Asimismo, se procuró profundizar en la importancia de las curvas características de retención de agua (SWCC), las cuales desempeñan un papel fundamental en la comprensión del comportamiento de este tipo de suelos. Mediante este análisis, se indagó en el conocimiento de los suelos no saturados, el cual sirvió como base para el desarrollo y la aplicación de este trabajo.

#### 2. Determinación parámetros de resistencia material no saturado

Empleando las herramientas proporcionadas por el software Slide2 ©2024 Copyright Rocscience Inc., se llevó a cabo la estimación de la resistencia al corte en suelos no saturados. Dichas herramientas, calculan los parámetros de resistencia a través de la formulación teórica propuesta por Vanapalli & Fredlund (1996). Para llevar a cabo lo anterior, se utilizaron las curvas de succión específicas al material constituyente del muro de contención estudiado, con el objetivo de determinar los parámetros críticos  $a$ ,  $m$  y  $n$ . Estos parámetros son esenciales para caracterizar las funciones que describen la resistencia cortante en relación con la succión del suelo.

#### 3. Análisis de infiltración.

Tras finalizar la fase previa se dió paso a la fase de modelación utilizando el software Slide2 ©2024 Copyright Rocscience Inc. Este proceso abarcó desde la configuración geométrica inicial hasta la fase de construcción del 8° peralte, considerando además el material granular que constituye la chimenea drenante ubicada aguas abajo del talud.

Se emplearon las herramientas y funciones proporcionadas por el software mencionado para simular las condiciones de borde hidráulicas. Específicamente, se establecieron

distintas duraciones e intensidades de precipitaciones e infiltraciones potenciales que pudiesen originarse desde la cubeta, emulando situaciones de régimen transiente. Dichas condiciones hidráulicas se configuraron de manera que reflejen, en lo posible, las condiciones de precipitación más desfavorables relativas al sitio del proyecto. De esta forma, se evaluó la respuesta del sistema ante diferentes escenarios hidrológicos, lo que resulta crucial para comprender y anticipar posibles riesgos y desafíos asociados a la estabilidad y funcionalidad de la infraestructura.

#### **4. Análisis de estabilidad**

Simulado el proyecto con las condiciones anteriores, se procedió a realizar un análisis de estabilidad por medio del método de equilibrio límite empleando el método de Mohr Coulomb Extendido para determinar el factor de seguridad (FS) asociado variando la geometría del 8° peralte.

Durante este proceso de análisis, se exploró una configuración geométrica óptima asociada al 8° peralte. Esta variación se realizó de manera sistemática, evaluando una serie de escenarios que abarcaron distintas combinaciones de dimensiones y características de la capa final. Este enfoque permitió identificar las condiciones que maximizan o comprometen la estabilidad de la estructura.

#### **5. Análisis comparativo**

Una vez completado el análisis de estabilidad incorporando las propiedades no saturadas del material de empréstito, se procedió a realizar una comparación entre los resultados obtenidos bajo dos enfoques distintos: uno basado en la mecánica de suelos tradicional, que considera los suelos como completamente saturados, y otro que incorpora la succión y la teoría de suelos no saturados.

El objetivo principal de esta comparación fue evaluar la viabilidad y los impactos de considerar la succión en el diseño de estructuras geotécnicas, específicamente para comprender cómo afecta esta consideración a la estabilidad de los taludes.

### **3.2. Determinación parámetros de resistencia material no saturado**

Para la obtención de los parámetros de resistencia no saturados del material componente del muro principal, el cual es el principal material de interés, se procesaron inicialmente los datos proporcionados por el laboratorio obtenidos mediante el ensayo de papel filtro (ASTM International, 2010) asociados a los valores numéricos de presión y contenido de humedad gravimétrico del material mencionado, los cuales se pueden visualizar en la Figura 3.1.

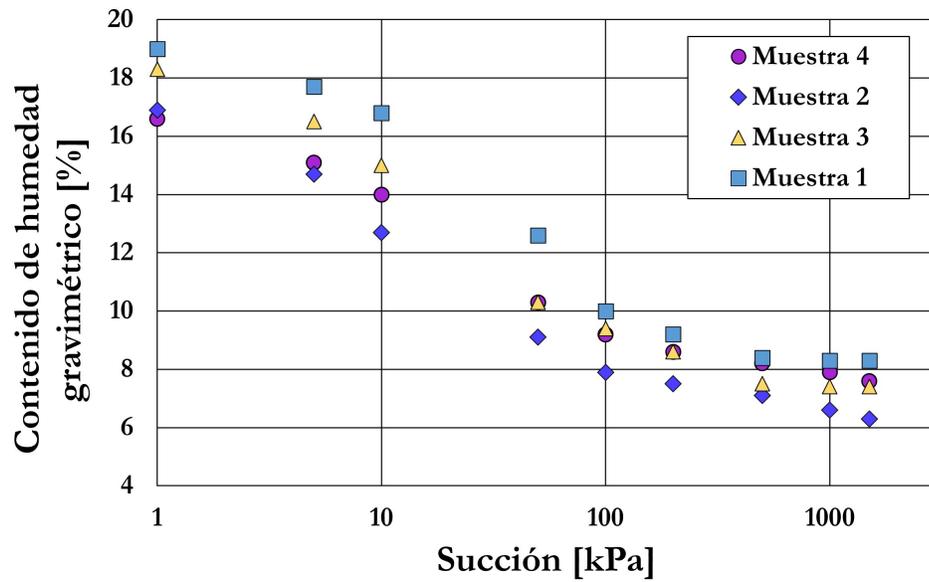


Figura 3.1: Datos de ensayo papel filtro para material de empréstito de muro de contención (Stantec, 2022).

Con lo anterior, para efectos de simplificación y debido a la baja dispersión en los datos, se trabajó con los valores promedios de contenido de humedad para las distintas succiones presentadas, obteniendo así una curva de succión promedio, la cual es presentada en la Figura 3.2.

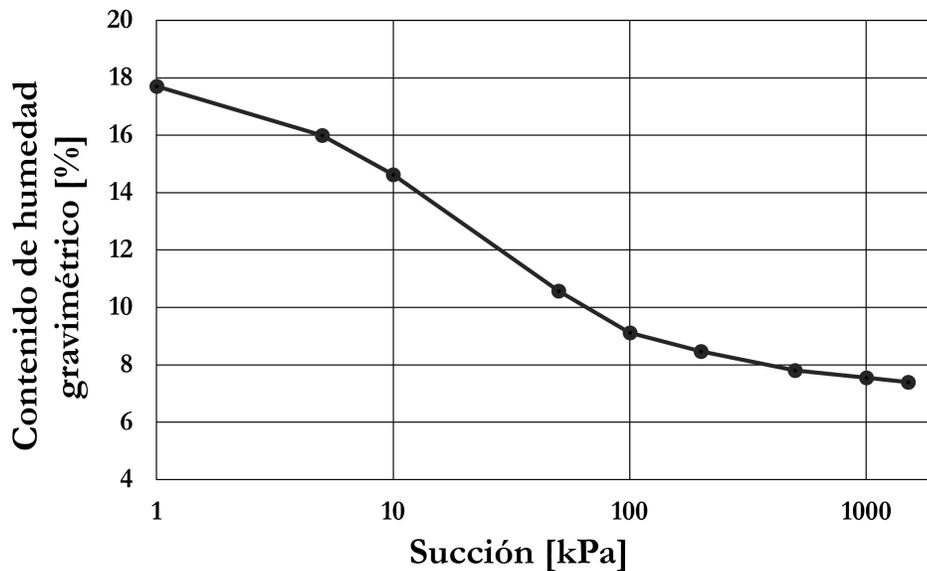


Figura 3.2: Curva de succión promedio relativa a material constituyente de muro principal.

Una vez definidos los datos de laboratorio a utilizar, se estimaron los parámetros de ajuste correspondientes al modelo de Van Genuchten, utilizando la ecuación 2.2. Para esto, se realizó un ajuste de curvas de la formulación mencionada con la curva de succión promedio

para determinar los parámetros  $\alpha$ ,  $n$ ,  $\theta_r$  y  $\theta_s$ , los cuales fueron utilizados como input en el software Slide2 ©2024 Copyright Rocscience Inc. para simular la curva de succión como propiedad hidráulica del material de empréstito.

Posteriormente, para determinar la resistencia al corte no saturada del material, se utilizaron las herramientas matemáticas de dicho programa, el cual emplea la formulación propuesta por Vanapalli & Fredlund (1996). Para esto, el procedimiento aplicado internamente por el software es que, en función de distintos valores de contenido de humedad gravimétrico ( $\theta$ ), calcula tanto el parámetro  $\phi^b$  a través de la ecuación 2.8 como la matriz de succión ( $u_a - u_w$ ) mediante la curva SWCC empleada, la cual relaciona una presión de succión para cada contenido de humedad. Luego, reemplazando dichos valores en la ecuación 2.7, es posible obtener la resistencia no saturada del material, estimada para cada dovela analizada.

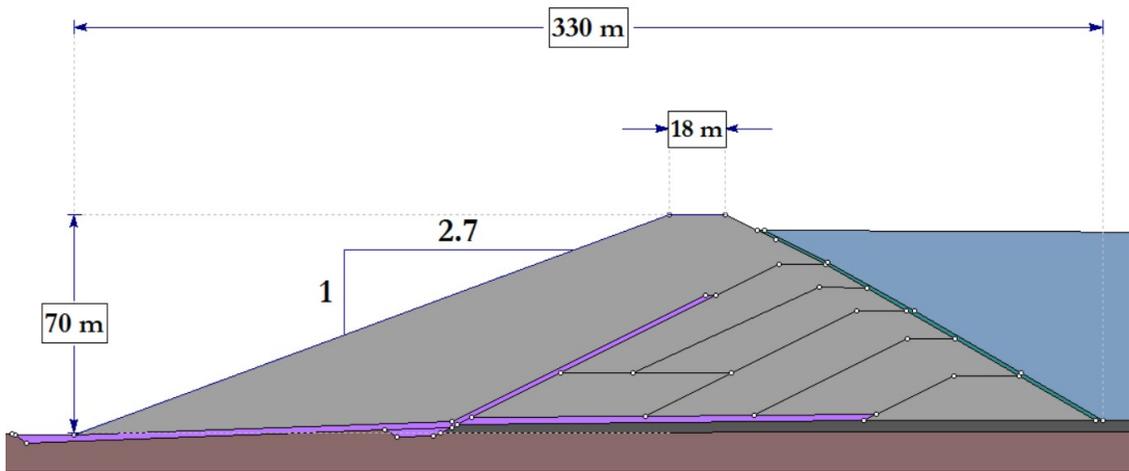
### 3.3. Modelamiento

A continuación se presenta la metodología asociada al modelamiento en el software Slide2 ©2024 Copyright Rocscience Inc. Este proceso incluye los pasos y valores empleados, los cuales fueron necesarios para llevar a cabo el análisis en los distintos casos de estudio.

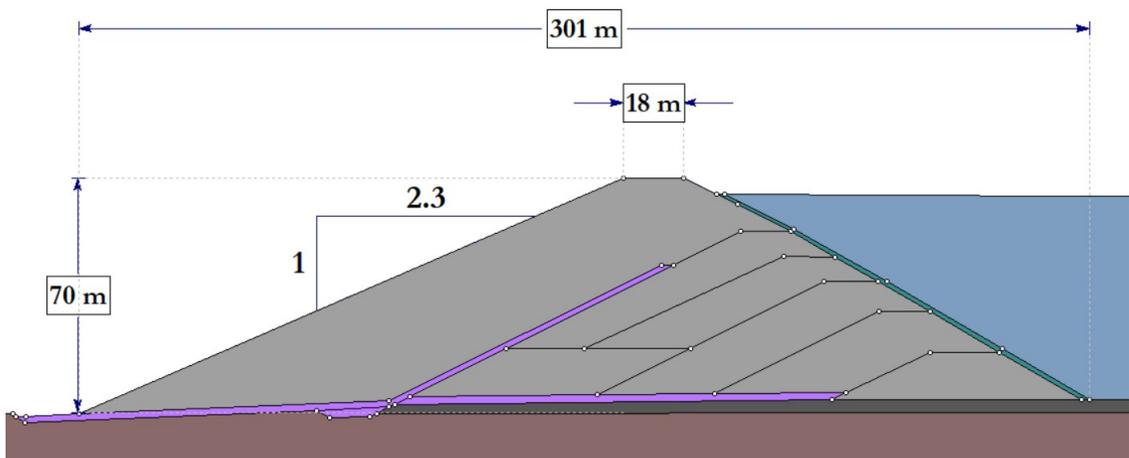
#### 3.3.1. Configuración geométrica

Para llevar a cabo el estudio, se analizaron tres configuraciones geométricas distintas del talud aguas abajo del muro principal. Se evaluó una configuración de 2.7:1, que es el caso original y el que actualmente se propone en el proyecto para la etapa de Ingeniería de Factibilidad, y dos configuraciones adicionales: un talud de 2.3:1 y un talud de 2.0:1. Esto se realizó con el objetivo de estudiar cómo incide el comportamiento de suelos parcialmente saturados para distintos diseños geométricos del talud mencionado.

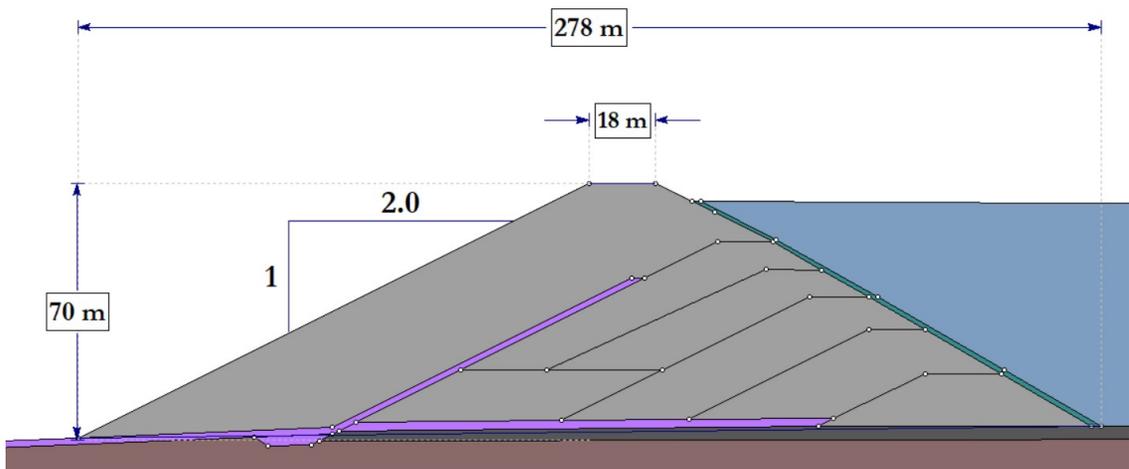
A continuación, en la Figura 3.3 se presentan las dimensiones geométricas empleadas en el modelamiento del software utilizado para los tres casos de estudio mencionados anteriormente.



(a) Geometría talud 2.7:1



(b) Geometría talud 2.3:1



(c) Geometría talud 2.0:1

Figura 3.3: Configuraciones geométricas diseño de taludes estudiados. Extracción de Slide2 ©2024 Copyright Rocscience Inc.

### 3.4. Definición de propiedades físicas

Una vez establecida la geometría, se incorporaron los modelos de comportamiento de resistencia de suelo y las propiedades físicas de los materiales, los cuales son expuestos en la Figura 3.4.

Material Name	Color	Unit Weight (kN/m <sup>3</sup> )	Strength Type	Cohesion (kPa)	Phi (°)	UCS (intact) (kPa)	m	s	a
Relave		20	No Strength						
Muro		20	Mohr-Coulomb	0	37				
Suelo de Fundación		18	Mohr-Coulomb	0	36				
Arenisca		25	Generalized Hoek-Brown			50000	0.629	0.0002	0.511
Sistema de Drenaje		20	Mohr-Coulomb	0	38				
Geomembrana		10	Mohr-Coulomb	0	9				

Figura 3.4: Propiedades físicas empleadas para los materiales. Extracción de Slide2 ©2024 Copyright Rocscience Inc.

Los parámetros de ángulo de fricción interna ( $\phi'$ ) y cohesión ( $c'$ ) para los materiales de suelo de fundación, sistema de drenaje, geomembrana y muro, corresponden a información suministrada por parte del laboratorio, al igual que el caso de los parámetros  $UCS$ ,  $m$ ,  $s$  y  $a$ , relativos a la roca (Arenisca).

Asimismo, para los materiales de suelo de fundación, sistema de drenaje y geomembrana, se consideró un comportamiento de Mohr Coulomb debido a que corresponden principalmente a materiales granulares sin presencia de componente de finos que registren un comportamiento particular de estudio. Para el material de roca se consideró un material de tipo Arenisca, en el cual se empleó el modelo tipo Hoek-Brown generalizado dado que el laboratorio otorgó los parámetros asociados a dicho modelo el cual es apropiado para roca y finalmente, para el material de muro se utilizó el modelo de Mohr Coulomb extendido, debido a que es el modelo estudiado para considerar el efecto del comportamiento no saturado. Referente a este último, si bien la Figura 3.4 indica que se utilizó Mohr Coulomb, esto es netamente nomenclatura del software utilizado ya que se emplearon los parámetros ( $\phi'$ ) y ( $c'$ ) obtenidos de los ensayos correspondientes, los cuales son necesarios para el análisis del muro, pero la componente asociada a la "extensión" del método se incorporó mediante la consideración de la curva SWCC del material.

#### 3.4.1. Mallado y definición propiedades hidráulicas

Luego de definir los modelos de resistencia y propiedades físicas, se procedió a realizar un mallado hidráulico en el software utilizado como herramienta de análisis. Para ello, se modeló una malla con 3 nodos y se analizaron 1500 puntos, con una densidad de mallado mayor en el talud aguas abajo del muro principal. Para verificar la calidad de la malla, se utilizó la herramienta *Quality Mesh* proporcionada por el mismo programa. Cabe destacar que esta condición se corroboró para las 3 geometrías de análisis mencionadas.

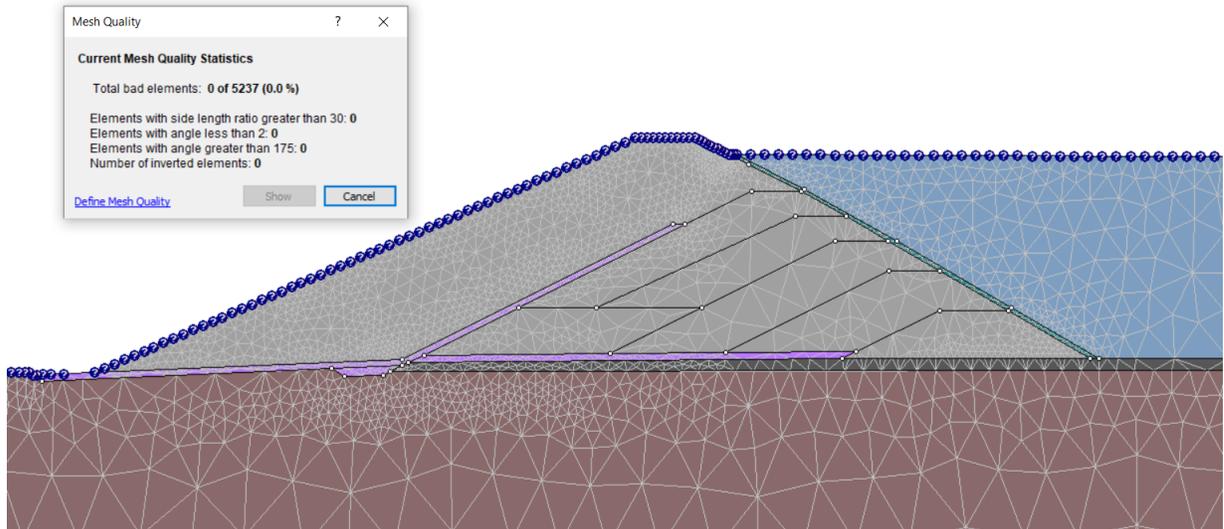


Figura 3.5: Representación y calidad de mallado. Extracción de Slide2 ©2024 Copyright Rocscience Inc.

