

UN MODELO MICRO MECÁNICO SIMPLE DE LA RIGIDEZ ELÁSTICA DE UN MACIZO ROCOSO

Orlando, Antonio^{a,b}; Luege, Mariela^{a,c}; Campa, Agustina^{a,c}

^aIngeniero Civil CONICET, ^bDep. de Bioingeniería,

^cInstituto de Estructuras, Univ. Nac. de Tucumán
mluege@herrera.unt.edu.ar

RESUMEN

Para un análisis y diseño confiable de estructuras geotécnicas, como túneles, pozos y otras aberturas subterráneas, el ingeniero necesita información sobre las características mecánicas de los macizos rocosos donde se realiza la excavación. Dichas propiedades están fuertemente influenciadas por el conjunto de uniones y discontinuidades presentes y no pueden siempre determinarse mediante pruebas de laboratorio ni mediante pruebas in situ. La dependencia no lineal de la rigidez elástica del macizo rocoso con las propiedades mecánicas de las juntas hace que su evaluación sea una tarea desafiante. En este trabajo, adoptando un modelo mecánico de discontinuidades, se demuestra que la matriz de rigidez incluye términos fuera de la diagonal que dependen tanto de la forma idealizada de las asperezas como de sus inclinaciones con respecto al plano de las juntas, por lo cual introducen un acoplamiento entre las deformaciones normal y trasversal aún en presencia de estados tensionales puramente normales. Se presentan resultados de un estudio paramétrico en el que se varía la densidad media y la orientación de las discontinuidades. Esta investigación intenta llenar un vacío en el proceso de cálculo de la matriz de elasticidad anisótropa de macizos rocosos, en base a los datos que pueden obtenerse de pruebas de laboratorio en rocas intactas y fisuradas y de informes técnicos de geólogos y geotécnicos.

ABSTRACT

The analysis and safe design of rock structures such as tunnels, shafts and other underground openings, requires the knowledge of the mechanical properties of rock masses which generally contain multiple sets of joints and discontinuities. The reliable determination of such properties, either by laboratory or in-situ test, is a problematic task. In this work, starting from a mechanical model of the joint asperities, a procedure to compute the elastic normal and tangential stiffnesses of a rock joint is proposed. It is shown that the stiffness matrix of the rock joint contains off-diagonal terms that introduce coupling between normal and tangential deformations. Results of parametric studies in which the average density and orientation of the asperities is varied are presented. This research attempts to fill a gap in the computation of the anisotropic elasticity matrix of jointed rock masses from data contained in an engineering geologists' report and laboratory tests on intact and rock joints.

Organiza:

1 INTRODUCCION

El análisis, diseño y construcción de estructuras geotécnicas como son los túneles, los pozos y demás trabajos donde se realizan aberturas subterráneas para extracción de energía, infraestructuras de transporte y explotación minera, requiere de una comprensión profunda de las características de deformación y resistencia de macizos rocosos con discontinuidades¹. Los modelos computacionales, ya sea basados en elementos finitos u otras técnicas computacionales, son confiables solo si en el análisis se utilizan propiedades materiales adecuadas de los macizos rocosos. Los macizos rocosos incluyen múltiples conjuntos de discontinuidades, los cuales son fuente de debilidad e influyen notablemente sus deformaciones y resistencias. Mientras las características de la roca intacta son bastante conocidas, con el ISRM que recomienda métodos bien definidos para la determinación de las propiedades elásticas², la caracterización mecánica de las discontinuidades o juntas presentes en los macizos rocosos puede, en cambio, considerarse un verdadero desafío. Ello es debido a distintos factores, como es la orientación de las juntas con respecto a las condiciones de carga y la geometría de la superficie de la junta, como es su rugosidad^{3,4,5,6}. Se han llevado a cabo numerosos estudios sobre la resistencia al corte de las juntas^{7,8,3}, mientras que estudios para la determinación del módulo elástico anisótropo de macizos rocosos con discontinuidades han sido menos frecuente, a pesar de ser igualmente importantes debido a la importancia del estado tensional en estos planos en los cuales es más probable la aparición de fisuras.

Los ensayos de laboratorio e in-situ para la determinación de las propiedades de deformabilidad de las juntas rocosas y de los macizos rocosos con discontinuidades, resultan generalmente inadecuados y caros, ya que requieren de mucho tiempo y a su vez resultan difíciles de llevar a cabo^{9,10}. Dichos ensayos pueden no justificarse en el caso de estudios preliminares de factibilidad de un proyecto de ingeniería a gran escala. En ese caso usualmente se recurre a métodos analíticos donde el macizo rocoso se trata como un continuo equivalente deformable que refleja las propiedades de deformación tanto de la roca intacta como de las discontinuidades^{11,12,13}. La aproximación de un continuo equivalente puede ser cuestionable para la evaluación local de la deformación de las juntas, y ello debido a la definición de un elemento de volumen representativo¹⁴, sin embargo, tiene la ventaja de representar el comportamiento global de rocas fracturadas. Se ha observado a su vez que cuando el macizo rocoso tiene una cantidad de fracturas extremadamente grande respecto al dominio del problema, el comportamiento mecánico resulta continuo o pseudocontinuo^{15,16}. En este caso, la determinación del módulo elástico equivalente del macizo con discontinuidades es un parámetro indispensable para el análisis de la deformación y estabilidad⁹ del mismo. Actualmente, los estudios consideran una rigidez constante con el nivel de tensión o, de lo contrario, no tienen en cuenta la anisotropía introducida por la orientación de la junta ni las características geométricas de la superficie de la junta^{12,13}.