Posteriormente, se incorporaron propiedades hidráulicas relativas a cada material, tales como permeabilidades saturadas y contenidos volumétricos de humedad. Los parámetros anteriores, al igual que en el caso de las propiedades físicas fueron dispuestas por el laboratorio.

Es fundamental mencionar que, para el caso particular del material de muro, no se utilizaron los valores de contenido de humedad saturado y residual estipulados por el laboratorio, debido a que se consideraron los parámetros obtenidos en relación al ajuste de las curvas de succión. De la misma manera, en esta etapa de análisis fueron ingresados los parámetros de ajuste de las curvas de succión acorde al modelo de Fredlund & Xing (1994) expuestos en la tabla 4.2, siendo el parámetro A equivalente al parámetro  $\alpha$ , B al parámetro  $n$  y C al parámetro  $m$ . Las propiedades hidráulicas mencionadas son expuestas en su totalidad en la Figura 3.6.

Material Name	Color	Model	KS (m/s)	K2/ K1	WC (m3/ m3)	WCR (m3/ m3)	A	B	C
Relave		Simple	5e-08	1	0.5	0			
Muro		Fredlund and Xing	5e-06	1	0.35	0.03	16	0.98	2.03
Suelo de Fundación		Simple	1e-07	1	0.4	0			
Arenisca		Simple	1e-07	1	0.4	0			
Sistema de Drenaje		Simple	1e-07	1	0.4	0			
Geomembrana		Simple	1e-13	1	0.4	0			

Figura 3.6: Propiedades hidráulicas empleadas. Extracción de Slide2 ©2024 Copyright Rocscience Inc.

De la misma manera, se debe realizar la observación de que si bien, el laboratorio registró

valores numéricos tanto de ajustes de curva de succión (parámetros de Van Genuchten) como valores de humedad, estos presentaban incongruencias y no reflejaban los valores numéricos esperados según la caracterización granulométrica del suelo. En particular, si se consideraba el contenido de humedad saturado ( $\theta_s$ ) presentado por el laboratorio, el cual corresponde a la porosidad del material, se obtenía un valor de 0.15. Este valor, no es consistente con los valores de porosidad esperados para una arena compactada, los cuales rondan entre 0.2 y 0.5 (Federal Highway Administration, 2017). Por lo tanto, se consideró un contenido de humedad saturado ( $\theta_s$ ) obtenido a través del procesamiento de las curvas de succión del material equivalente a 0.35, el cual es expuesto en la Tabla 4.2.

### 3.4.2. Incorporación régimen transiente

Otra variable considerada en el modelado fue la incorporación de distintos tipos de precipitaciones. Específicamente, se emplearon las curvas de Intensidad Duración Frecuencia (IDF) para la región de Antofagasta, obtenidas de la estación de monitoreo meteorológico Conchi Viejo. Estos datos se basan en el estudio desarrollado por Torres, 2016, quién consideró la base de datos del Banco Nacional de Aguas y la Dirección Meteorológica de Chile (DMC) para estimar las curvas IDF acorde a diversos periodos de retorno. Estas curvas, se pueden observar en la Figura 3.7.

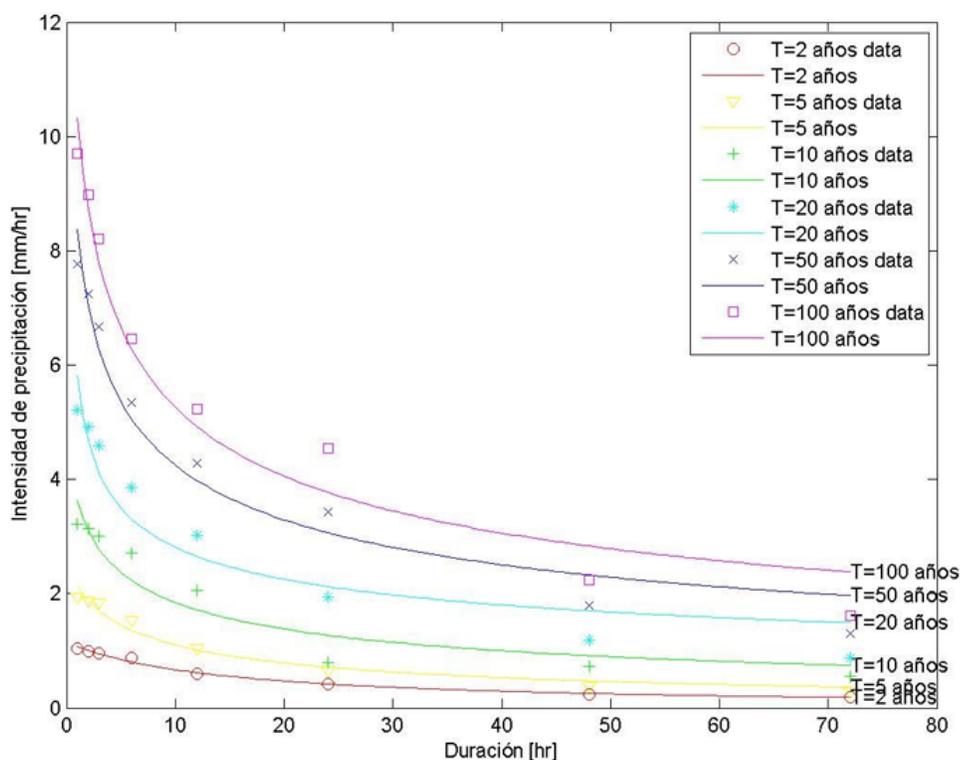


Figura 3.7: Curva IDF Estación Conchi Viejo (Torres, 2016).

Dicho lo anterior, se procedió a simular un régimen transiente en el software, empleando 3 tipos de precipitaciones diferentes para un periodo de retorno de 100 años; una precipitación de 24 horas, una precipitación de 48 horas y finalmente una precipitación de 72 horas. El objetivo fue analizar cómo afecta el cambio en las intensidades de lluvia al factor de seguridad

calculado en el análisis de estabilidad, considerando así escenarios hidráulicos desfavorables para estudiar cómo influirían los cambios repentinos de humedad que pudieran generarse, los cuales podrían afectar directamente el parámetro de succión.

Así, se consideraron para la simulación las precipitaciones expuestas en la Tabla 3.1.

Tabla 3.1: Intensidades y frecuencias de precipitación simuladas.

Duración de precipitación [hr]	Intensidad de precipitación [mm/hr]	Intensidad de precipitación [m/día]	Precipitación diaria total [mm]
24	3.8	0.091	91
48	2.8	0.067	67
72	2.3	0.055	55

Las magnitudes de precipitación consideradas son significativamente mayores que los datos disponibles proporcionados por la empresa para la estación de monitoreo meteorológica más cercana al proyecto. Por esta razón, con el fin de crear un escenario más desfavorable, se decidió no utilizar los valores registrados en las cercanías del proyecto, sino a los valores expuestos en la tabla anterior los cuales corresponden a la estación con mayor demanda de Antofagasta.

Así, se simularon las precipitaciones mencionadas para los 3 casos geométricos estipulados en la sección 3.3.1 mediante la incorporación de funciones que representaran dichos eventos hidrológicos. Las funciones ingresadas a Slide2 ©2024 Copyright Rocscience Inc. para la creación del régimen transiente se observan en la Figura 3.8.

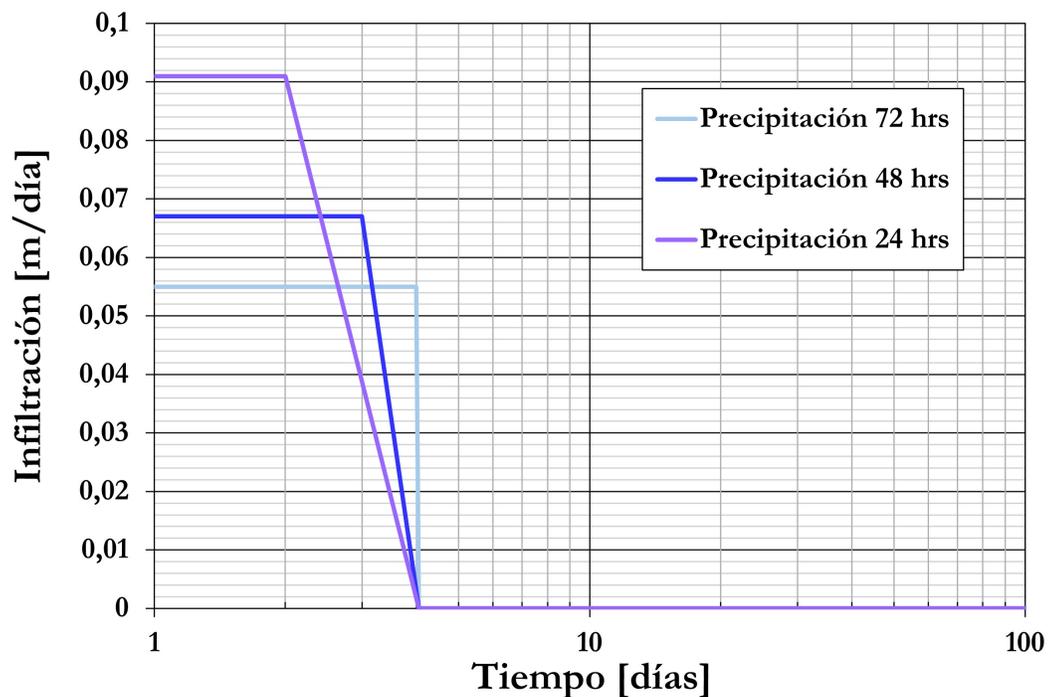


Figura 3.8: Funciones de infiltración empleadas para régimen transiente.

Finalmente, en términos gráficos de modelamiento, las precipitaciones se visualizan como se muestra en la Figura 3.9.

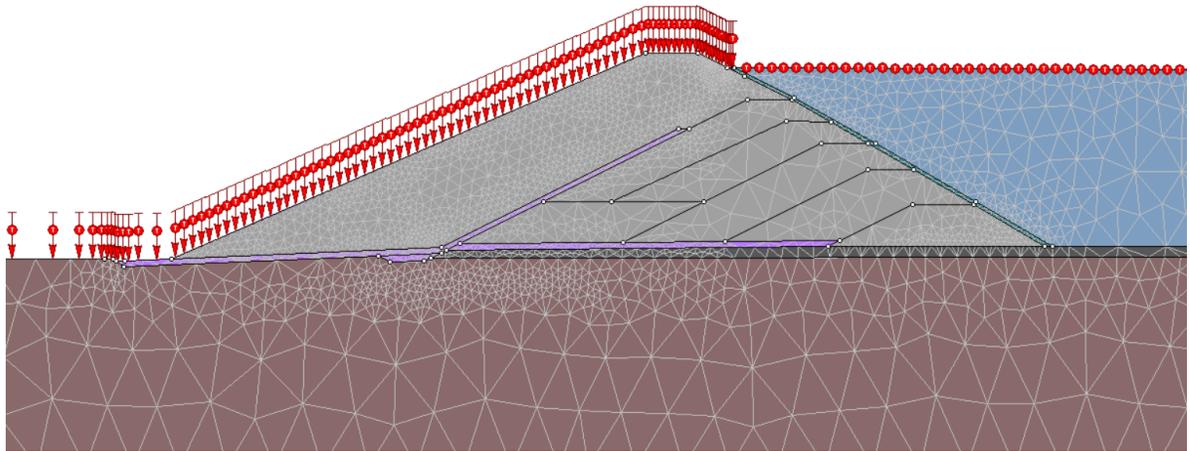


Figura 3.9: Simulación régimen transiente. Extracción de Slide2 ©2024 Copyright Rocscience Inc.

### 3.4.3. Incorporación laguna operacional y crecida

Acorde a la información disponible del proyecto estudiado, existe presencia de una laguna operacional en la cubeta, la cual se encuentra ubicada aproximadamente a 200 metros desde el muro de contención. La simulación de esta laguna, fue mediante la incorporación de presiones totales de columna de agua, cuyos valores (136 m) corresponden a la altura piezométrica del pelo de agua de la laguna. En la Figura 3.10, se puede observar la ubicación de dicho escenario.

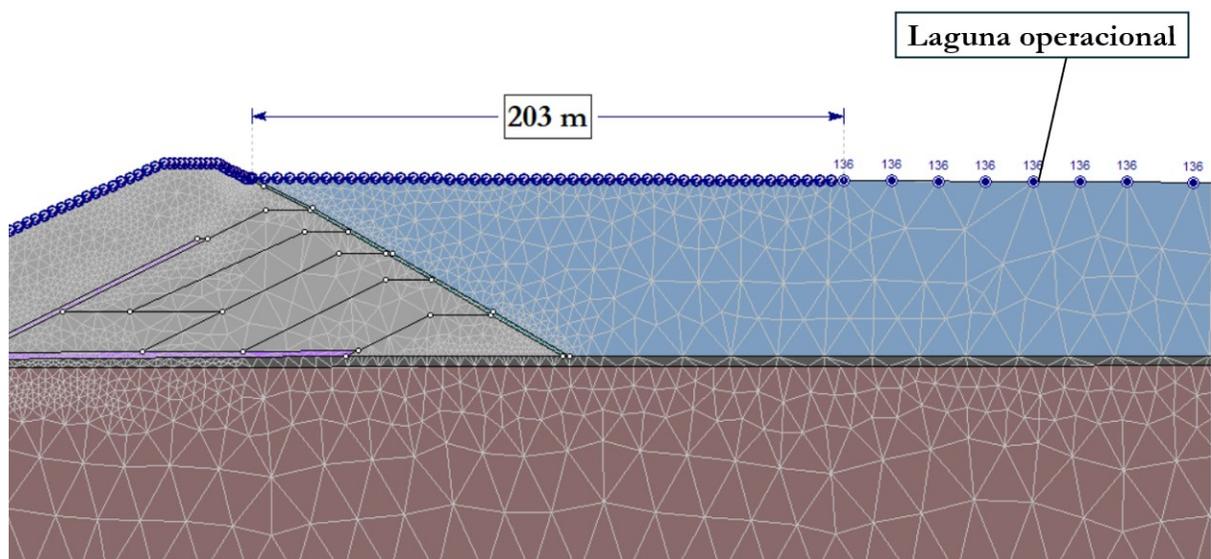


Figura 3.10: Simulación laguna operacional. Extracción de Slide2 ©2024 Copyright Rocscience Inc.

Dados los eventos de precipitación expuestos en la sección 3.4.2, se realizó el supuesto de que dichos eventos meteorológicos podrían causar un aumento en el nivel de la laguna operacional ubicada en la cubeta.

A partir de consultas realizadas a diversos profesionales del área, se incorporó una función que simula el aumento del nivel de la laguna durante el último día de precipitación, de modo tal que, el agua alcanza el muro de contención por donde está ubicado el material de relave. Finalizada la precipitación, la laguna regresa a su posición original de manera lineal en un tiempo de duración de tres meses. Este tiempo de recuperación se determinó basándose en el juicio ingenieril mencionado, ya que generalmente es el tiempo que tardan las lagunas en volver a su estado normal evidenciado en otros proyectos similares. Este proceso se modeló en Slide2 ©2024 Copyright Rocscience Inc. mediante funciones matemáticas, similares al caso de las precipitaciones, incorporando un régimen transitorio que modifica las presiones totales en el tiempo, en lugar de las infiltraciones verticales, como se hizo en la modelación de las lluvias.

Las funciones utilizadas para simular la crecida de la laguna a lo largo del tiempo para las distintas precipitaciones estudiadas se presentan en la Figura 3.11.

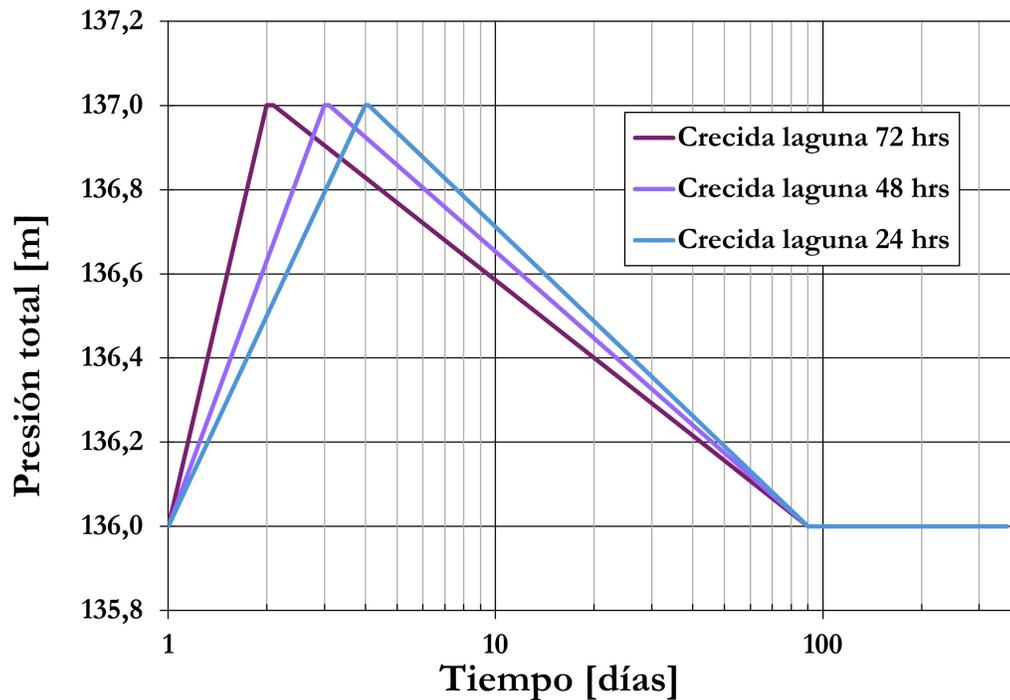


Figura 3.11: Funciones simuladores de crecida de laguna en el tiempo.

### 3.4.4. Incorporación cargas sísmicas

Para finalizar la etapa de modelación en Slide2 ©2024 Copyright Rocscience Inc., se procedió a simular un escenario pseudoestático, en donde se incorporaron los PGA presentados en el informe de riesgo sísmico disponible para la zona. Con esto, se utilizó la formulación de Saragoni expuesta en la ecuación 2.10 para simular un evento sísmico máximo probable (MCE). Los valores empleados son presentados en la Tabla 3.2.

Tabla 3.2: Coeficientes sísmicos

Tipo sismo	Demanda	$PGA_h$ [g]	$k_h$	$k_v$
Intraplaca	OBE	0.45	0.095	-
	MCE	0.86	0.18	-

# Capítulo 4

## Resultados y discusiones

### 4.1. Parámetros de ajuste SWCC

Como fue mencionado en la metodología, los primeros resultados registrados fueron los parámetros de ajustes de las curvas de succión SWCC mediante la formulación matemática propuesta por Van Genuchten (1980). Luego de realizar un ajuste de curvas con los datos de laboratorio, los parámetros de ajustes obtenidos se exponen en la Tabla 4.1.

Tabla 4.1: Parámetros de ajuste obtenidos referentes al modelo de Van Genuchten.

$\alpha$ [ $\frac{1}{kPa}$ ]	0.139
$\theta_s$ [-]	0.34
$\theta_r$ [-]	0.13
n [-]	1.56

Sin embargo, al momento de incorporar los parámetros de Van Genuchten al software Slide2 ©2024 Copyright Rocscience Inc., estos no fueron procesados adecuadamente por el programa aún observando que el ajuste de la curva SWCC con los datos de laboratorio era satisfactorio. Lo anterior arrojó resultados de distribuciones de presiones de poro y grados de saturación que no eran consistentes. Por lo tanto, se utilizaron parámetros de ajustes referidos a la modelación propuesta por Fredlund & Xing (1994) expuesta en la ecuación 2.3.

En este sentido, se reiteró el procedimiento para determinar los parámetros de ajustes asociados a este nuevo modelo ( $\alpha$ ,  $n$ ,  $m$ ,  $\theta_r$  y  $\theta_s$ ), los cuales se ajustaban correctamente a los datos de laboratorio, al igual que los parámetros de Van Genuchten, pero en este caso el software sí reconoció los parámetros de manera adecuada y proporcionó resultados consistentes. Dichos valores numéricos de ajuste, corresponden a los observados en la Tabla 4.2

Tabla 4.2: Parámetros de ajuste Fredlund & Xing.

$\alpha$ [kPa]	16.0
$\theta_s$ [-]	0.35
$\theta_r$ [-]	0.13
n [-]	0.98
m [-]	2.0

En la Figura 4.1 se puede observar que ambas formulaciones utilizadas se ajustan de manera adecuada a los datos de laboratorio, representados por los puntos en color azul. La curva verde representa la formulación y los parámetros de ajuste obtenidos de Van Genuchten (1980), mientras que la curva rosada corresponde a la formulación y los parámetros de ajuste asociados a Fredlund & Xing (1994).

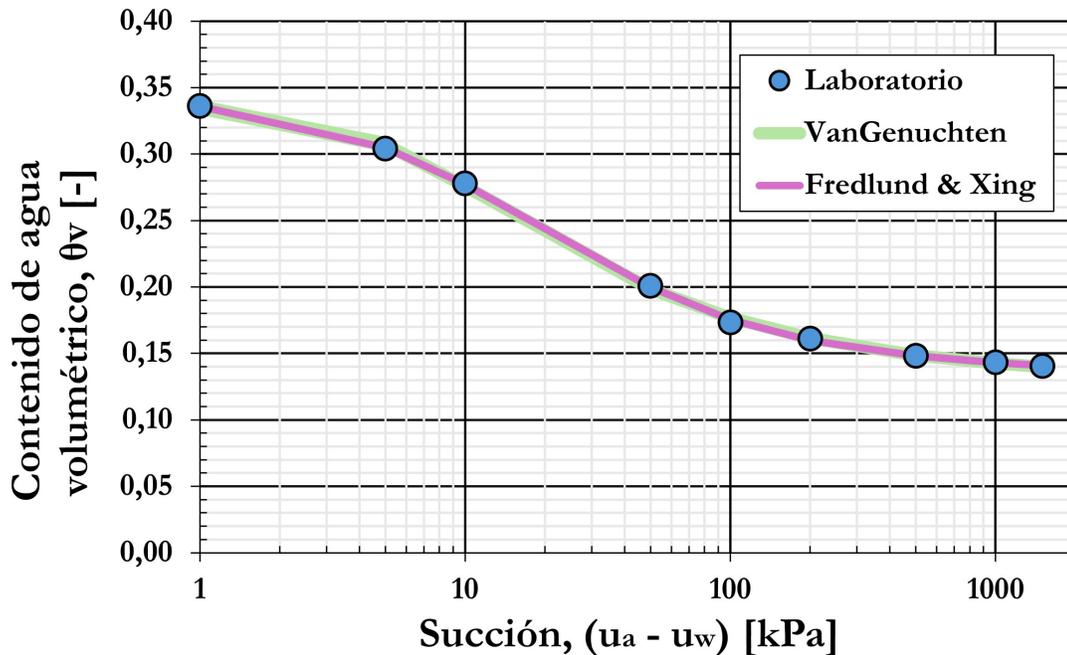


Figura 4.1: Comparación de parámetros de ajuste SWCC: modelo Van Genuchten vs. Fredlund & Xing con resultados de laboratorio.

Por lo anterior, se puede corroborar que los resultados de ambos conjuntos de valores de ajuste, tanto para Van Genuchten (1980) como para Fredlund & Xing (1994), son análogos y concuerdan satisfactoriamente con los datos proporcionados por el laboratorio, obteniendo en ambos casos coeficientes de determinación  $R^2$  superiores al 95 %.

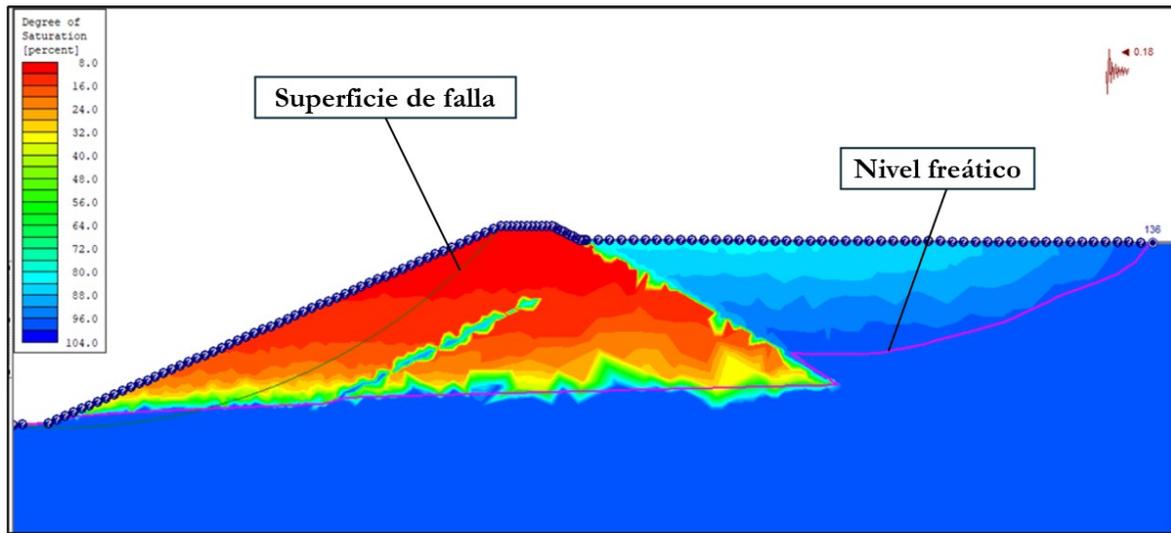
## 4.2. Flujo hidráulico y envolventes de falla

Luego de procesar el modelo con todas las consideraciones mencionadas en la metodología, se obtuvieron los resultados de comparación de grado de saturación en el muro de contención

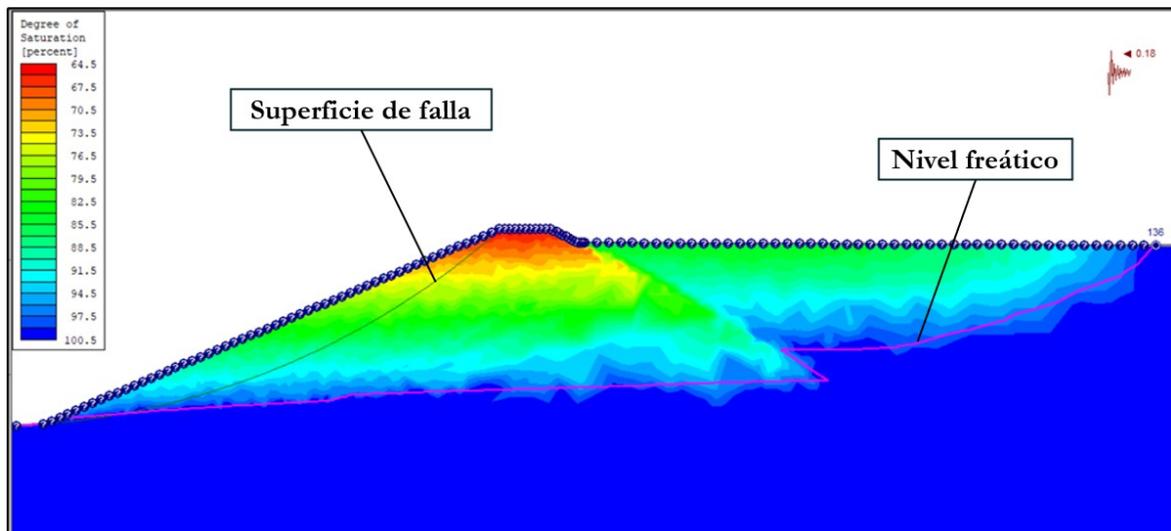
estudiado, entre un escenario saturado y parcialmente saturado.

Para efectos de análisis, en esta sección se expondrán sólo los resultados asociados a la precipitación de 24 horas y a la geometría de talud de 2.3:1. Los demás casos (talud 2.3:1 para precipitación de 48 y 72 horas y talud 2:1 para precipitación de 24, 48 y 72 horas) presentaron en términos de saturación, variaciones y patrones similares, por lo cual estos últimos resultados mencionados se expondrán en los anexos del documento.

En la Figura 4.2 se presenta la comparación de saturaciones para el día previo al inicio de la precipitación (día 0). Cabe señalar, que en dicha Figura se indica la superficie de falla y el nivel freático, cuya nomenclatura se aplica para las Figuras posteriores (Figura 4.3, Figura 4.4 y Figura 4.5).



(a) Con succión

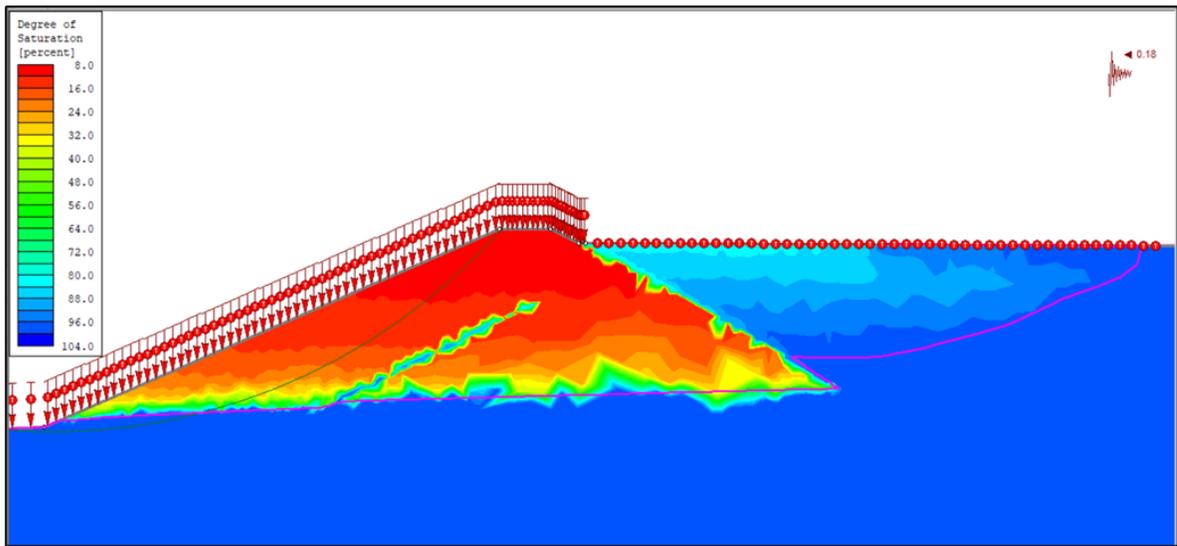


(b) Sin succión

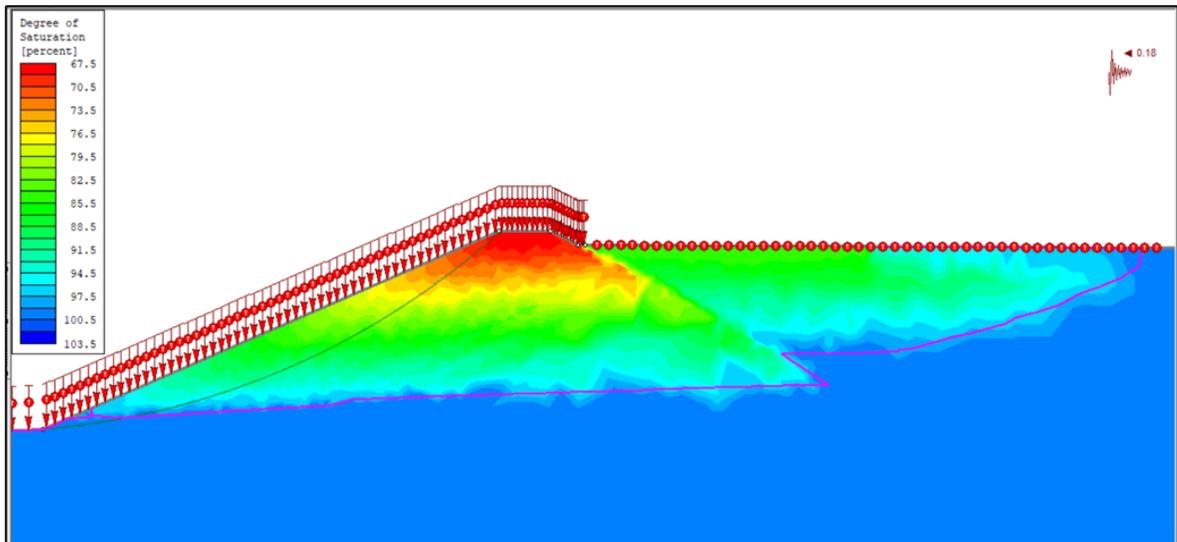
Figura 4.2: Comparación saturaciones talud 2.3:1 - día 0 (antes de precipitación 24 hrs).

Asimismo, es importante mencionar que la el patrón de saturaciones (escala de colores) no es el mismo tanto para los casos que presentan succión como para los casos que no presentan dicho parámetro. Por lo anterior, se recomienda observar los valores numéricos de saturación presentados en la leyenda de cada imagen (Figura 4.2, Figura 4.3, Figura 4.4 y Figura 4.5).

La Figura 4.3 presenta los porcentajes de saturación para el primer día de precipitación, donde la Figura 4.3.a muestra el escenario considerando los efectos del parámetro de succión y la Figura 4.3.b expone el escenario al replicar lo que el software entrega si no se considera parámetro alguno de succión durante los análisis de infiltración. Se puede observar, en comparación a la Figura 4.2, que los grados de saturación para cada caso aumentan debido al efecto de la lluvia. Sin embargo, los porcentajes de saturación en el muro de contención en el caso con succión (Figura 4.3.a) varían en un rango del 8 al 64 % aproximadamente, mientras que en el caso sin succión (Figura 4.3.b) varían entre un 65 a 98 %.



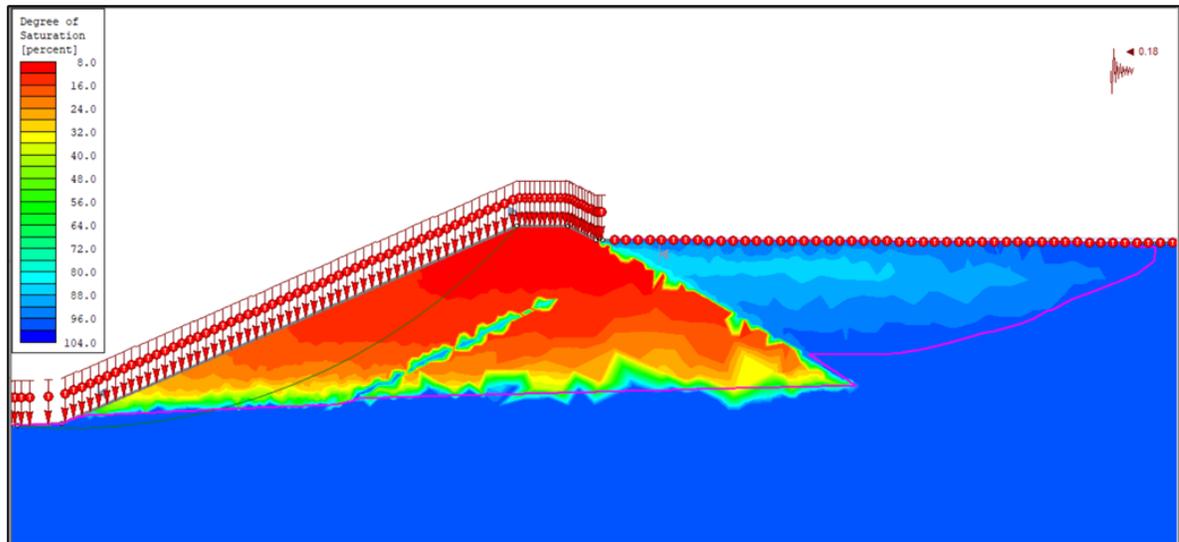
(a) Con succión



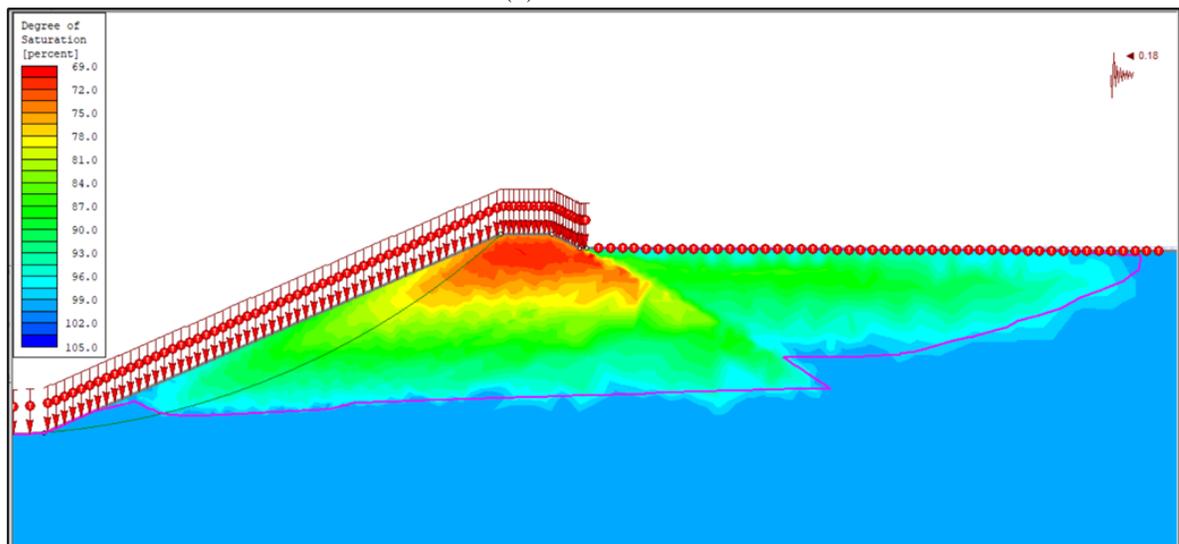
(b) Sin succión

Figura 4.3: Comparación saturaciones talud 2.3:1 - día 1 (inicio de precipitación 24 hrs).

La Figura 4.4 expone los valores de saturación para el último día de la precipitación analizada. Si bien en la elevación del muro de contención se mantienen aproximadamente los mismos rangos de saturación presentes en la Figura 4.3, existe un aumento de saturación en el pie del talud en el caso sin succión, representado por la elevación del nivel freático (Figura 4.4.b), lo cual no sucede en el caso en donde se considera la curva de succión asociada al material constituyente del muro (Figura 4.4.a).