En este artículo, se presenta un procedimiento para determinar la matriz de rigidez no lineal de rocas con discontinuidades que incluyan términos fuera de la

Organiza:

diagonal dependientes del tamaño, la forma y la inclinación de las asperezas. Las asperezas en una junta, cuya orientación es generalmente subnormal al plano de la junta, son los elementos responsables de las deformaciones normales y tangenciales de la junta que son aquí evaluadas aplicando la teoría de Hertz-Mindlin de contacto entre dos esferas elásticas bajo esfuerzos normales y de corte¹⁷. Las contribuciones de todas las asperezas se suman para obtener la rigidez de la junta. Una vez determinada la matriz de rigidez de las juntas individuales, la matriz de elasticidad del macizo rocoso con discontinuidades se calcula mediante el procedimiento de homogeneización. Indicando con n , t y s las direcciones unitarias, mutuamente ortogonales, siendo n el vector normal al plano de la junta, mientras t y s definen el plano de la junta, el cálculo de las rigideces normal y tangenciales (k_n , k_s , k_t) de la junta se basa en la forma hemisférica, densidad, orientación y características mecánicas de las asperezas presentes en el plano de la junta y se describen en la Sección 2, para el caso de orientación normal de las asperezas. En Sección 3 se trata el caso general de las asperezas de orientación subnormal y su influencia en los términos fuera de la diagonal de la matriz de rigidez de la junta K_J . Se demuestra la influencia de la inclinación de las asperezas sobre el cociente entre el desplazamiento horizontal y el vertical de una junta horizontal sujeta a tensiones normales. Los resultados numéricos del modelo se presentan en la Sección 4, donde se evidencia el comportamiento clásico de dilatación de las juntas de roca. Conclusiones y recomendaciones para futuras investigaciones están dadas en la Sección 5.

2 RIGIDEZ DE UNA JUNTA DE ROCA CON ASPEREZAS NORMALES AL PLANO DE LA JUNTA

Desde el punto de vista geológico los macizos rocosos tienen numerosos tipos de discontinuidades. El término discontinuidad se utiliza en general para denotar toda separación en un macizo rocoso, con resistencia a la tracción nula o baja, como ocurre en uniones, bandas de corte, planos de estratificación y fallas⁶. La manera de tratarlas en el análisis numérico se puede encontrar descripta de manera detallada en¹⁸, donde se realiza una revisión de las distintas aproximaciones numéricas propuestas para las simulaciones numéricas de problemas de mecánica de rocas. El módulo de deformación de un macizo rocoso es un parámetro importante en todo análisis del comportamiento de un macizo rocoso que incluya cálculo de deformaciones, por lo tanto, su evaluación no es absolutamente un tema menor.

En el presente trabajo se consideran rocas con juntas sin material de relleno. Este tipo de juntas se originaron debido a la presencia de tensiones de tracción en el momento del enfriamiento, es decir en el pasado geológico de rocas metamórficas. Puede considerarse entonces que la fisuración tendrá lugar a lo largo de los contornos de los granos dando lugar a las asperezas de las juntas de rocas, las cuales se pueden degradar por acción del medio ambiente. Las asperezas de las juntas generalmente son subnormales a los planos de la junta y pueden no coincidir con la orientación de los 'dip' de los planos de las juntas. En los ensayos de laboratorio de aplicación de

una fuerza de corte sobre juntas de rocas obtenidas in situ, se observa generalmente un desplazamiento en la dirección fuera del plano de la misma junta.

2.1 Suposiciones básicas

En primera instancia se supone que todas las asperezas son de forma hemisférica y están orientadas de forma normal al plano de la junta. El tamaño de las asperezas también determina su densidad, es decir el número de asperezas por unidad de área de la junta. Se supone también que las asperezas en ambas caras de la junta coinciden perfectamente. Dicha hipótesis será sucesivamente relajada cuando se consideren las asperezas subnormales al plano de la junta. En todos los casos que se tratan en este trabajo, se supone que las asperezas transmiten tanto esfuerzos normales como tangenciales. *Figura 1* muestra el modelo de contacto oblicuo que se considera.

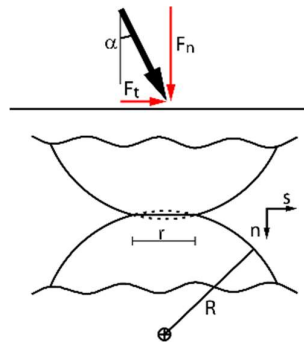


Figura 1. Modelo geométrico del contacto oblicuo entre dos esferas elásticas

2.2 Rigidez normal y tangencial en el contacto de una aspereza

La solución analítica de la rigidez normal y tangenciales k_n , k_s y k_t del contacto entre dos esferas elásticas (que modelan las asperezas de una junta rocosa) se puede derivar de los resultados en¹⁷, los cuales se basan en la teoría del contacto de Hertz y Mindlin y tienen la siguiente expresión [ver¹⁹ p. 93 & p. 220]

$$k_n = \left[\frac{16RG^2}{9(1-\nu)^2} F_n \right]^{1/3} \quad (2.1a)$$

$$k_s = \frac{2(1-\nu)}{(2-\nu)} \left(1 - \frac{F_s}{F_n \tan \phi} \right)^{-1/3} k_n \quad (2.1b)$$

Organiza:

$$k_t = \frac{2(1-\nu)}{(2-\nu)} \left(1 - \frac{F_t}{F_n \tan \phi} \right)^{-1/3} k_n \quad (2.1c)$$

donde R es el radio promedio de las asperezas mientras G y ν son las constantes elásticas de corte y coeficiente de Poisson, respectivamente. F_n , F_s y F_t son las resultantes de las tensiones de contacto normal y tangencial en el área de contacto de la aspereza, mientras que ϕ es el ángulo de fricción entre asperezas.