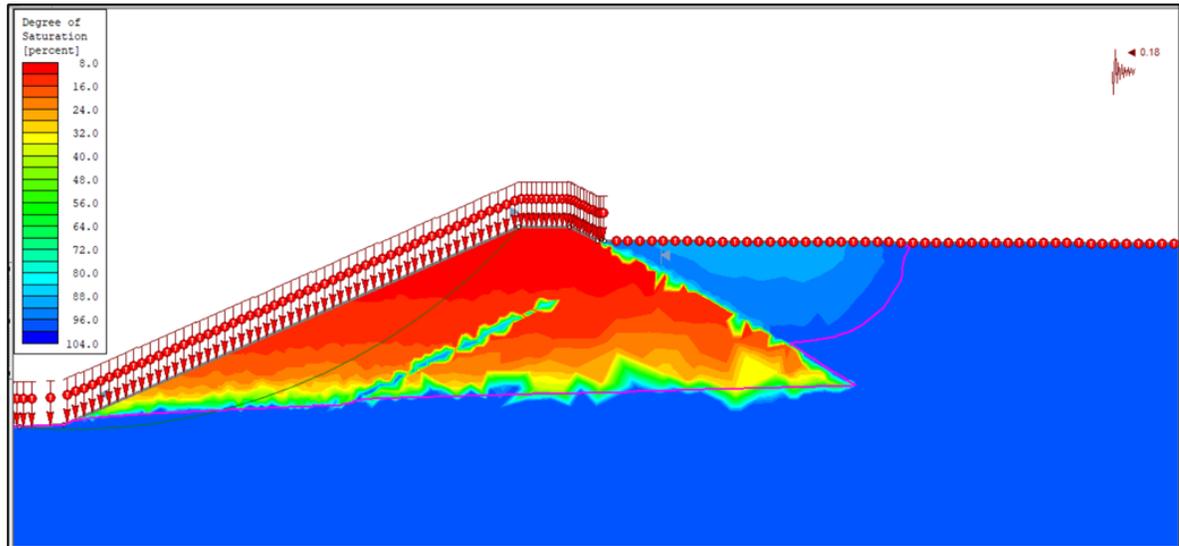
(a) Con succión



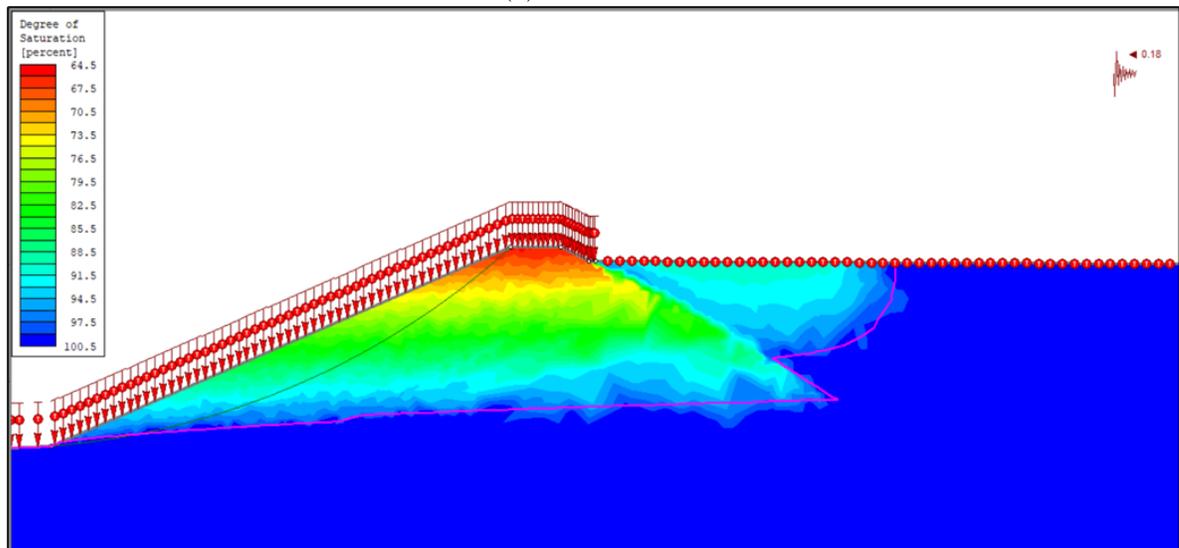
(b) Sin succión

Figura 4.4: Comparación saturaciones talud 2.3:1 - día 2 (final de precipitación 24 hrs).

Finalmente, la Figura 4.5 presenta los resultados de saturación posteriores a 2 años del evento hidrológico, en donde se observa que se retoman las condiciones iniciales del día 0.



(a) Con succión



(b) Sin succión

Figura 4.5: Comparación saturaciones talud 2.3:1 - día 730 (tiempo considerablemente transcurrido post precipitación 24 horas).

A rasgos generales, se logra apreciar en términos de saturación, que la simulación de la crecida de la laguna es efectiva, ya que al comparar la Figura 4.2 correspondiente al instante previo de precipitación y la Figura 4.4 correspondiente al final de la precipitación, los niveles de saturación aumentan gradualmente tanto para el caso con y sin succión en la zona donde se dispone la laguna operacional. Particularmente para el caso con succión, se observa que en el día 0 (Figura 4.2.a) se presentan saturaciones en la zona del muro cercana a la revancha de un 75 % aproximadamente, mientras que para el último día de lluvia (Figura 4.4.a), se presentan saturaciones de aproximadamente un 95 %.

Por otro lado, se observa que en los escenarios con succión (Figuras 4.2.a, 4.3.a, 4.4.a, 4.5.a), el grado de saturación permanece prácticamente constante en la elevación del muro, lo cual es representado visualmente por la predominancia del color rojo en la estructura. Si

bien, para el último día de precipitación, los grados de saturación aumentan en la zona del pie del talud, el rango de saturaciones que prevalecen en la estructura a lo largo del tiempo es entre el 8 y 16% aproximadamente. Esto difiere a los escenarios en donde no se considera succión, en los cuales se presenta una diferencia de saturaciones en lo alto del muro, incluso antes de iniciar la precipitación. Esto es gráficamente visible en la gama de colores presentes en la estructura. En este caso, los grados de saturación fluctúan entre un 69 y un 100%.

En directa relación con el punto anterior, si bien tiene sentido que exista una variabilidad de saturaciones en la profundidad muro, como lo presentan los casos que no consideran succión (saturados), las magnitudes de saturación que se observan en los casos con succión se adecúan de mejor manera al contexto geográfico del proyecto, el cual, al estar situado en una zona árida como lo es el desierto de Atacama, puede presentar bajos grados de saturación, por lo cual, considerar un rango entre 8 a 16% podría significar un escenario más realista. Lo anterior considerando el contexto de que existe la presencia de la geomembrana y del sistema de drenaje que permiten controlar y evitar la saturación del material constituyente del muro.

Además de lo anterior, se identifica que las envolventes de falla presentadas son consistentes con las esperadas según el juicio ingenieril consultado. Asimismo, se visualiza que en los casos donde no se considera succión, dichas fallas son más superficiales que en los casos en que sí se considera, a pesar de haber empleado el mismo criterio de profundidad mínima de falla para todos los casos estudiados (15 m). Este patrón se presenta para todos los casos expuestos en las Figuras 4.2, 4.3, 4.4 y 4.5.

Por último, para realizar una comparación de los contenidos de humedad simulados en la modelación con los valores de humedad in situ referentes a la información disponible del proyecto para el material de empréstito, en la Figura 4.6 se presentan gráficamente los contenidos de humedad volumétricos considerando el parámetro de succión en el último día de precipitación.

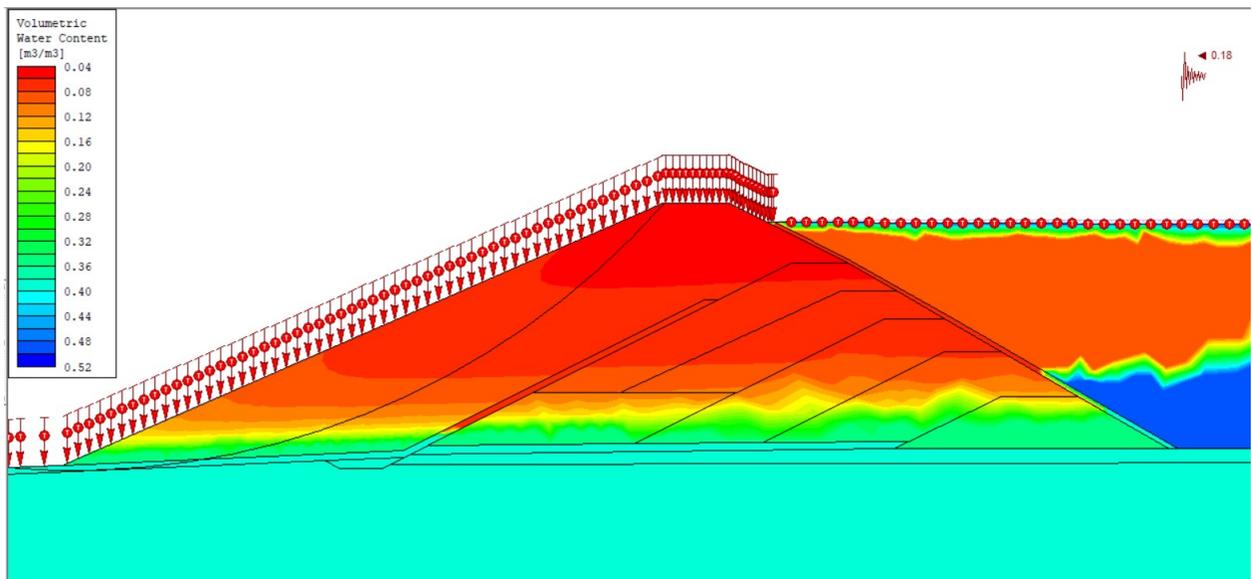


Figura 4.6: Contenidos de humedad volumétricos en escenario no saturado para el último día de precipitación (24 horas) referentes a talud 2.3:1.

Respecto a la Figura 4.6, se observa que el muro presenta casi en su totalidad un contenido de humedad volumétrico del 4%. Esto, transformado a términos de humedad gravimétrica, se traduce en un porcentaje de humedad del 2% considerando una densidad aparente del material de  $1,9 \frac{\text{tonf}}{\text{m}^3}$ . Acorde a la información disponible y conocida del material de empréstito en terreno, se tiene que la humedad natural gravimétrica ronda aproximadamente en el 3% de humedad. Por lo tanto, la simulación realizada se aproxima a las condiciones presentadas en terreno para el material en condiciones naturales.

### 4.3. Factores de Seguridad

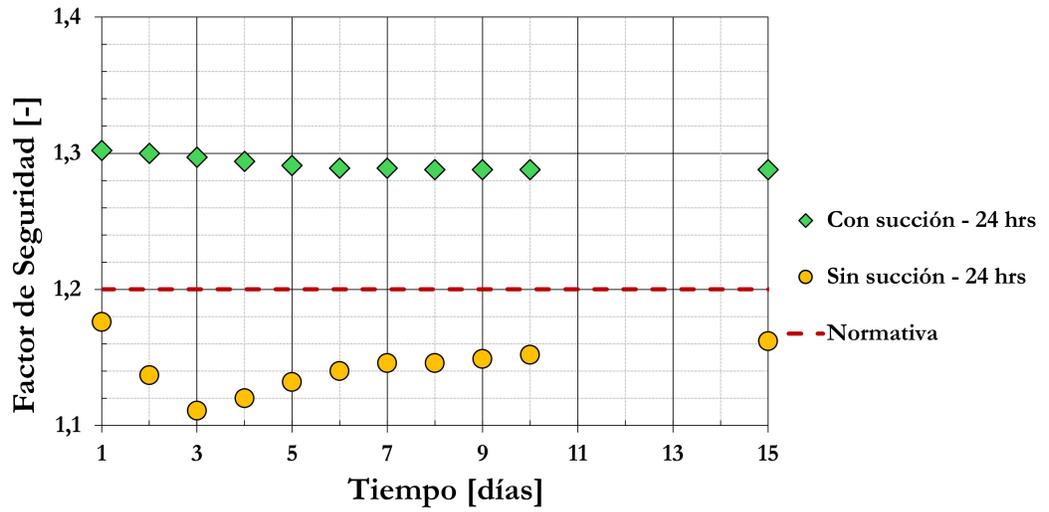
Los casos de estudios en términos de análisis de estabilidad fueron los siguientes.

- **Talud 2.7:1:** se analizó esta geometría mediante un análisis tradicional (sin succión) para precipitaciones de 24, 48 y 72 horas acorde a las intensidades mencionadas en la metodología.
- **Talud 2.3:1:** se analizó esta geometría tanto para el análisis convencional (sin succión) como el propuesto (con succión), para las mismas duraciones e intensidades de precipitación expuestas anteriormente.
- **Talud 2:1:** se realizaron las mismas consideraciones estudiadas para la geometría 2.3:1.

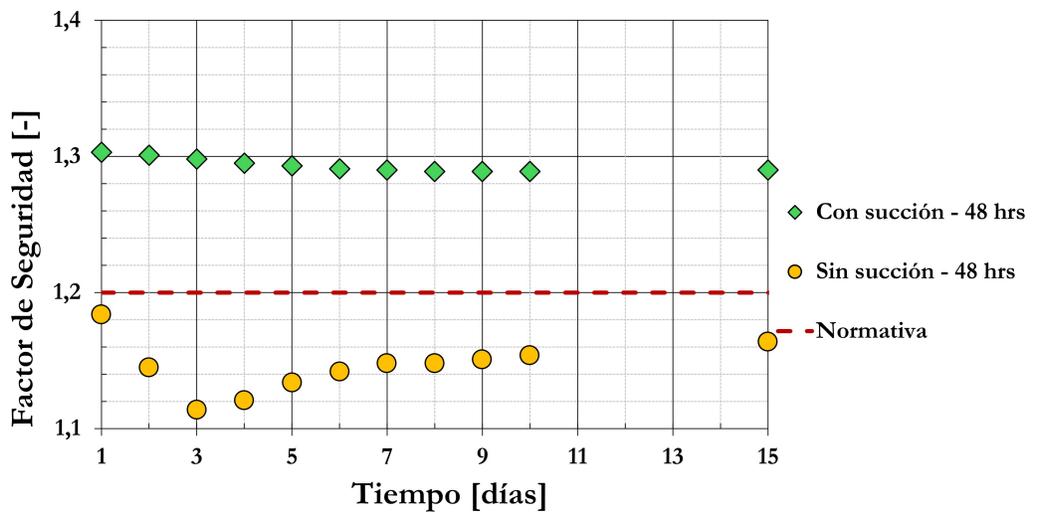
A partir de lo anterior, se presentan los factores de seguridad obtenidos para cada geometría, con el fin de analizar cómo afecta la incorporación de la succión en dichos factores respecto a los escenarios tradicionales. Asimismo, se evaluó cómo se posicionan estos resultados respecto a los señalado en el Decreto 50 (MOP, 2015).

La Figura 4.7 expone los factores de seguridad para un talud 2.3:1. Se observa que para dicho talud, los FS al considerar el componente de la succión son mayores que los FS sin considerar succión. Además, para esa geometría en particular, al considerar succión los FS cumplen con lo estipulado en el Decreto 50, mientras que al no considerarla como sucede en los escenarios tradicionales, no cumplen con dicha normativa.

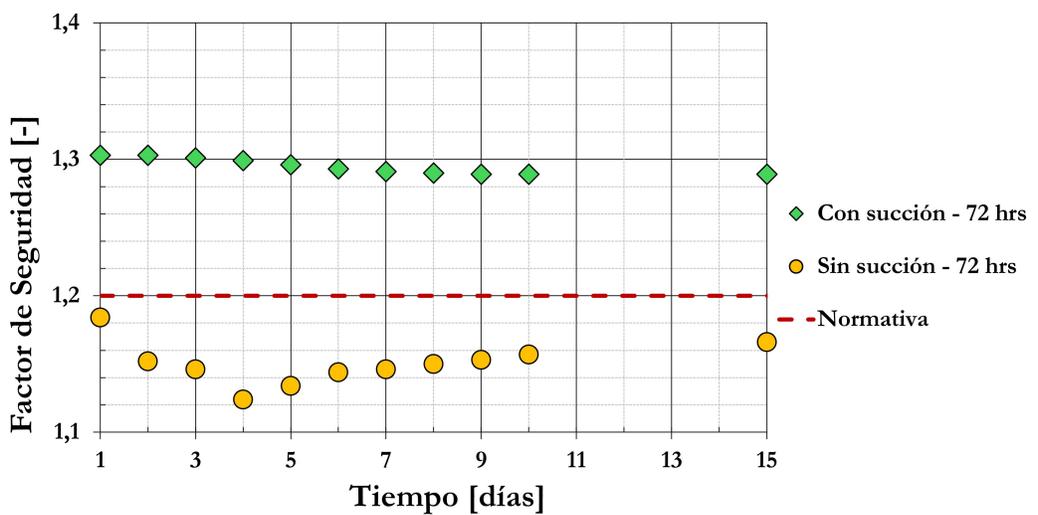
Por otro lado, respecto a los tres tipos de precipitaciones estudiadas, se puede inferir que la diferencia en intensidad y duración de los eventos hidrológicos, en términos de estabilidad de taludes tanto para el escenario con y sin succión no influyen en la magnitud el FS, puesto que estos valores son prácticamente iguales independiente del tipo de precipitación. Por ejemplo, en la Figura 4.7.a y Figura 4.7.b se observa que el FS a lo largo del tiempo con succión es prácticamente igual. Si bien en el caso de una precipitación de 72 horas como se expone en la Figura 4.7.c presenta FS levemente mayores a las demás precipitaciones, lo cual podría indicar que es un caso más favorable en términos de estabilidad, en general el FS es el mismo tanto para la lluvia de 24, 48 y 72 horas. Por lo tanto, al modelar una precipitación de corta duración y alta intensidad con una de larga duración y baja intensidad, los resultados no se verán afectados para el caso del muro de contención estudiado. Una posible explicación a esto es que, debido a las grandes dimensiones de la estructura y a la baja intensidad de lluvia analizada (la cual es mayor a las precipitaciones usualmente registradas en la región de Antofagasta), el cambio de magnitud de infiltraciones no afectará significativamente el FS.



(a) Precipitación 24 horas



(b) Precipitación 48 horas



(c) Precipitación 72 horas

Figura 4.7: Factores de Seguridad Talud 2.3:1

Aunque la diferencia en la intensidad o duración de las precipitaciones acorde al registro de la zona, no resulta significativa en términos de FS, la mera presencia de un evento de lluvia sí lo es. Si bien, no es relevante si la precipitación se desarrolla en un periodo de 24 o 72 horas, la existencia de este tipo de infiltración sí influye en los resultados. Particularmente, para el talud analizado previamente (Figura 4.7), se tiene que la existencia de precipitación produce una disminución del FS a lo largo del tiempo.

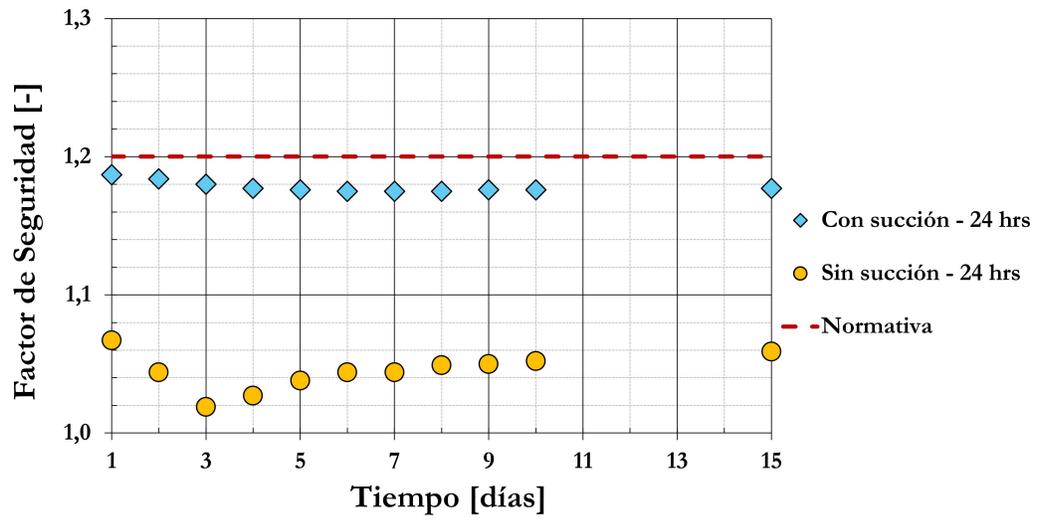
Al comparar los escenarios con y sin succión, se observa que al considerar succión esta disminución en el FS posee un comportamiento más gradual en el tiempo, en comparación al escenario en el que no se considera succión. En este último, la reducción de magnitud del FS es mucho más abrupta, sobretodo en los días en los cuales se concentra el evento meteorológico. Una posible explicación a esta diferencia de comportamiento entre el escenario con y sin succión, es que, al considerar la componente cohesiva del material, el aporte a la resistencia incorporado en la variable "adicional" del modelo Mohr Coulomb Extendido (ecuación 2.7) producirá que la estabilidad en el muro se mantenga parcialmente en el tiempo y no disminuya netamente por el aumento de humedad. Por el contrario, si se omite esta componente de succión, bajo un cálculo de resistencia a partir del modelo de Mohr Coulomb tradicional (ecuación 2.5), al aumentar las presiones de poro de agua, disminuirá el esfuerzo efectivo del material y directamente también la resistencia al corte.

Este comportamiento del suelo al considerar succión es compatible con lo que expone Sweeney (1982), en donde acorde a sus investigaciones y mediciones realizadas en campo, indica que la succión del suelo no necesariamente desaparecerá en condiciones de precipitaciones continuas como se expuso en la sección 2.7 (Figura 2.13).

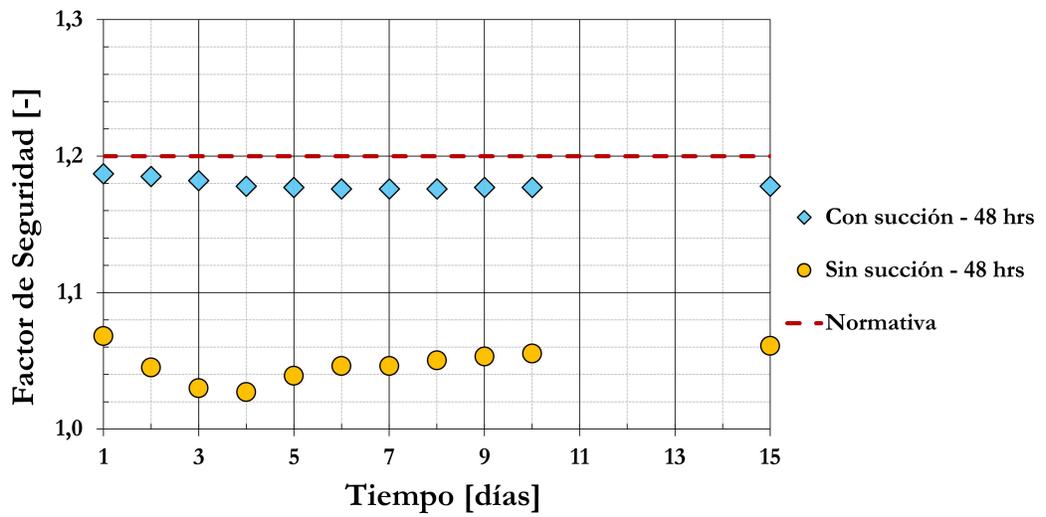
Asimismo, otra posible explicación al descenso abrupto producido en el FS al no considerar succión en términos de resistencia, es que de igual manera el software emplea una curva de SWCC genérica, que difiere de la curva SWCC utilizada en el caso con succión proveniente de los resultados de laboratorio. Con lo anterior, emplear otra curva SWCC puede influir en el comportamiento del nivel freático y por ende, en la susceptibilidad del FS a infiltraciones.

En la Figura 4.8 se exponen los resultados de FS para una geometría de talud 2:1. En este caso, se puede observar que independiente de si se considera o no el parámetro de la succión en términos de resistencia, en ningún instante de tiempo se cumple con la normativa chilena establecida. Por ende, este diseño no es viable normativamente bajo ningún escenario de análisis.

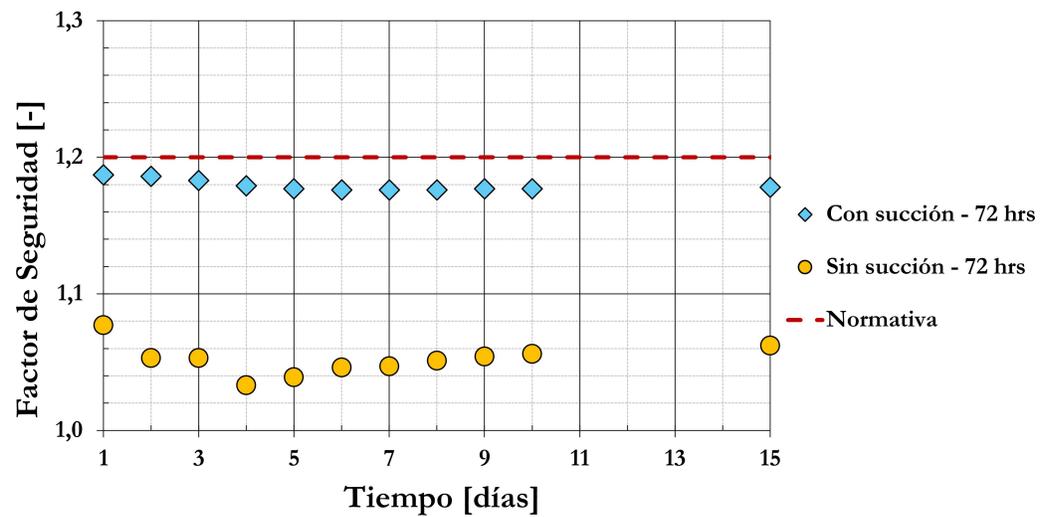
Por otro lado, acorde a dicha geometría (2:1), la tendencia del FS a lo largo del tiempo para cada precipitación es la misma que para la geometría 2.3:1. Es decir, para los casos con succión se presenta una disminución del FS de manera gradual y pseudo-constante, en comparación a los casos en que no se considera succión, los cuales presentan el mismo comportamiento de cambio entre los días que inicia y finaliza la precipitación. Esto puede ser explicado bajo las mismas razones mencionadas para el talud 2.3:1.



(a) Precipitación 24 horas



(b) Precipitación 48 horas



(c) Precipitación 72 horas

Figura 4.8: Factores de Seguridad Talud 2:1

Al procesar los resultados referentes a los FS para cada talud y precipitación, se analizó la diferencia porcentual entre los casos con y sin succión para el total de tiempo analizados, con el objetivo de cuantificar la diferencia existente en el FS al considerar las propiedades parcialmente saturadas del material. En la Tabla 4.3 se registran las diferencias mencionadas, en donde se observa que para el talud 2.3:1, la incorporación de la succión produce un aumento promedio de un 14,1 % en el FS, mientras que para la geometría 2:1, se produce un incremento promedio de un 12,7 %.

Tabla 4.3: Diferencia porcentual entre casos con y sin succión.

Duración precipitación	Talud 2.3:1	Talud 2:1
	$\Delta$ promedio [%]	$\Delta$ promedio [%]
24 hrs	14,3	13,0
48 hrs	14,2	12,7
72 hrs	13,8	12,5
Total	<b>14,1</b>	<b>12,7</b>

Con lo anterior se evidencia que la consideración de las propiedades no saturadas del suelo inciden directamente en el FS, aportando un incremento considerable de este parámetro.

Asimismo, se compararon los FS obtenidos considerando el parámetro de la succión para los taludes 2.3:1 y 2:1, junto con el talud 2.7:1 sin considerar la succión, en donde este último escenario corresponde al diseño actual propuesto para la ingeniería de factibilidad del proyecto. Lo anterior para evaluar las diferencias entre el diseño actual y los demás diseños estudiados. En la Figura 4.9 se presenta dicha comparación para una precipitación de 24 horas.

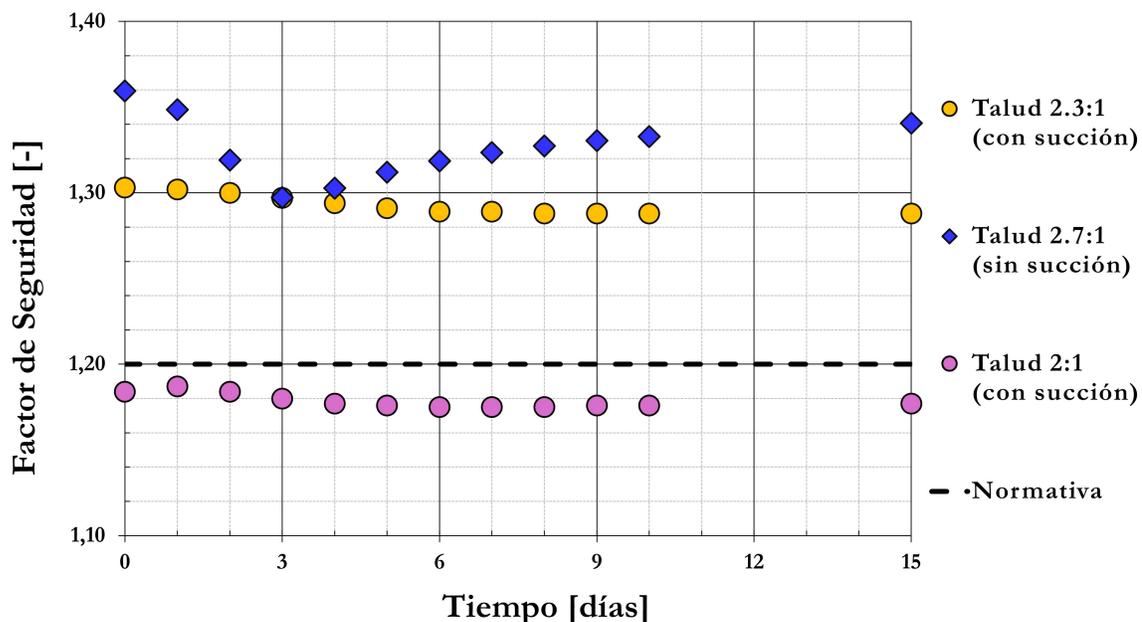


Figura 4.9: Comparación entre Factores de seguridad para taludes 2.3:1 y 2:1 con succión y talud 2.7:1 sin succión para una precipitación de 24 horas.

Con el fin de cuantificar la diferencia entre el FS del diseño de talud 2.3:1 considerando el aporte de la succión, cuyos valores respetan la normativa chilena, con el FS del diseño actual, que no considera dicho parámetro, se calculó la diferencia porcentual promedio en el tiempo entre dichos escenarios. Esta diferencia numérica puede ser observada en la Tabla 4.4.

Tabla 4.4: Diferencia porcentual entre FS de talud 2.7:1 sin succión y FS talud 2.3:1 con succión.

<b>Talud 2.7:1 sin succión - Talud 2.3:1 con succión</b>			
<b>Día</b>	<b>Precipitación 24 hrs</b>	<b>Precipitación 48 hrs</b>	<b>Precipitación 72 hrs</b>
	$\Delta$ [%]	$\Delta$ [%]	$\Delta$ [%]
0	5,6	5,6	5,6
1	4,7	4,6	5,3
2	1,9	2,5	3,2
3	0,0	0,4	1,7
4	0,9	1,0	1,5
10	4,5	4,6	4,8
730	6,6	5,9	5,9
<b>Promedio</b>	<b>3,4</b>	<b>3,5</b>	<b>4,0</b>

Acorde a la Tabla 4.4, se presenta una diferencia de aproximadamente un 3,6% al promediar los valores obtenidos en las tres precipitaciones estudiadas, entre los FS para el talud 2.7:1 sin considerar succión y el talud 2.3:1 al considerar succión. Por lo tanto, de considerar el diseño de talud 2.3:1 incorporando propiedades parcialmente saturadas del muro de empréstito, los FS de seguridad disminuirían en promedio un 3,6% respecto al diseño actual.

# Capítulo 5

## Conclusiones

Para dar cierre al estudio realizado, se pudieron concluir las siguientes apreciaciones.

- Se pudo evidenciar que distintos grados de saturaciones y contenidos de humedad, al estar asociados a diferentes valores de succión, afectan directamente el factor de seguridad (FS) del talud al realizar un análisis de estabilidad por equilibrio límite. Particularmente en el estudio realizado para el muro de contención de interés, incorporar las propiedades de suelos parcialmente saturados pueden incrementar en hasta un 14 % el FS para un escenario pseudoestático.
- En directa relación con el punto anterior, al considerar parámetros como la succión, que se traduce en presiones de poro negativas y aumenta la resistencia al corte del material, puede generar que los resultados de análisis de estabilidad bajo una mirada de mecánica tradicional, en los cuales no se satisfacen los FS establecidos por normativa, sí lo cumplan al incluir en el diseño el componente de la succión.
- La presencia de las precipitaciones consideradas reduce el FS a lo largo del tiempo, siendo los valores más críticos en el escenario sin succión aquellos cercanos al inicio y al final del evento meteorológico. Sin embargo, al incluir la succión en el análisis, la disminución del FS se produce de manera más constante y gradual, ya que la cohesión del material, influenciada por la succión, permite que la estabilidad del talud no se vea afectada tan abruptamente por la infiltración.
- Puede ser de gran utilidad tener en consideración y seguir investigando los efectos de los suelos no saturados, ya que es importante entender las propiedades del suelo en la totalidad de saturaciones y no solamente en la etapa completamente saturada, dado que en ambientes como el norte de Chile, los materiales no se comportan de esa manera. Esto no necesariamente para justificar cambios drásticos de diseño de talud que sean económicamente favorables, sino en casos límite de diseño, donde, bajo un enfoque de mecánica de suelos tradicional, el FS cumpla al ras de la normativa o en los casos en que el FS no cumpla con la normativa por un margen muy pequeño, como de un 1 % (sujeto al contexto y a los antecedentes disponibles del proyecto).
- Si bien considerar el aporte a la resistencia al corte sustentada en la teoría de suelos no saturados puede traer beneficios económicos, temporales y constructivos, llevarlo a la práctica solo se puede hacer de manera responsable si se poseen antecedentes y conocimientos robustos asociados a las condiciones de borde hidráulicas, tales como estudios

hidrológicos, estudios del estado y funcionamiento del sistema de drenaje, estudios sobre el plan de llenado, entre otros, además de las condiciones geográficas y climáticas de la zona de estudio. En otras palabras, se concluye que puede ser viable poner en práctica las consideraciones de propiedades no saturadas siempre y cuando el contexto sea conocido.

- Por otro lado y en relación con el punto anterior, es importante mencionar que es muy distinto aplicar esta teoría en ambientes climáticos donde posibles infiltraciones (precipitaciones, crecidas de laguna, elevaciones de nivel freático, etc) sean muy variables y cambiantes, ya que si el material llegase a saturarse de manera inesperada, la resistencia al corte disminuirá y la estructura podría fallar, representando un riesgo climático y comunitario. Por lo tanto, aunque pueden existir muchos beneficios económicos, estos no son el pilar fundamental de la investigación ya que a juicio de la autora del presente trabajo, la materia económica no está por sobre la seguridad de las/los trabajadores y las comunidades.
- Considerando que el contexto del proyecto se sitúa en una etapa de factibilidad, si se consideran los efectos de las propiedades no saturadas del material de empréstito, en ningún caso se debe subestimar el riesgo y de igual manera se debe reforzar el diseño preliminar con ensayos tanto en superficie como en profundidad del muro, incorporar otros tipos de ensayos, aumentar la cantidad de muestras de laboratorio y por sobre todo, realizar un monitoreo constante a los resultados otorgados por dichas instituciones. El énfasis en este último punto se debe a ciertas inconsistencias que se presentaron en la investigación por parte de los resultados del laboratorio utilizado, por lo cual se optó por no tomar en cuenta ciertos resultados específicos que no eran consistentes con las propiedades conocidas del material.
- Añadir parámetros de resistencia y tener que determinarlos hace que el estudio sea más complejo. Es decir, al aumentar la complejidad de los modelos constitutivos del material, también se vuelve más difícil controlar las variables analizadas. Por lo tanto, es importante contar con las condiciones necesarias para determinar estos parámetros. Si no hay un soporte adecuado y un buen sustento de datos, no tiene sentido aplicar formulaciones más complejas. En consecuencia, la aplicación de esta teoría está sujeta a la disponibilidad económica para invertir en materia de ensayos de laboratorio y los estudios pertinentes para, de alguna manera, mitigar la incertidumbre asociada a la cohesión aparente.

# Capítulo 6

## Recomendaciones

Finalmente, se presentan una serie de recomendaciones para posibles investigaciones relacionadas al tema de estudio presentado.

- Se recomienda una mayor disponibilidad de ensayos de laboratorio para estimar de manera más precisa los parámetros de resistencia no saturados del material. Estos ensayos podrían ser triaxiales a succión controlada, en donde se consideren cambios tanto de presiones de aire como de agua, para complementar las curvas de succión y así poder calibrar de manera más precisa la resistencia al corte propuesta por Vanapalli.
- Asimismo, para mitigar en cierta medida la incertidumbre asociada a la cohesión aparente, para futuras investigaciones se podría incorporar un estudio de humedades en donde se implemente una mayor cantidad de piezómetros o sensores de humedad para monitorear el registro histórico de humedades que presenta el material de muro de contención y evaluar cómo cambia este parámetro a lo largo del tiempo. De esta manera, se podría proporcionar un reforzamiento a la aplicación de esta teoría.
- Es recomendable contrastar los resultados con otro software computacional geotécnico, debido a los inconvenientes que hubo respecto al modelamiento de las curvas de succión, en donde si bien, ambas formulaciones tanto de Van Genuchten como de Fredlund & Xing se ajustaban adecuadamente a los datos de laboratorio, en la modelación los parámetros de Van Genuchten otorgaban resultados diferentes.
- Al evidenciar la importancia del seguimiento de caracterización a los laboratorios y el cuestionamiento a los resultados, en pos de mejorar la calidad de los análisis realizados, se recomienda trabajar con más de un laboratorio para reforzar la certidumbre de los resultados obtenidos.
- En un régimen transiente, independiente de si en términos de resistencia se considere el método de Mohr Coulomb tradicional o extendido, el modelamiento en el software empleado utiliza curvas SWCC para el análisis de infiltraciones. El uso de estas curvas modifica la simulación del nivel freático, lo cual puede afectar el valor y/o comportamiento de FS a lo largo del tiempo. Por lo tanto, se recomienda emplear curvas SWCC representativas de los materiales para que el patrón de saturaciones se ajuste cercanamente al comportamiento esperado del material analizado, inclusive si no se consideran propiedades de resistencia parcialmente saturadas.

- Se recomienda para futuras investigaciones confirmar los efectos de las propiedades no saturadas del suelo mediante modelos de deformaciones y analizar cómo afecta el parámetro de la succión a las deformaciones obtenidas.

# Capítulo 7

## Bibliografía

Ahmadi-adli, M., Huvaj, N., & Toker, N. K. (2017). Rainfall-triggered landslides in an unsaturated soil: A laboratory flume study. *Environmental Earth Sciences*, 76, 735. <https://doi.org/10.1007/s12665-017-7027-y>

Alfaro Soto, M. A. (2023). Geotecnia en suelos no saturados. *Revista de la Academia Colombiana de Ciencias Exactas, Físicas y Naturales*, 32(125), 471–482. [https://doi.org/10.18257/raccefyn.32\(125\).2008.2315](https://doi.org/10.18257/raccefyn.32(125).2008.2315)

ASTM International. (2010). ASTM D5298-10: Standard Test Method for Measurement of Soil Potential (Suction) Using Filter Paper. ASTM International. <https://doi.org/10.1520/D5298-10>

Barrera, S., & Campaña, J. (2005). Análisis de estabilidad de presas de relave: Práctica chilena. *Ingeniería Civil*, 3(2), 25-30.

Bishop, A. W. (1959). The principle of effective stress. *Teknisk Ukeblad*, 39, 859-863.

Budhu, M. (2013). *Soil mechanics and foundations* (3rd ed.). John Wiley & Sons.

Carvajal, M. (2018). Desarrollo de una metodología para análisis de estabilidad física de depósitos de relaves [Tesis de pregrado, Universidad de Chile]. Repositorio Académico de la Universidad de Chile. <https://repositorio.uchile.cl/handle/2250/152946>

Delwyn G Fredlund. (2000). The 1999 R.M. Hardy Lecture: The implementation of unsaturated soil mechanics into geotechnical engineering. *Canadian Geotechnical Journal*, 37(5), 963-986.

Duncan, J. M., Wright, S. G., & Brandon, T. L. (2014). *Soil strength and slope stability* (2a ed.). John Wiley & Sons.

Duncan, J. M., & Wright, S. G. (1980). The accuracy of equilibrium methods of slope stability analysis. *Engineering Geology*, 16, 5-17. [https://doi.org/10.1016/0013-7952\(80\)90003-4](https://doi.org/10.1016/0013-7952(80)90003-4)

Federal Highway Administration (FHWA). (2017). Geotechnical engineering circular No.