Los parámetros elásticos de las asperezas pueden asumirse los mismos que los de la roca intacta en el caso de juntas de rocas no afectadas por la intemperie, mientras que para el caso de juntas afectadas por la intemperie se puede aplicar un G reducido

Es importante notar que el cociente k_s/k_n puede variar de 1, cuando $F_s=0$ y $\nu=0$, a 0 cuando $F_s=F_n \tan \phi$, con comportamientos similares para el cociente k_t/k_n . Claramente, la situación $F_s > F_n \tan \phi$ (y de manera similar $F_t > F_n \tan \phi$) no puede surgir debido al deslizamiento entre asperezas que ocurriría, por lo tanto, los valores de F_s y F_t están limitados a $F_n \tan \phi$.

2.2 Matriz de rigidez de la junta

Para estudiar las características de la junta es conveniente introducir un sistema de coordenadas Cartesiano global de ejes (n', s', t') donde (s', t') definen el plano de la junta y n' es la dirección ortogonal, mientras (n, s, t) es el sistema de referencia asociado con la aspereza, con la dirección normal al área de contacto. La matriz de rigidez al contacto se asume de manera diagonal con los valores k_n , k_s y k_t relacionados a las fuerzas F_n , F_s y F_t actuantes en las respectivas direcciones. En primera instancia, se asume el caso de juntas con N asperezas hemisféricas iguales con ejes (n, s, t) coincidentes con los ejes globales (n', s', t') de la junta considerada. Las asperezas pueden modelarse como una capa de resortes en paralelo, por lo tanto, la matriz de rigidez resulta

$$K_J = \sum_{a=1}^N K^a, \quad (2.2)$$

donde

$$K_a = \begin{bmatrix} k_n & 0 & 0 \\ 0 & k_t & 0 \\ 0 & 0 & k_s \end{bmatrix} \quad (2.3)$$

En un problema de la práctica, y usando el concepto de continuo equivalente, es conveniente expresar la rigidez de las asperezas (2.1) en términos de la tensión normal $\sigma_{n'}$ y de las tensiones tangenciales $\tau_{s'}$ y $\tau_{t'}$ aplicadas en la junta. Para ello, las fuerzas de contacto F_n , F_s y F_t , aplicadas sobre el superficie de contacto de la aspereza, las cuales aparecen en (2.1), se expresan en términos de las tensiones de

Organiza:

contacto promedio σ_n , τ_s y τ_t mediante las relaciones $F_n = \pi r^2 \sigma_n$, $F_s = \pi r^2 \tau_s$ y $F_t = \pi r^2 \tau_t$, con r el radio del área de contacto. Luego se considera las condiciones de equilibrio de la junta como sigue

$$\sigma_{n'} A_J = \sum_{a=1}^{N_J} \pi r^2 \sigma_n, \quad \tau_{s'} A_J = \sum_{a=1}^{N_J} \pi r^2 \tau_s, \quad \tau_{t'} A_J = \sum_{a=1}^{N_J} \pi r^2 \tau_t \quad (2.4)$$

donde A_J es el área de la junta y N_J es el número de asperezas que están contenidas en A_J . Si N denota el número de asperezas por unidad de área unitaria de la junta, mediante la suposición de una forma hemisférica de las asperezas normales a la junta, se tiene también que

$$N = \frac{1}{\pi r^2}$$

tal que de (2.4) resulta

$$\sigma_{n'} = \sigma_n, \quad \tau_{s'} = \tau_s, \quad \tau_{t'} A_J = \tau_t$$

y por lo tanto

$$F_n = \frac{\sigma_{n'}}{N}, \quad F_s = \frac{\tau_{s'}}{N}, \quad F_t = \frac{\tau_{t'}}{N} \quad (2.5)$$

Reemplazando (2.5) en (2.1) se obtiene finalmente la expresión de las rigideces en función de las componentes de tensión sobre la junta

$$k_n = \alpha \left(\frac{\sigma_{n'} R}{N} \right)^{\frac{1}{3}} \quad (2.6a)$$

$$k_t = \frac{2(1-\nu)}{2-\nu} \left(1 - \frac{\tau_{t'}}{\sigma_{n'} \tan \phi} \right)^{-\frac{1}{3}} k_n \quad (2.6b)$$

$$k_s = \frac{2(1-\nu)}{2-\nu} \left(1 - \frac{\tau_{s'}}{\sigma_{n'} \tan \phi} \right)^{-\frac{1}{3}} k_n \quad (2.6c)$$

donde

$$\alpha = \left(\frac{16G^2}{9(1-\nu)^2} \right)^{\frac{1}{3}} \quad (2.7)$$

Organiza:

En contraste con lo que generalmente se asume en la mayoría de los análisis de ingeniería, la rigidez de una junta varía de manera no lineal con la tensión normal y de corte aplicada a la junta.