6: Shallow foundations (Publication No. FHWA-IF-02-034). U.S. Department of Transportation. <https://www.fhwa.dot.gov/engineering/geotech/pubs/05037/05a.cfm>

Flores, I., González Haramboure, Y., & García Tristá, J. (2022). Consideraciones para el análisis de la estabilidad de taludes en presas de tierra con suelos parcialmente saturados. *Ingeniería Geotécnica*, 25(3), 234-248. [https://www.researchgate.net/publication/360537509\\_Consideraciones\\_para\\_el\\_analisis\\_de\\_la\\_estabilidad\\_de\\_taludes\\_en\\_presas\\_de\\_tierra\\_con\\_suelos\\_parcialmente\\_saturados](https://www.researchgate.net/publication/360537509_Consideraciones_para_el_analisis_de_la_estabilidad_de_taludes_en_presas_de_tierra_con_suelos_parcialmente_saturados)

Flores Berenguer, I., Castro Martínez, I., García Tristá, J., & González Haramboure, Y. (2019). Influencia de la permeabilidad del suelo no saturado en los taludes de presas de tierra. *Ingeniería Hidráulica y Ambiental*, 40(3), 86-100. <https://doi.org/10.24033/ihya.v40i3.129>

Fredlund, D. G., & Xing, A. (1994). Equations for the soil-water characteristic curve. *Canadian Geotechnical Journal*, 31, 521-532.

Gallegos, N. S., & Miranda, M. F. (2023). Influencia de la succión en el comportamiento geotécnico de un suelo fino del distrito de Mollebaya [Tesis de licenciatura, Universidad Católica San Pablo]. Repositorio Académico de la Universidad Católica San Pablo. <https://repositorio.ucsp.edu.pe/backend/api/core/bitstreams/020fbd29-4464-4cce-a6f9-623902a41e8b/content>

GEOSLOPE International Ltd. (2020). Stability Modeling with GeoStudio. <https://downloads.geo-slope.com/geostudioresources/books/8/15/slope%20modeling.pdf>

Gitirana, G., & Fredlund, D. G. (2004). Soil-water characteristic curve equation with independent properties. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 130(2), 209–212. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)1090-0241\(2004\)130:2\(209\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)1090-0241(2004)130:2(209))

Guzmán, D. Zandarín, M. (2019). Evaluation of the Stability of the Embankment Dams of a Tailings Storage Considering Unsaturated Properties of Soils. *Tailings – Gecamin*

Laire Seco, R. (2021). Análisis de sensibilidad de la estabilidad de taludes para tranques y embalses de relave utilizando el método de equilibrio límite [Tesis de pregrado, Universidad de Chile]. Repositorio Académico de la Universidad de Chile. <https://repositorio.uchile.cl/handle/2250/182315>

Ministerio de Obras Públicas. (2015). Decreto Supremo N.º 50: Aprueba reglamento para la aplicación del artículo 5.2.6. del Capítulo 5, Título 5.2, de la Ordenanza General de Urbanismo y Construcciones sobre construcción de taludes y muros de contención. *Diario Oficial de la República de Chile*. <https://bcn.cl/3lewp>

Ng, C. W. W., & Menzies, B. (2007). *Advanced Unsaturated Soil Mechanics and Engineering*. CRC Press.

Ochoa, V. E. M., & Cadavid, P. C. J. I. (2012). Suelos parcialmente saturados: De la investigación a la cátedra universitaria. *Revista Facultad de Ingeniería*, 21(1), 45-56.

Promotor, J., & López-Acosta, N. (2018). Una comparación del factor de seguridad en taludes considerando la zona no saturada del suelo. Sociedad Mexicana de Ingeniería Geotécnica. [https://www.researchgate.net/profile/Jose-Promotor/publication/331317994\\_Una\\_comparacion\\_del\\_factor\\_de\\_seguridad\\_en\\_taludes\\_considerando\\_la\\_zona\\_no\\_saturada\\_del\\_suelo/links/5c734c9da6fdcc471599084a/Una-comparacion-del-factor-de-seguridad-en-taludes-considerando-la-zona-no-saturada-del-suelo.pdf](https://www.researchgate.net/profile/Jose-Promotor/publication/331317994_Una_comparacion_del_factor_de_seguridad_en_taludes_considerando_la_zona_no_saturada_del_suelo/links/5c734c9da6fdcc471599084a/Una-comparacion-del-factor-de-seguridad-en-taludes-considerando-la-zona-no-saturada-del-suelo.pdf)

Rahimi, A., Rahardjo, H., & Leong, E. C. (2010). Effect of hydraulic properties of soil on rainfall-induced slope failure. *Engineering Geology*, 114, 135–143. <https://doi.org/10.1016/j.enggeo.2010.04.010>

Sanz, R. V., Martí, S. S., & Orrego, A. D. (2015). Estabilidad de Taludes: Conceptos Básicos, Parámetros de Diseño y Métodos de Cálculo (Nº 7). Civilizate.

Saragoni, R., & Garrido, B. (2022). Coeficientes sísmicos estáticos de diseño para estudios de estabilidad de tranques de relaves para terremotos subductivos intraplaca chilenos. *Revista de Ingeniería Geotécnica*, 31(2), 16-19.

Sweeney, D. J. (1982). Some in situ soil suction measurements in Hong Kong's residual soil slopes. In *Proceedings of the 7th Southeast Asian Geotechnical Conference* (pp. 91–106). Southeast Asian Geotechnical Society, Thailand.

Terzaghi, K. (1943). *Theoretical soil mechanics*, pp. 7-25.

Torres Quintana, E. (2016). Determinación de curvas IDF en la Región de Antofagasta, Chile [Tesis de pregrado, Universidad de Chile]. Repositorio Académico de la Universidad de Chile. <https://repositorio.uchile.cl/handle/2250/138960>

Vanapalli, S. K., Fredlund, D. G., Pufahl, D. E., & Clifton, A. W. (1996). Model for the prediction of shear strength with respect to soil suction. *Canadian Geotechnical Journal*, 33(3), 379-392. <https://doi.org/10.1139/t96-060>

Van Genuchten, M. T. (1980). A closed-form equation for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated soils. *Soil Science Society of America Journal*, 44(5), 892-898. <https://doi.org/10.2136/sssaj1980.03615995004400050002x>

Vanapalli, S. K., & Fredlund, D. G. (2000). Comparison of different procedures to predict unsaturated soil shear strength. In *Advances in Unsaturated Geotechnics* (pp. 33-44). American Society of Civil Engineers

Wang, J.-P., Hu, N., François, B., & Lambert, P. (2017). Estimating water retention curves and strength properties of unsaturated sandy soils from basic soil gradation parameters. *Water Resources Research*, 53(5), 6069–6088. <https://doi.org/10.1002/2017WR020411>

# Capítulo 8

## Anexos

### 8.1. Anexo A - Datos de Laboratorio Curva SWCC

Tabla 8.1: Datos de laboratorio asociados a succión en función del porcentaje de humedad gravimétrico.

Succión	Muestra 1	Muestra 2	Muestra 3	Muestra 4
$\Psi$ [kPa]	$\theta$ [%]	$\theta$ [%]	$\theta$ [%]	$\theta$ [%]
1	16,6	16,9	18,3	19
5	15,1	14,7	16,5	17,7
10	14	12,7	15	16,8
50	10,3	9,1	10,3	12,6
100	9,2	7,9	9,4	10
200	8,6	7,5	8,6	9,2
500	8,2	7,1	7,5	8,4
1000	7,9	6,6	7,4	8,3
1500	7,6	6,3	7,4	8,3

## 8.2. Anexo B - Resultados Tabulados de Factores de Seguridad

Tabla 8.2: Factores de Seguridad asociados a talud 2.7:1 sin succión para las distintas precipitaciones simuladas.

Talud 2.7:1			
Día	Precipitación 24 hrs	Precipitación 48 hrs	Precipitación 72 hrs
	FS sin succión [-]	FS sin succión [-]	FS sin succión [-]
0	1,36	1,36	1,36
1	1,35	1,35	1,36
2	1,32	1,33	1,33
3	1,30	1,30	1,32
4	1,30	1,30	1,31
5	1,31	1,31	1,32
6	1,32	1,32	1,32
7	1,32	1,33	1,33
8	1,33	1,33	1,33
9	1,33	1,33	1,33
10	1,33	1,33	1,34
15	1,34	1,34	1,34
730	1,36	1,36	1,36
<b>Promedio</b>	<b>1,33</b>	<b>1,33</b>	<b>1,33</b>

Tabla 8.3: Factores de Seguridad asociados a talud 2.3:1 con y sin succión para las distintas precipitaciones simuladas.

Talud 2.3:1						
Día	Precipitación 24 hrs		Precipitación 48 hrs		Precipitación 72 hrs	
	FS con succión [-]	FS sin succión [-]	FS con succión [-]	FS sin succión [-]	FS con succión [-]	FS sin succión [-]
0	1,30	1,19	1,30	1,19	1,30	1,19
1	1,30	1,18	1,30	1,18	1,30	1,18
2	1,30	1,14	1,30	1,15	1,30	1,15
3	1,30	1,11	1,30	1,11	1,30	1,15
4	1,29	1,12	1,30	1,12	1,30	1,12
5	1,29	1,13	1,29	1,13	1,29	1,13
6	1,29	1,14	1,29	1,14	1,29	1,14
7	1,29	1,15	1,29	1,15	1,29	1,15
8	1,29	1,15	1,29	1,15	1,29	1,15
9	1,29	1,15	1,29	1,15	1,29	1,15
10	1,29	1,15	1,29	1,15	1,29	1,16
15	1,29	1,16	1,29	1,16	1,29	1,17
730	1,29	1,19	1,30	1,19	1,30	1,19
<b>Promedio</b>	<b>1,29</b>	<b>1,15</b>	<b>1,29</b>	<b>1,15</b>	<b>1,29</b>	<b>1,16</b>

Tabla 8.4: Factores de Seguridad asociados a talud 2:1 con y sin succión para las distintas precipitaciones simuladas.

Talud 2:1						
Día	Precipitación 24 hrs		Precipitación 48 hrs		Precipitación 72 hrs	
	FS con succión [-]	FS sin succión [-]	FS con succión [-]	FS sin succión [-]	FS con succión [-]	FS sin succión [-]
0	1,18	1,07	1,18	1,07	1,18	1,07
1	1,19	1,07	1,19	1,07	1,19	1,08
2	1,18	1,04	1,19	1,05	1,19	1,05
3	1,18	1,02	1,18	1,03	1,18	1,05
4	1,18	1,03	1,18	1,03	1,18	1,03
5	1,18	1,04	1,18	1,04	1,18	1,04
6	1,18	1,04	1,18	1,05	1,18	1,05
7	1,18	1,04	1,18	1,05	1,18	1,05
8	1,18	1,05	1,18	1,05	1,18	1,05
9	1,18	1,05	1,18	1,05	1,18	1,05
10	1,18	1,05	1,18	1,06	1,18	1,06
15	1,18	1,06	1,18	1,06	1,18	1,06
730	1,20	1,09	1,19	1,09	1,20	1,09
Promedio	1,18	1,05	1,18	1,05	1,18	1,06

### 8.3. Anexo C - Resultados Gráficos de Factores de Seguridad y Grados de Saturación

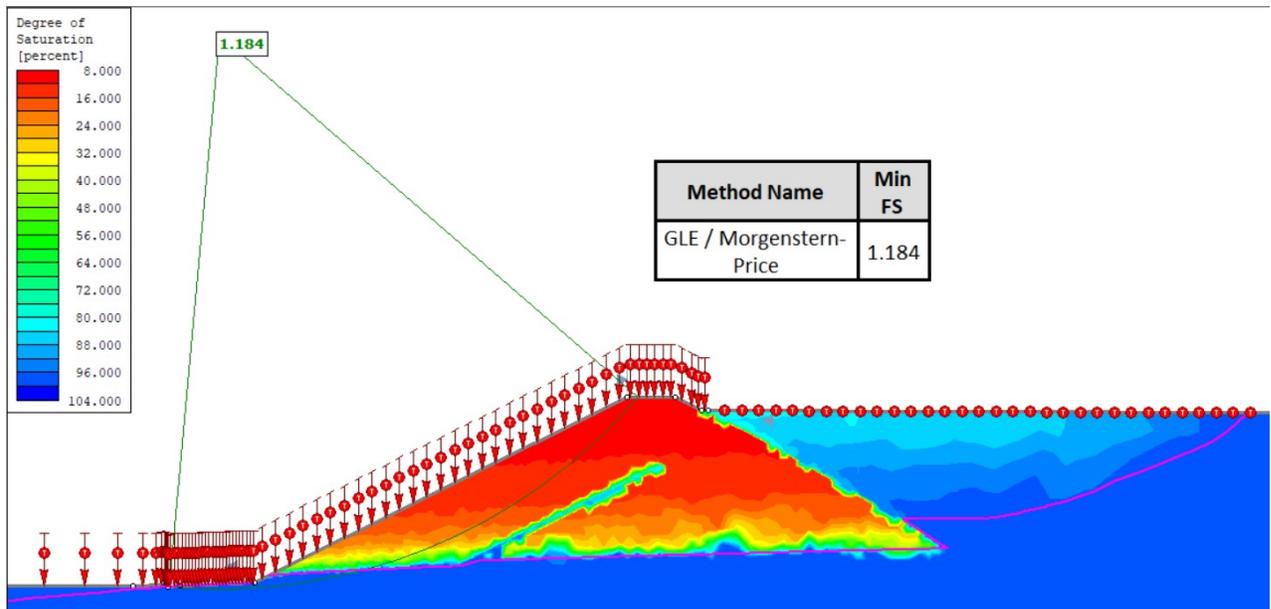


Figura 8.1: FS talud 2:1 día previo precipitación 24 horas.

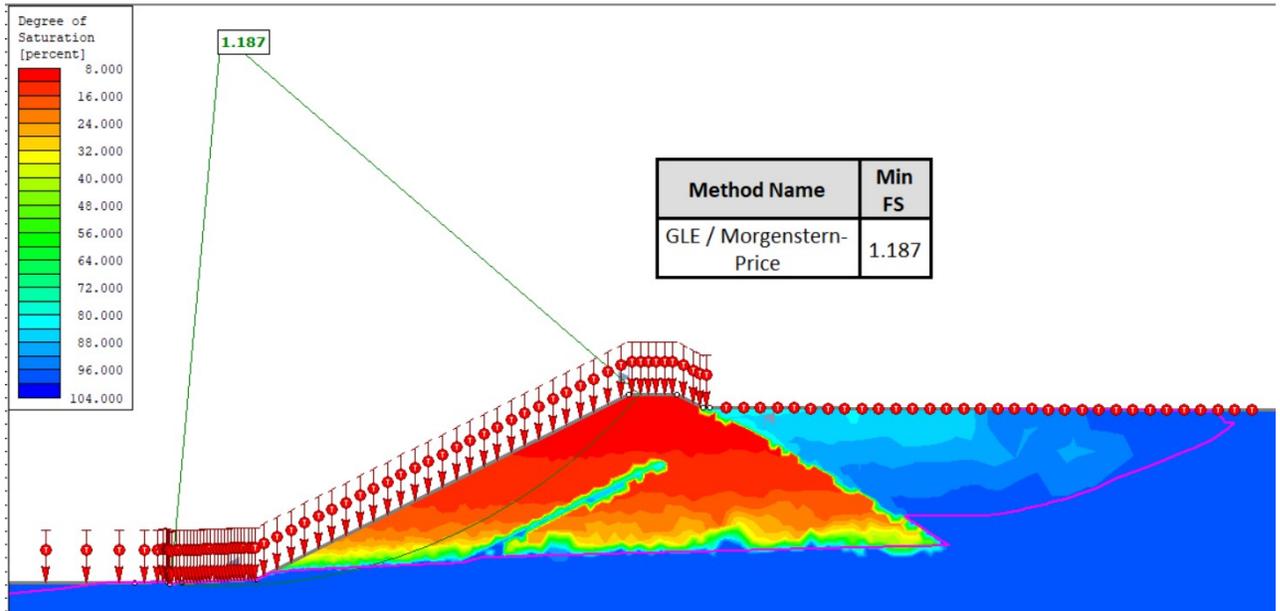


Figura 8.2: FS talud 2:1 primer día precipitación 24 horas.

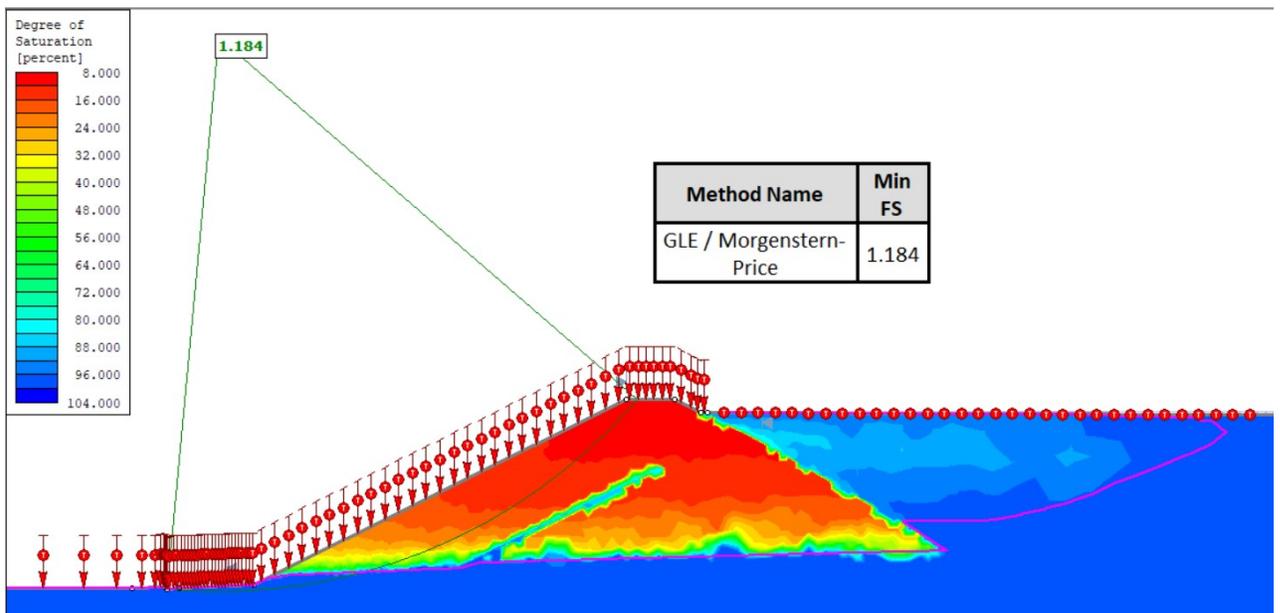


Figura 8.3: FS talud 2:1 último día precipitación 24 horas.