Para calcular la matriz de flexibilidad de la junta C_J , se considera la inversa de K_J obteniendo

$$C_J = K_J^{-1} = \frac{1}{N} \begin{bmatrix} \frac{1}{k_n} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{1}{k_s} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{k_t} \end{bmatrix} \quad (2.8)$$

$$= \frac{1}{N} \begin{bmatrix} \frac{1}{\alpha} \left(\frac{N}{\sigma_{n'} R} \right)^{1/3} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{2-\nu}{2(1-\nu)} \left(\frac{\sigma_{n'} \tan \phi - \tau_{s'}}{\sigma_{n'} \tan \phi} \right)^{\frac{1}{3}} \frac{1}{k_n} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{2-\nu}{2(1-\nu)} \left(\frac{\sigma_{n'} \tan \phi - \tau_{t'}}{\sigma_{n'} \tan \phi} \right)^{\frac{1}{3}} \frac{1}{k_n} \end{bmatrix}$$

3. RIGIDEZ DE LA JUNTA – ASPEREZAS SUBNORMALES AL PLANO DE LA JUNTA

En esta sección se considera el caso de asperezas subnormales al plano de la junta. Los ejes de las asperezas están rotadas un ángulo θ alrededor del eje t y un ángulo γ alrededor del eje n ; θ y γ se toman positivos en el sentido antihorario. Las asperezas se asumen con una orientación preferencial, la cual está representada por la matriz de rotación R , dada por el producto de las dos rotaciones simples anteriores y, por lo tanto, resulta de la forma

$$R = \begin{bmatrix} \cos \theta & -\sin \theta \sin \gamma & \sin \theta \cos \gamma \\ 0 & \cos \gamma & \sin \theta \cos \gamma \\ -\sin \theta & -\cos \theta \sin \gamma & \cos \theta \cos \gamma \end{bmatrix} \quad (3.1)$$

La matriz de rotación R caracteriza el cambio de referencia de la base local de la aspereza (n, s, t) a la base global de la junta (n', s', t'). Consecuentemente, la matriz de flexibilidad de la junta C_J en el sistema de coordenadas (n', s', t') de la junta de la

Organiza:

roca, resulta dada por

$$\begin{aligned} \mathbf{C}_J &= \frac{1}{N} (\mathbf{R}^T \mathbf{K}_a \mathbf{R})^{-1} \\ &= \frac{1}{N} \mathbf{R}^T \mathbf{K}_a^{-1} \mathbf{R} \end{aligned} \quad (3.2)$$

Dado que $\mathbf{K}_a$ es simétrica y $\mathbf{R}$ es la matriz rotación, entonces $\mathbf{C}_J$ es también simétrica, pero al contrario de $\mathbf{K}_a$ (2.3) la matriz de flexibilidad $\mathbf{C}_J$ de la junta no es más diagonal como generalmente se asume en aplicaciones prácticas. Los términos fuera de la diagonal dependen de la forma, tamaño y orientación promedio de las asperezas. La suposición de asperezas hemisféricas predetermina la densidad N (número por unidad de área) de las asperezas. En el caso de asperezas no hemisféricas, (2.8) pueden aún usarse para calcular la matriz de flexibilidad de la junta, pero N se asume en ese caso una variable independiente y r denota un valor promedio del radio del área de contacto de las asperezas.

La matriz de flexibilidad $\mathbf{C}_J$ de la junta dada por las ecuaciones (2.8) relaciona las fuerzas globales aplicadas a la junta con el movimiento relativo a través de la siguiente ecuación,

$$\begin{bmatrix} \delta_{n'} \\ \delta_{s'} \\ \delta_{t'} \end{bmatrix} = \mathbf{C}_J \begin{bmatrix} F_{n'} \\ F_{s'} \\ F_{t'} \end{bmatrix} \quad (3.3)$$

donde $F_{n'} = A\sigma_{n'}$, $F_{s'} = A\tau_{s'}$ y $F_{t'} = A\tau_{t'}$, siendo A el área de la junta. En el caso simplificado 2D de estado plano de deformaciones, con (n', s') definen el plano de deformación, el cociente $\delta_{s'}/\delta_{n'}$ entre el desplazamiento en la dirección s' de corte y el en la dirección normal n' puede derivarse de (3.1) y está dado por

$$\frac{\delta_{s'}}{\delta_{n'}} = \frac{\left(1 - \frac{k_s}{k_n}\right) \tan \theta + \left(\frac{k_s}{k_n} \tan^2 \theta + 1\right) \frac{\tau_{s'}}{\sigma_{n'}}}{\frac{k_s}{k_n} + \tan^2 \theta + \left(1 - \frac{k_s}{k_n}\right) \tan \theta \frac{\tau_{s'}}{\sigma_{n'}}} \quad (3.4)$$

Asumiendo que los planos de juntas están dispuestos de manera paralela entre sí, las componentes de deformación promedio $\boldsymbol{\varepsilon}_J$ en un bloque unitario compuesto por un conjunto de juntas de frecuencia f (número de juntas/unidad de longitud) están dadas por

$$\boldsymbol{\varepsilon}_J = \begin{bmatrix} \varepsilon_{n;J} \\ \gamma_{ns;J} \\ \gamma_{nt;J} \end{bmatrix} = f \mathbf{C}_J \begin{bmatrix} \sigma_n \\ \tau_s \\ \tau_t \end{bmatrix} \quad (3.5)$$