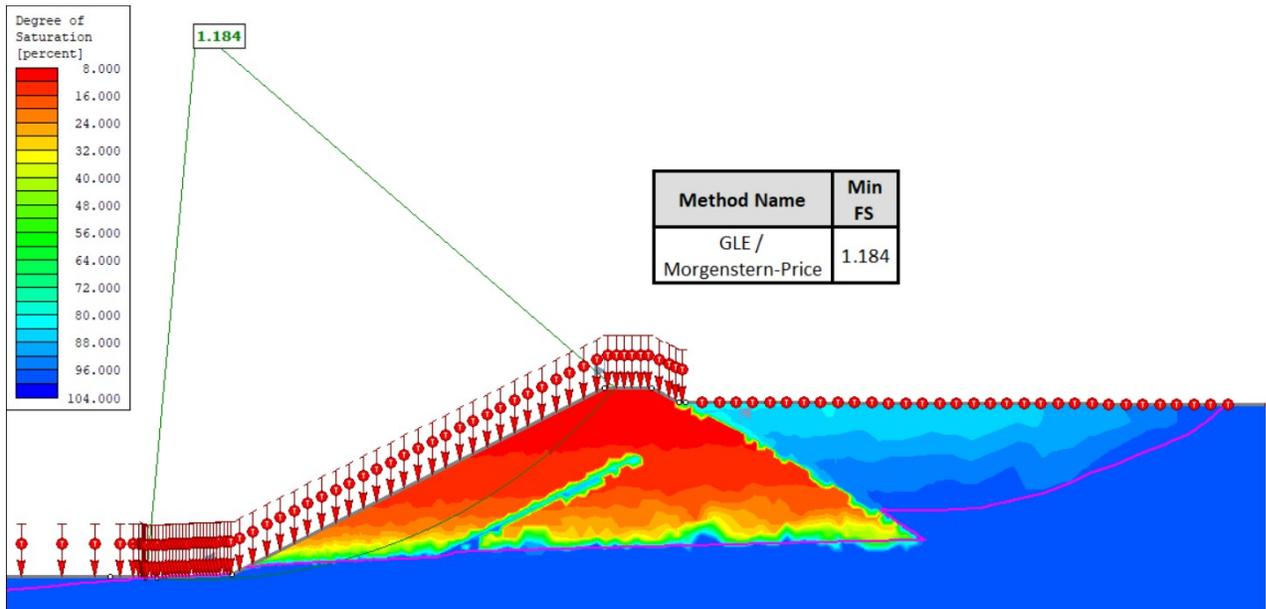


Figura 8.4: FS talud 2:1 día previo precipitación 48 horas.

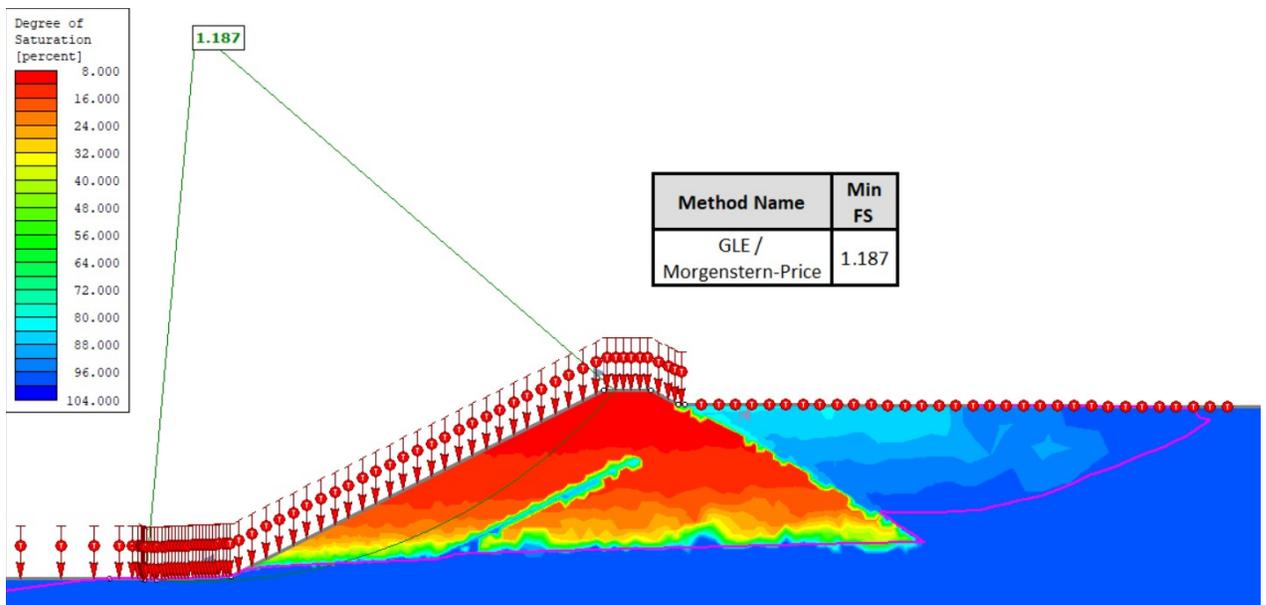


Figura 8.5: FS talud 2:1 primer día precipitación 48 horas.

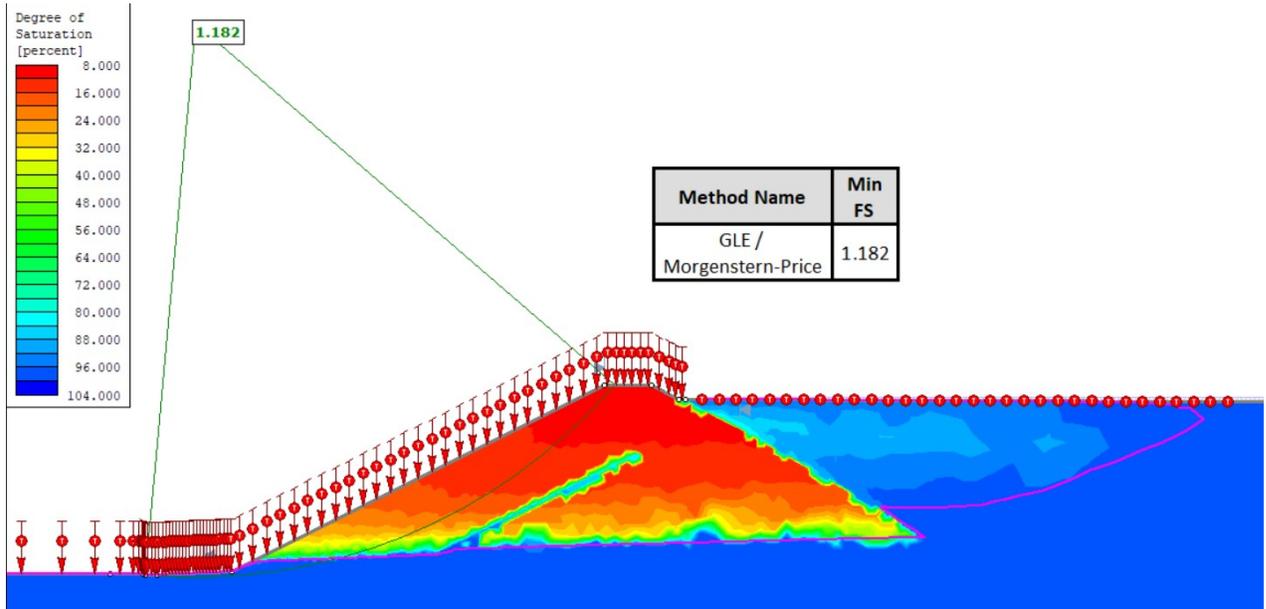


Figura 8.6: FS talud 2:1 último día precipitación 48 horas.

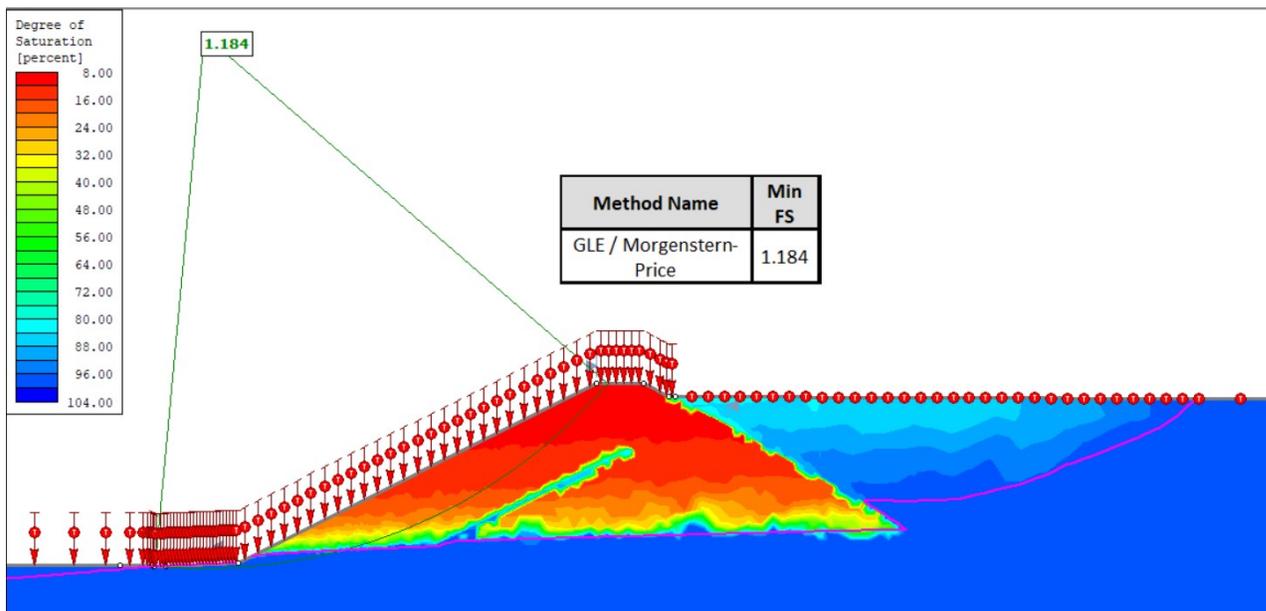


Figura 8.7: FS talud 2:1 día previo precipitación 72 horas.

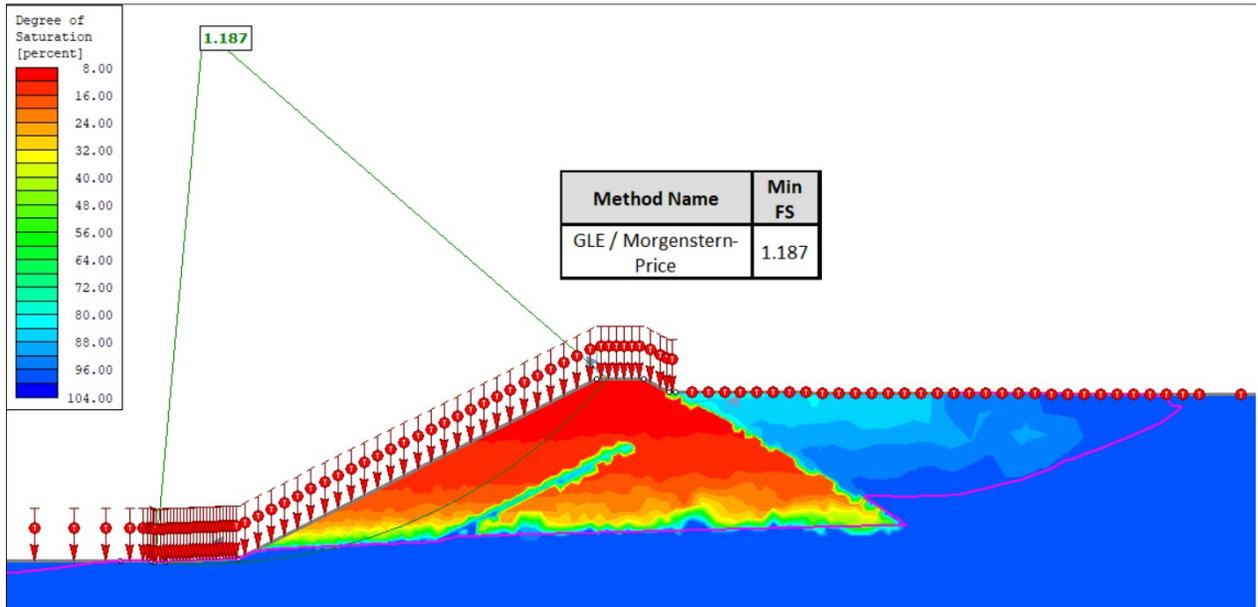


Figura 8.8: FS talud 2:1 primer día precipitación 72 horas.

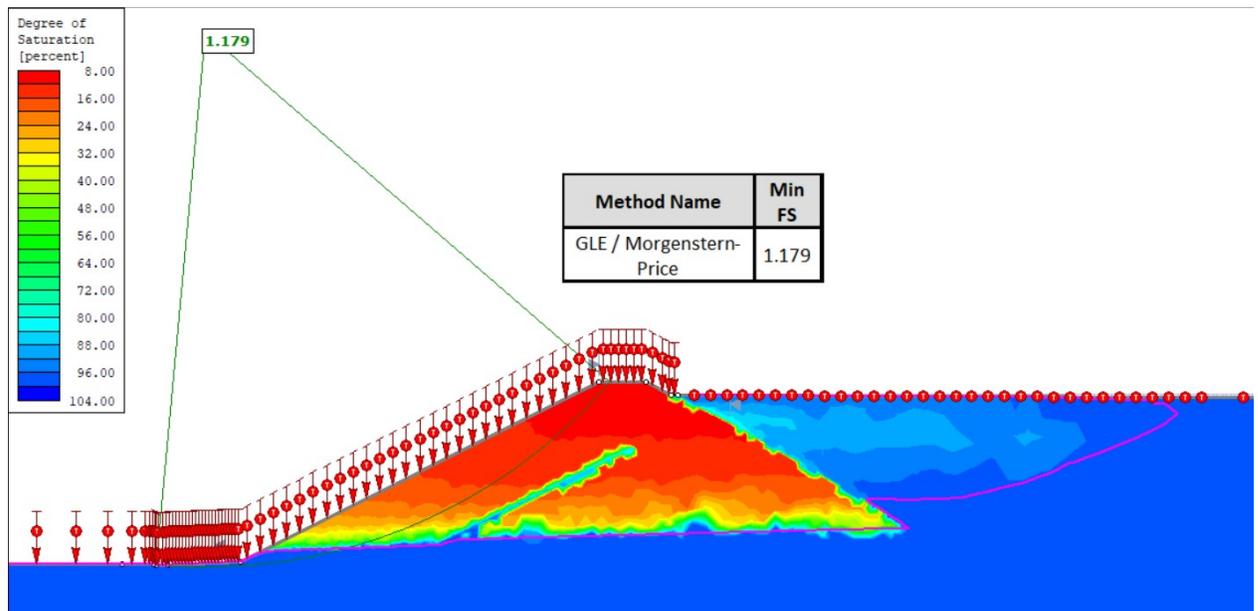


Figura 8.9: FS talud 2:1 último día precipitación 72 horas.

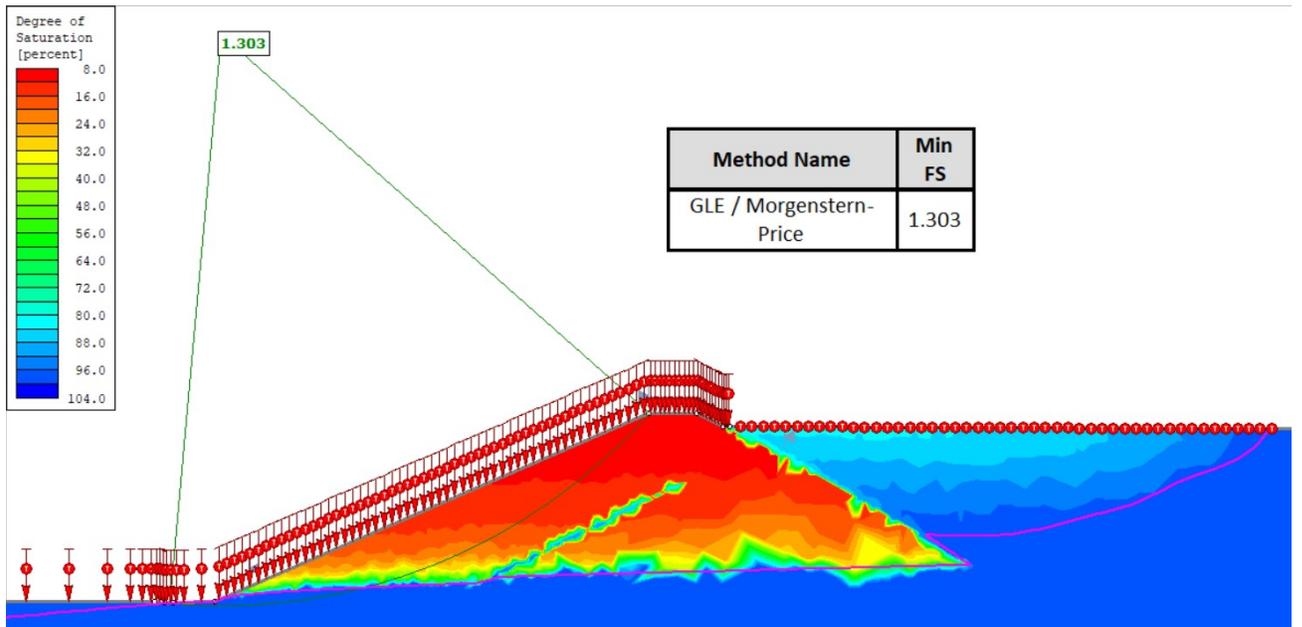


Figura 8.10: FS talud 2.3:1 día previo precipitación 24 horas.

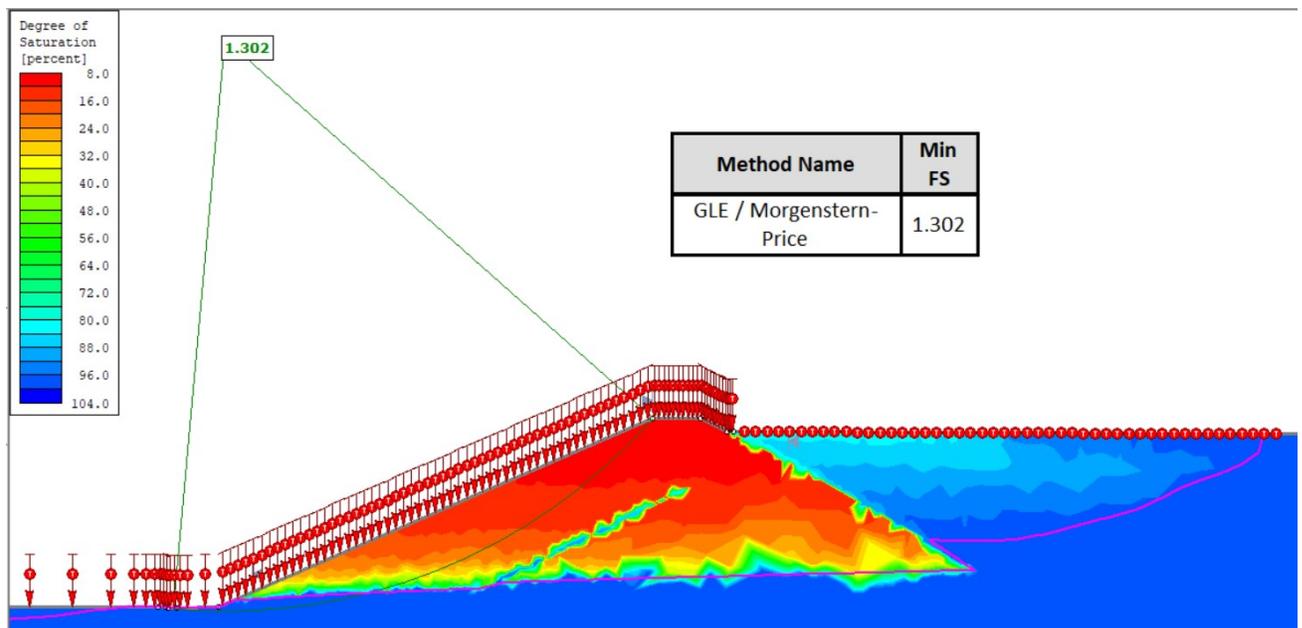


Figura 8.11: FS talud 2.3:1 primer día precipitación 24 horas.