Organiza:

Para obtener las deformaciones totales, las deformaciones en la roca intacta deben también tenerse en cuenta, lo cual da

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_n \\ \gamma_{ns} \\ \gamma_{nt} \end{bmatrix} = (fC_J + C_I) \begin{bmatrix} \sigma_{n'} \\ \tau_{s'} \\ \tau_{t'} \end{bmatrix} \quad (3.6)$$

donde C_I es la matriz de flexibilidad de la roca intacta dada por

$$C_I = \begin{bmatrix} \frac{1}{E} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{1}{G} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{G} \end{bmatrix}, \quad (3.7)$$

siendo E y G el módulo de Young y el módulo de corte de la roca intacta, respectivamente. Reemplazando en la ecuación (3.6) se obtiene entonces

$$\varepsilon_{n'} = \frac{\sigma_{n'}}{k_n} \left[\frac{f}{N} \left(\frac{k_s}{k_n} \cos^2 \theta + \sin^2 \theta \right) + \frac{k_s}{E} \right] + \frac{f \tau_{s'}}{N k_s} \left(1 - \frac{k_s}{k_n} \right) \cos \theta \sin \theta \quad (3.8a)$$

$$\gamma_{n's'} = \frac{f \sigma_{n'}}{N k_s} \left(1 - \frac{k_s}{k_n} \right) \cos \theta \sin \theta + \frac{\tau_{s'}}{k_s} \left[\frac{f}{N} \left(\frac{k_s}{k_n} \sin^2 \theta + \cos^2 \theta \right) + \frac{k_s}{E} \right] \quad (3.8b)$$

4. EJEMPLOS NUMERICOS

En esta sección se discuten tres ejemplos numéricos con el objetivo de enfatizar la importancia de las características de las asperezas de las juntas de rocas en el análisis de deformabilidad de macizos rocosos con discontinuidades. Las asperezas se consideran en un sistema de coordenadas de referencia simplificado 2D, pero claramente que la formulación se aplica también para el caso general tridimensional.

4.1 Ejemplo 1

En este ejemplo se analiza una junta aislada, con las asperezas normales al plano de la junta. En la *Figura 2* se muestra la configuración en el caso más general donde las asperezas son subnormales con respecto al plano de la junta. A continuación se considera el caso donde el ángulo de inclinación es $\theta = 0$.

Organiza:

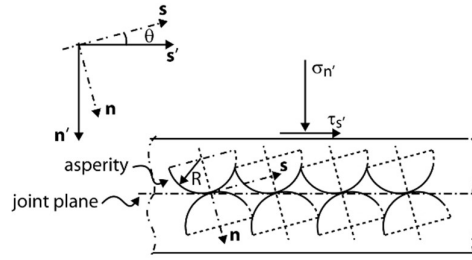


Figura 2. Modelo geométrico de una junta en roca con asperezas subnormales

En la Figura 3 se grafica la variación de la rigidez normal y tangencial de la singla aspereza respecto a la tensión normal (σ_n) y tangencial (τ_s) aplicadas en la área de contacto de la misma, considerando el caso $\frac{\tau_s}{\sigma_n} = 0$ y $\frac{\tau_s}{\sigma_n} = \tan(\frac{\phi}{2})$. Las funciones que se diagraman están dadas por (2.1) donde se asume

$$F_n = \sigma_n \pi r^2 \text{ y } F_s = \tau_s \pi r^2,$$

y en primera aproximación $r \sim R$, obteniendo

$$k_n = \alpha R (\pi \sigma_n)^{1/3} \text{ y } k_s = \frac{2(1-\nu)}{2-\nu} \left(1 - \frac{\tau_s}{\sigma_n \tan \phi}\right)^{-1/3} k_n$$

Los diagramas muestran curvas para distintos valores de ϕ y valor promedio del radio R de las asperezas. Se observa que cuando crece el tamaño de las asperezas, la rigidez normal y tangencial de la junta aumenta, mientras que una reducción del valor de ϕ lleva a una reducción en los valores de las rigideces.

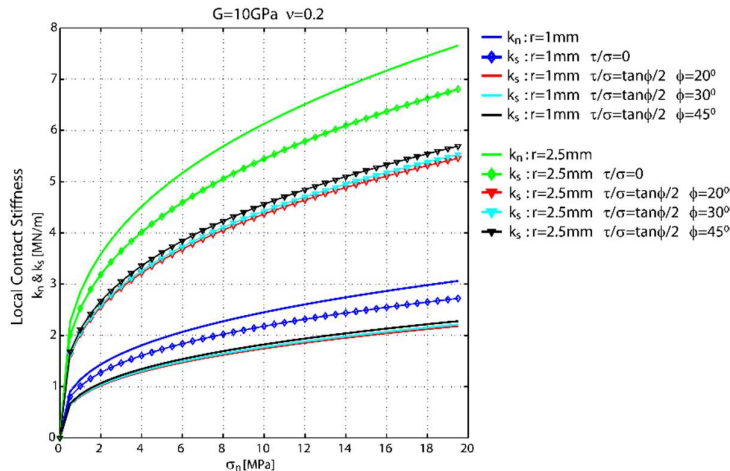


Figura 3. Variación de la rigidez de contacto normal k_n y tangencial k_s con la tensión normal σ , el cociente τ/σ , el ángulo de fricción ϕ entre asperezas y el valor promedio del radio R de la aspereza.

Organiza:

Figura 4 muestra la variación del cociente de rigideces k_s/k_n de una junta con respecto al cociente τ_s/σ_n de la tensión aplicada y del ángulo de fricción ϕ entre asperezas. Los valores admisibles de τ_s/σ_n están acotados por la condición $\frac{\tau_s}{\sigma_n} \leq \tan \phi$, que garantiza que no se excede la fricción entre asperezas.

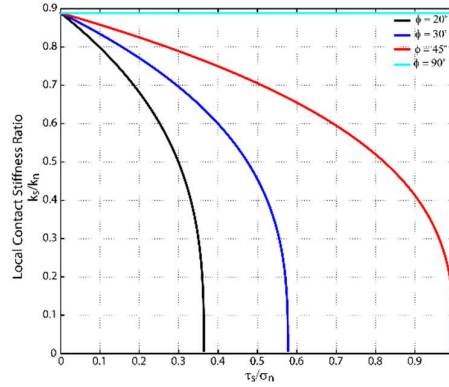


Figura 4. Variación del cociente entre rigideces tangencial y normal k_s/k_n con el cociente entre tensiones tangencial y normal τ_s/σ_n aplicadas sobre la aspereza

A continuación, se considera el caso de juntas con asperezas normales. La Figura 5(a) y la Figura 5(b) muestran la variación de la rigidez normal y tangencial de una junta para diferentes valores de la densidad N de las asperezas, ($N=100/m^2$, $N=500/m^2$, $N=1000/m^2$), y τ/σ considerando dos valores distintos del radio R de la aspereza.

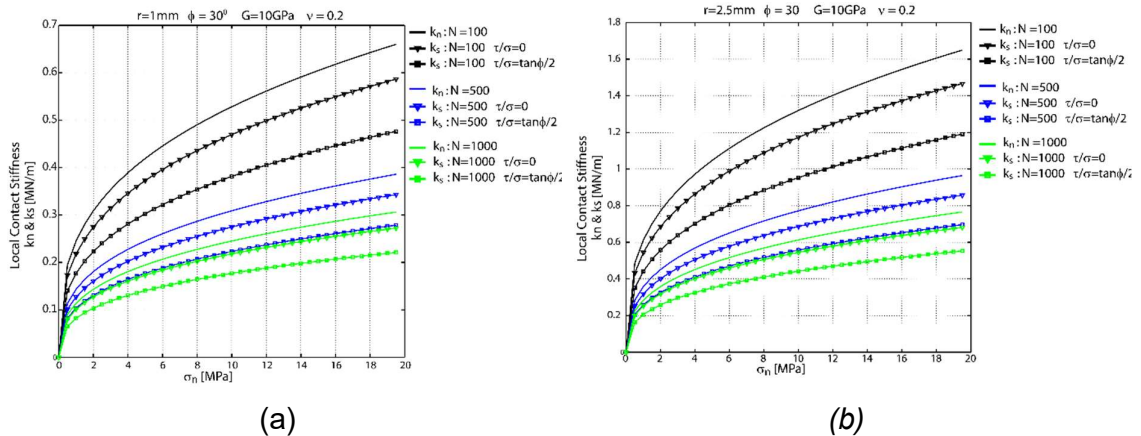


Figura 5. Variación de la rigidez normal y tangencial de una junta con respecto a la tensión normal aplicada en la junta, para distintos valores de densidad N de asperezas y en el caso de un valor promedio del radio de la aspereza igual a: (a) $R = 1\text{mm}$ y (b) $R = 2.5\text{mm}$

Organiza:

Para una dada tensión normal σ_n aplicada en la junta, la rigidez decrece cuando decrece el número N de asperezas.

4.2 Ejemplo 2

En este ejemplo se analiza la influencia de la inclinación de las asperezas con la rigidez de las juntas. En la *Figura 6* se muestra la variación del cociente entre desplazamientos de la junta $\frac{\delta_{s'}}{\delta_{n'}}$ con respecto al cociente $\tan \theta / \tan \phi$ y se refiere al caso de una tensión puramente normal y sin tensión tangencial $\tau_{s'}$, aplicada en la junta, es decir $\tau_{s'} = 0$. En presencia de una tensión normal $\sigma_{n'}$ en la junta, si las asperezas son subnormales, la junta se moverá a lo largo de la dirección de corte que es el comportamiento típico de dilatación observado en ensayos experimentales en juntas de rocas bajo tensiones de confinamiento²⁰.