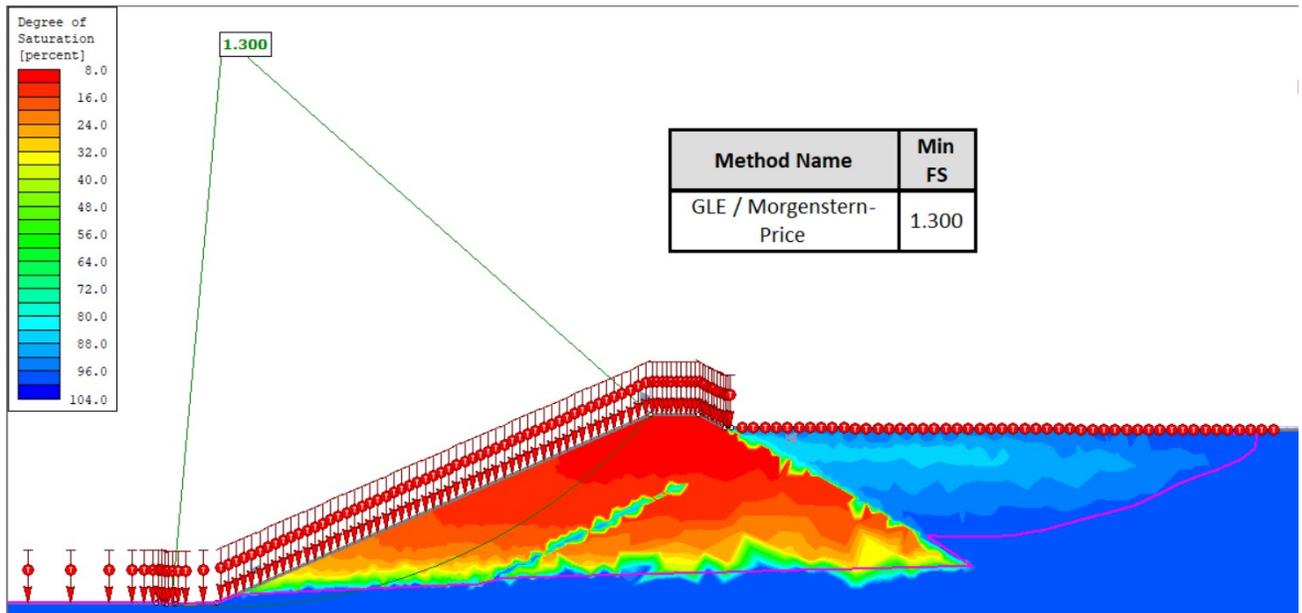


Figura 8.12: FS talud 2.3:1 último día precipitación 24 horas.

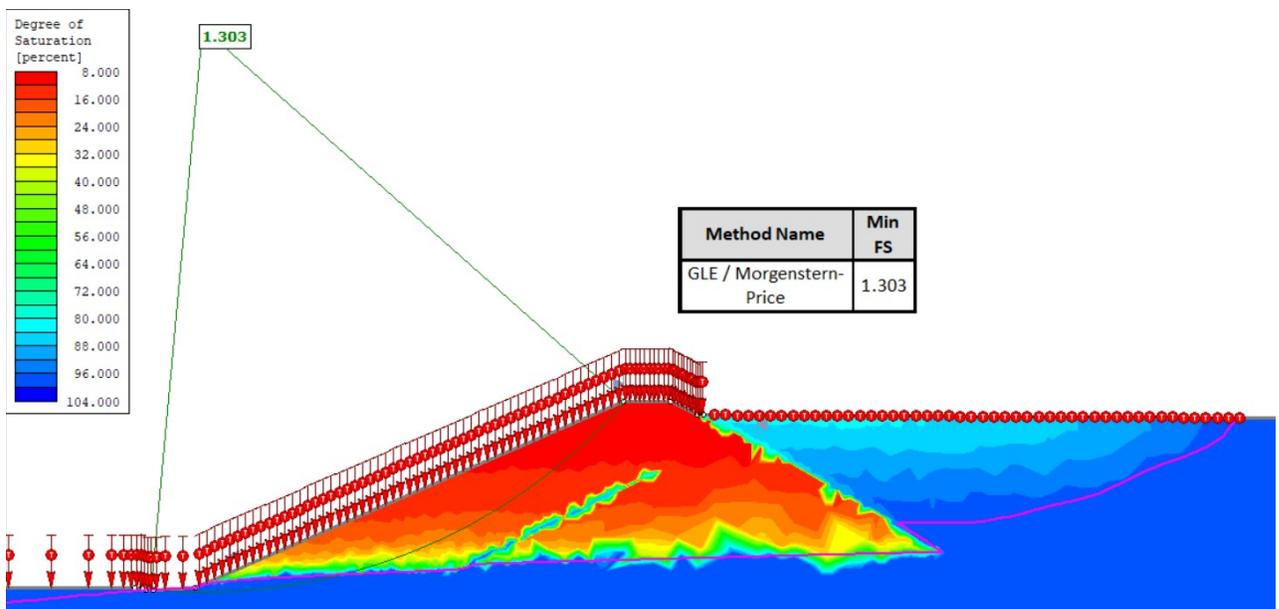


Figura 8.13: FS talud 2.3:1 día previo precipitación 48 horas.

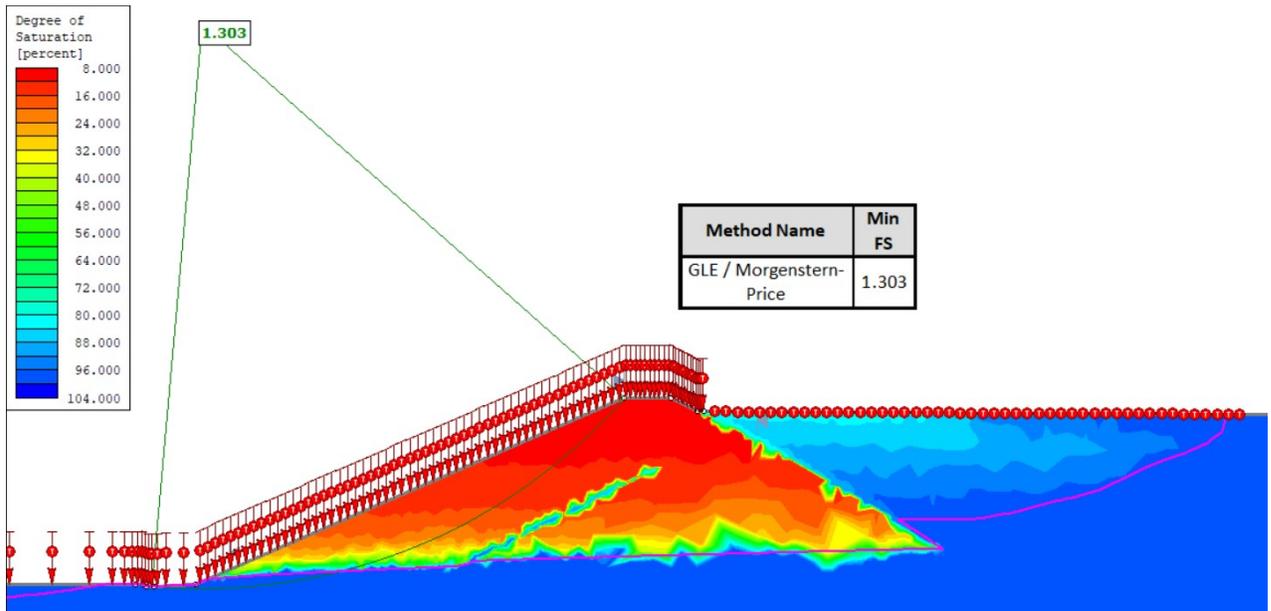


Figura 8.14: FS talud 2.3:1 primer día precipitación 48 horas.

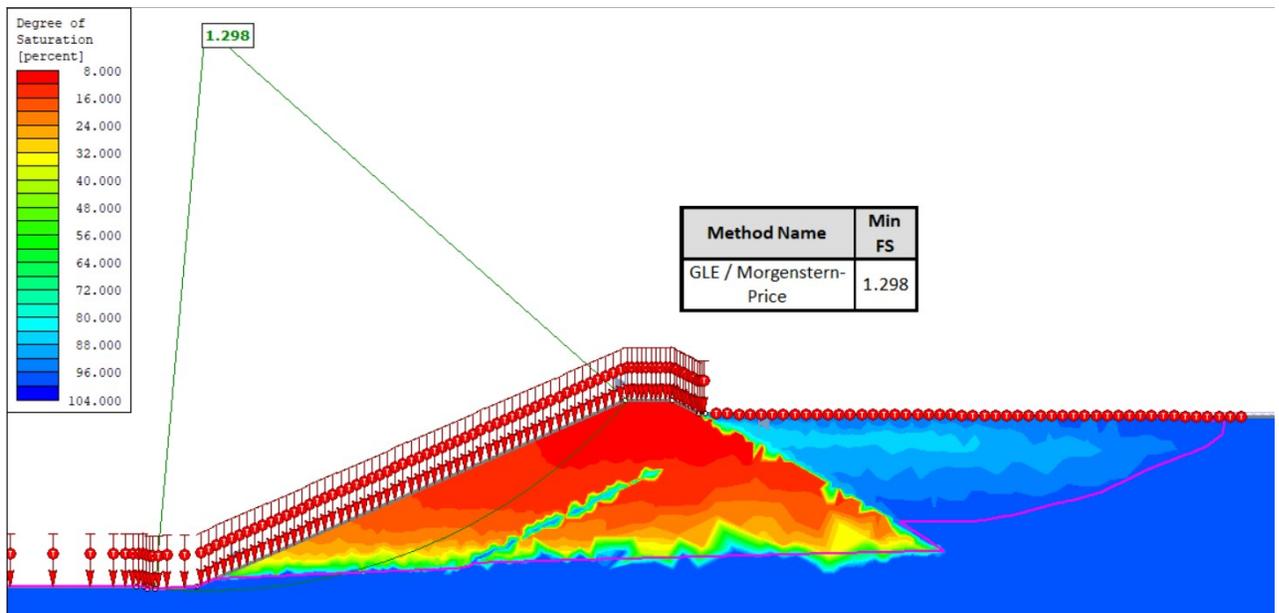


Figura 8.15: FS talud 2.3:1 último día precipitación 48 horas.

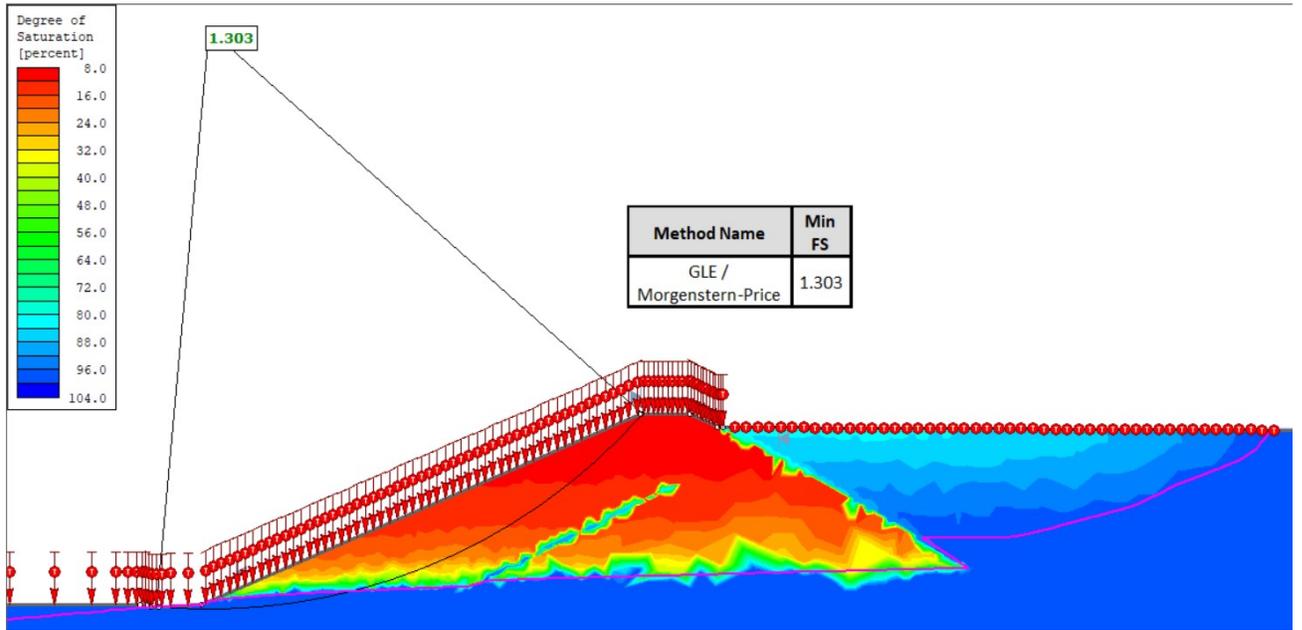


Figura 8.16: FS talud 2.3:1 día previo precipitación 72 horas.

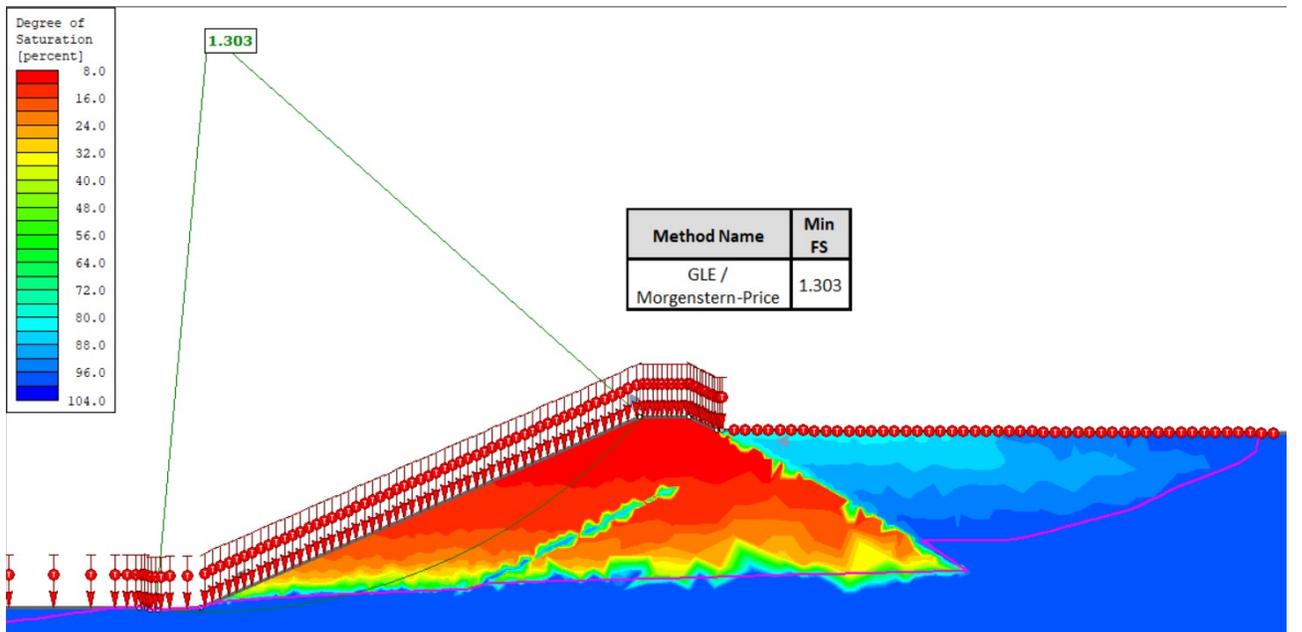


Figura 8.17: FS talud 2.3:1 primer día precipitación 72 horas.

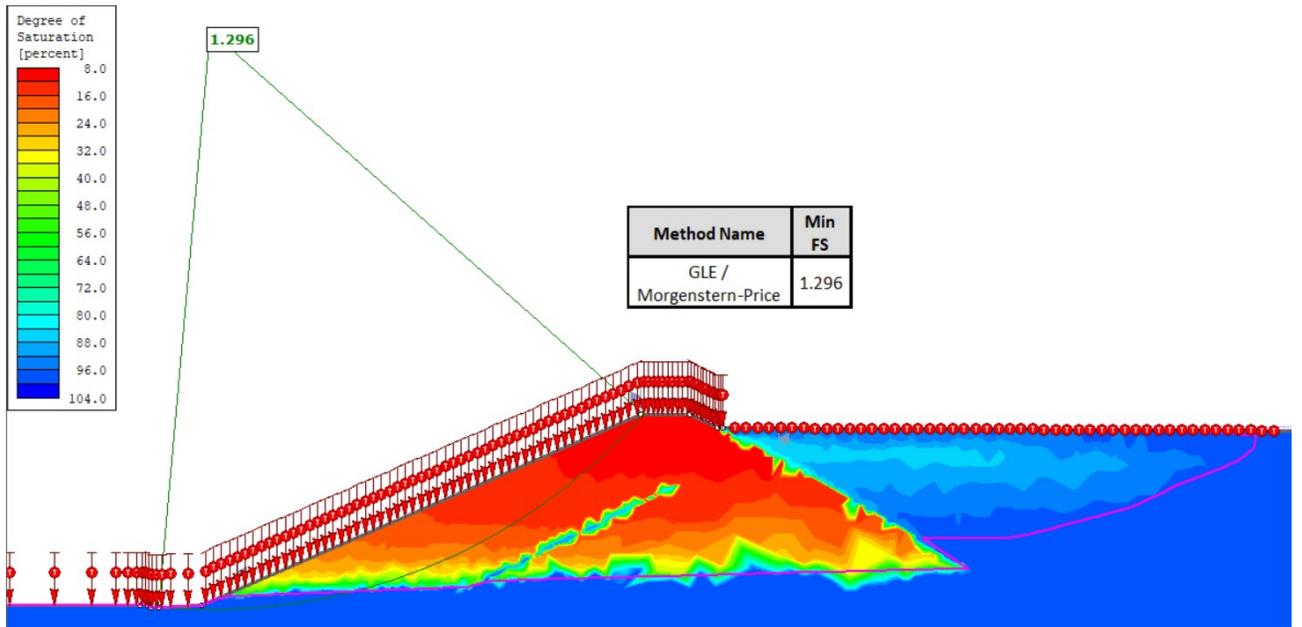


Figura 8.18: FS talud 2.3:1 último día precipitación 72 horas.

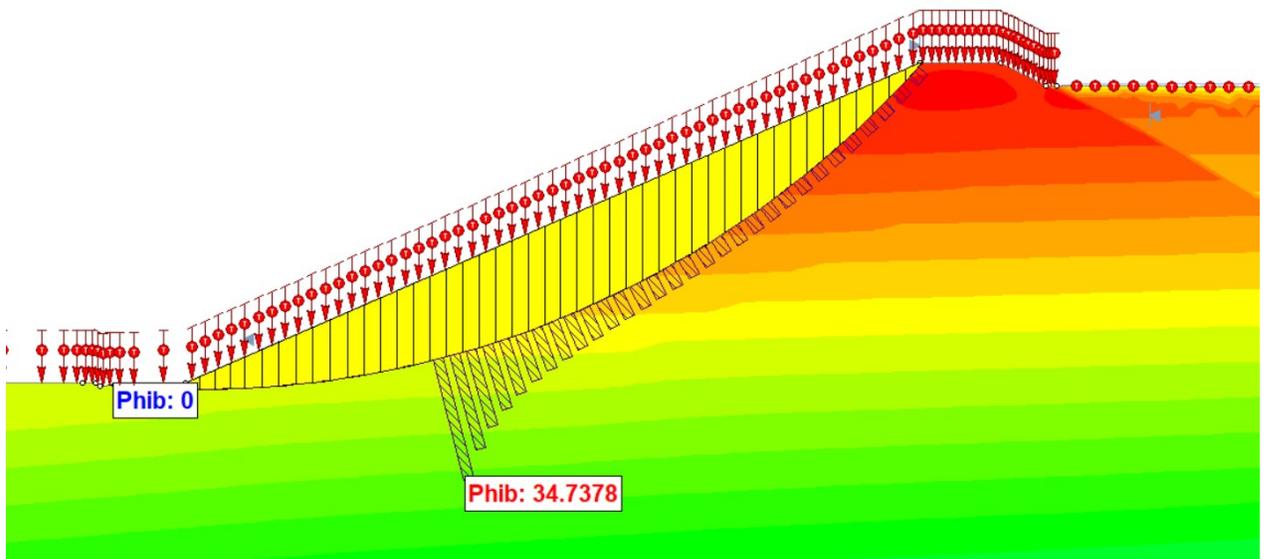


Figura 8.19: Ejemplo variación  $\phi^b$  en superficie de falla.