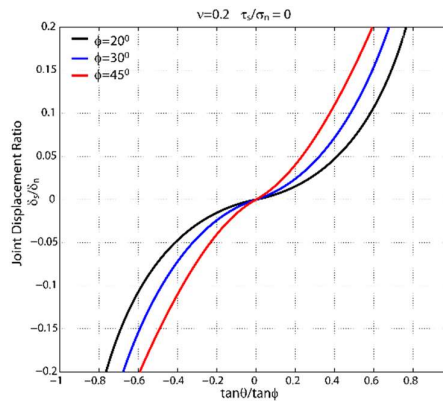


Figura 6. Variación del cociente entre los desplazamientos $\delta_{s'}/\delta_{n'}$ de la junta con el cociente $\tan \theta / \tan \phi$, considerando una carga puramente normal $\tau_{s'} = 0$ aplicado en la junta. Cuando $\theta = 0$, no hay desplazamiento transversal, $\delta_{s'} = 0$, mientras para $\theta \neq 0$ resulta $\delta_{s'} \neq 0$ como consecuencia de las inclinaciones de las asperezas, aunque la carga aplicada sea normal.

En *Figura 6* se muestra que dichos desplazamientos transversales pueden ser importantes, aunque sobre la junta actúe una carga normal, y son debido a la inclinación de las asperezas con respecto al plano de la junta introduciendo de esta manera anisotropía en el comportamiento macroscópico de la junta.

4.3 Ejemplo 3

En este ejemplo, se analiza el comportamiento de un macizo rocoso con discontinuidades sujeto a tensiones normales. Para ello se estudia el comportamiento de un muro vertical con juntas distribuidas de manera regular, horizontal y paralelas

Organiza:

entre sí, distanciadas 100mm unas de otras, con una densidad de asperezas $1000/\text{m}^2$ y una orientación θ que se considera una variable. En la *Figura 7* se muestra la geometría del sistema.

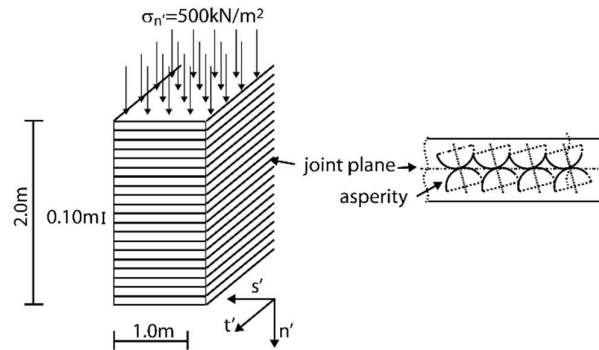


Figura 7. Geometría del macizo rocoso con discontinuidades y carga aplicada

Las configuraciones deformadas del muro empotrado en su base y sujeto a una tensión normal uniaxial $\sigma_{n'} = 500\text{kPa}$, para distintas inclinaciones de asperezas ($\theta = 20^\circ$ y $\theta = 30^\circ$) y un valor promedio del radio de la aspereza R igual a 1mm , se muestran en la *Figura 8*. El desplazamiento transversal $\delta_{s'}(A)$ del punto A indicado en *Figura 8*, se ha obtenido como $H\gamma_{n's'}$, donde $H=2\text{m}$ es la altura de la columna, mientras que $\gamma_{n's'}$ está dado por (3.8b) y representa la deformación de corte. Al aumentar la inclinación de la aspereza θ , el desplazamiento tangencial aumenta mientras que disminuye si se aumenta el tamaño de la aspereza R . Suponiendo que $G=10\text{MPa}$ y $\nu=0.2$, se encuentra que cuando $\theta = 20^\circ$, el desplazamiento $\delta_{s'}(A) = 9.7\text{mm}$ para $R=1\text{mm}$ y $\delta_{s'}(A) = 7.1\text{mm}$ para $R=2.5\text{mm}$, mientras que cuando $\theta = 30^\circ$, $\delta_{s'}(A) = 13.1\text{mm}$ para $R=1\text{mm}$ y $\delta_{s'}(A) = 9.6\text{mm}$ para $R=2.5\text{mm}$. Dado que se supone un estado de tensión uniaxial, entonces $\tau_{s'} = 0$, el ángulo de fricción ϕ que entra en la expresión (3.8b) de $\gamma_{n's'}$ no tiene ninguna influencia.

Dado que los desplazamientos transversales se deben únicamente a la deformabilidad de las juntas, al dibujar las configuraciones deformadas del muro se supone que cada junta contribuye de manera igual al desplazamiento total del punto A.

Organiza:

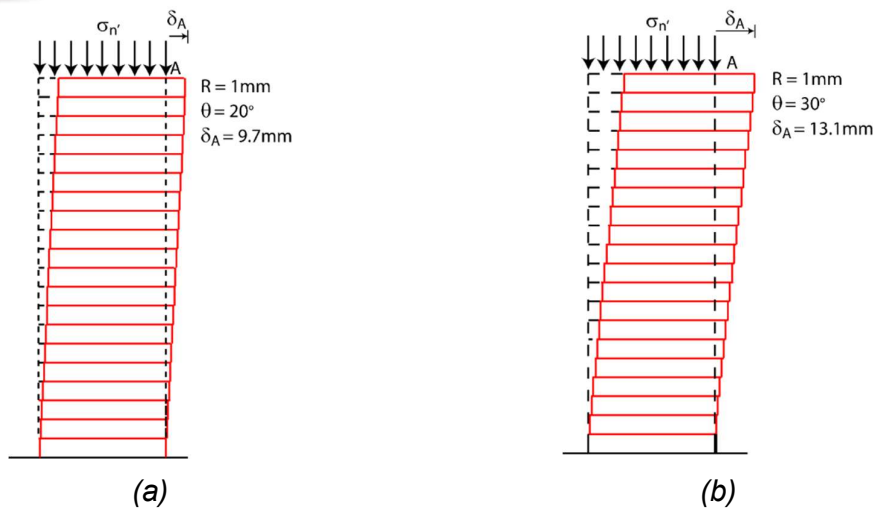


Figura 8. Configuraciones deformadas correspondientes para dos inclinaciones de la aspereza: (a) $\theta = 20^\circ$ y (b) $\theta = 30^\circ$ y para un valor promedio del radio de aspereza $R=1\text{mm}$. Para fines de visualización, el desplazamiento transversal se amplifica cinco veces. Las propiedades del material y de la junta utilizadas para el cálculo son: $G=10\text{MPa}$; $\nu=0.2$; $f=10/\text{m}$ y $N=1000/\text{m}$.

5. CONCLUSIONES

Se ha propuesto un modelo para el cálculo de rigideces normales y tangenciales de juntas rocosas. Se demuestra que las rigideces dependen de manera no lineal de las tensiones aplicadas y son funciones del radio, densidad e inclinación, con respecto al plano de la junta, de las asperezas. Los términos fuera de la diagonal de la matriz de rigidez son nulos solo cuando las asperezas son normales al plano de la junta. El modelo propuesto permite el cálculo de los términos fuera de la diagonal, los cuales son generalmente ignorados debido a la falta de datos. El modelo resulta generalmente útil para el análisis de macizos rocosos con discontinuidades cuando no es posible realizar ensayos físicos.

La investigación tiene mayores alcances desde el punto de vista ingenieril. La estimación de los coeficientes de rigidez al contacto se utiliza en diferentes problemas de contacto y se utilizan ampliamente en el análisis de medios continuos con elementos discretos. Es evidente que los estudios realizados son de tipo cualitativo y para profundizar en la modelación de casos reales, escaneos con láser y datos precisos sobre los perfiles de juntas, resultan indispensables.

6. REFERENCIAS

[1] Harrison J. R., Hudson J. A., Engineering Rock Mechanics. Part 2 Illustrative

Organiza:

Worked Examples. Pergamon Press, 2000.

[2] Ulusay R., The ISRM Suggested Method for Rock Characterization Testing and Monitoring 2007-2014. Springer 2015.

[3] Yoshinaka R., Yamabe T., Joint stiffness and the deformation behaviour of discontinuous rock. Int. J. Rock Mech. Min. Sci. 23 (1986) 19-28.

[4] Palmström A. Measurement and characterization of rock mass jointing. In: Sharma V.M., Saxena K.R. (Eds.), In-Situ Characterization of Rocks. Balkema, Lisse, 2002, 49-98.

[5] Jing Y., Li B., Tanabashi Y., Estimating the relation between surface roughness and mechanical properties of rock joints. Int. J. Rock Mech. Min. Sci. 43 (2006) 837-846.

[6] Yoshinaka R., Yamabe T., Joint stiffness and the deformation behavior of discontinuous rock. Int. J. Rock Mech. Min. Sci. 23 (1986) 19-28.

[7] Barton N.R., Choubey V., The shear strength of rock joints in theory and practice. Rock Mech 10 (1977) 1-54.

[8] Barton N.R., Deformation phenomena in jointed rock. Geotechnique 36 (1986) 147-167.

[9] Hoek E., Diederichs M.S. Empirical estimation of rock mass modulus. Int. J. Rock Mech. Min. Sci. 43 (2006), 203-215.

[10] Zhang L., Engineering Properties of Rocks. Butterworth-Heinemann, 2016.

[11] Gerrard C.M., Elastic models of rock masses having one, two and three sets of joints. Int. J. Rock Mech. Min. Sci. 19 (1982) 15-23.

[12] Wang T.-T., Huang T.-H., A constitutive model for the deformation of a rock mass containing sets of ubiquitous joints. Int. J. Rock Mech. Min. Sci. 125 (2009) 104-154.

[13] Chen D., Chen H., Zhang W., Lou J., Shan B., An analytical solution of equivalent elastic modulus considering confining stress and its variables sensitivity analysis for fractured rock masses. J. Rock Mech. Geotech. Eng. 14 (2022) 825-836.

[14] Pariseau W.G., An equivalent plasticity theory for jointed rock masses. Int. J. Rock Mech. Min. Sci. 36 (1999) 907—918.

[15] Barton N.R., Keynote lecture: Continuum or Discontinuum - That is the Question. IX Latin American Rock Mechanics Symposium, Paraguay, October 16-19, 2022.

Organiza:

- [16] Yang J.P., Chen W.Z., Dai Y.H., Yu H.D. Numerical determination of elastic compliance tensor of fractured rock masses by finite element modeling. Int. J. Rock Mech. Min. Sci. 70 (2014) 474-482.
- [17] Mindlin RD, Deresiewicz H. Elastic spheres in contact under varying oblique forces. Journal of Applied Mechanics, 20 (1953) 327-344.
- [18] Jing L., A review of techniques, advances and outstanding issues in numerical modelling for rock mechanics and rock engineering. Int. J. Rock Mech. Min. Sci. 40 (2003) 283-353.
- [19] Johnson K.L., Contact Mechanics, CUP 1985.
- [20] Cook N.G.W., An experiment proving that dilatancy is a pervasive volumetric property of brittle rock loaded to failure. Rock Mechanics 2 (1970) 181-188

Organiza: