



UNIVERSIDAD TÉCNICA
FEDERICO SANTA MARÍA

UNIVERSIDAD TÉCNICA FEDERICO SANTA MARÍA

Departamento de Obras Civiles

**Estudio del comportamiento dinámico de arenas bajo cargas
monotónicas y cíclicas mediante ensayos de corte simple,
complementados con simulaciones DEM en régimen monotónico**

Memoria de Título presentada por

Matías Ignacio Ayala Contreras

como requisito parcial para optar al título de la carrera de

Ingeniería Civil

Profesor Guía

Sergio Carrasco

Correferente Externo

Esteban Sáez

Julio – 2026



CONSTANCIA DE VALIDACIÓN Y CONFIDENCIALIDAD DE MONOGRAFÍA A REPOSITORIO ACADÉMICO

1.- IDENTIFICACIÓN DEL TRABAJO ACADÉMICO

Tipo de monografía (marcar una opción):

☒

Memoria o trabajo de título

☐

Tesis de Postgrado

Título del trabajo: Estudio del comportamiento dinámico de arenas bajo cargas monotónicas y cíclicas mediante ensayos de corte simple, complementados con simulaciones DEM en régimen monotónico.

Nombre del candidato(a): Matias Ignacio Ayala Contreras

Carrera / Grado: Ingeniería Civil

Campus: San Joaquín

Departamento: Obras Civiles

2.- VALIDACIÓN DEL PROFESOR GUÍA/DIRECTOR DE TESIS

Yo, **Sergio Carrasco Cisterna**, en mi calidad de profesor(a) guía/director(a) del trabajo académico mencionado anteriormente **DEJO CONSTANCIA** que:

- He revisado esta versión del documento y corresponde a la versión final aprobada del trabajo.
- El trabajo cumple con los requisitos académicos y de formato establecidos por la institución.

3.- EVALUACIÓN DE CONFIDENCIALIDAD POR PROPIEDAD INDUSTRIAL (marcar una opción)

☒

El trabajo **NO contiene** información que amerite confidencialidad y puede ser publicado de inmediato en repositorio con acceso abierto.

☐

El trabajo **CONTIENE** información con potenciales implicancias de propiedad industrial o intelectual y requiere un periodo de confidencialidad (**embargo**) por (**marcar una opción**):

☐ 6 meses

☐ 12 meses

☐ 2 años

☐ 3 años

☐ 5 años

☐ 10 años

Fundamentación de la necesidad de confidencialidad (obligatorio si se solicita embargo):

4.- FIRMAS

Profesor(a) guía o director(a) de memoria o tesis:

Fecha: 12-08-2026 Firma:

Estudiante o Candidato(a):

Fecha: 12-08-2026

Firma:

Este formulario debe ser insertado como página 2 de la memoria o tesis, completado y firmado por estudiante y profesor(a) antes de la entrega en portal PRISMA de Biblioteca USM.



UNIVERSIDAD TECNICA
FEDERICO SANTA MARIA

TÍTULO DE LA MEMORIA:

Estudio del comportamiento dinámico de arenas bajo cargas monotónicas y cíclicas mediante ensayos de corte simple, complementados con simulaciones DEM en régimen monotónico

AUTOR:

MATÍAS IGNACIO AYALA CONTRERAS

TRABAJO DE MEMORIA, presentado como requisito parcial para optar al título de la carrera de INGENIERÍA CIVIL de la Universidad Técnica Federico Santa María.

	Nombre	Firma
Prof. Guía	Sergio Carrasco	
Miembro 1 Comisión	Esteban Sáez	
Miembro 2 Comisión		

Santiago, Chile, Julio de 2026



Estudio del comportamiento dinámico de arenas bajo cargas monotónicas y cíclicas mediante ensayos de corte simple, complementados con simulaciones DEM en régimen monotónico

Matías Ayala C.¹, Sergio Carrasco.¹ Esteban Sáez.²

¹Universidad Técnica Federico Santa María

²Pontificia Universidad Católica de Chile

Resumen

El presente trabajo estudia el comportamiento mecánico de una arena de cuarzo normalizada bajo cargas monotónicas y cíclicas mediante un enfoque experimental-numérico integrado. En el plano experimental, se ejecutaron nueve ensayos de corte simple (DSS) monotónicos bajo confinamientos de 50, 100 y 200 kPa, y siete ensayos DSS cíclicos a 100 kPa con amplitudes entre 0.025 y 1.0 mm (deformaciones angulares cíclicas $\gamma \approx 0.14 - 4.6\%$), todos sobre probetas secas preparadas a densidad relativa $Dr \approx 73\%$. Los ensayos monotónicos permitieron obtener la envolvente de Mohr-Coulomb (ángulo de fricción movilizado $\phi' = 42.7^\circ$, sin peak definido dentro del rango ensayado) y caracterizar la degradación del módulo de corte secante G . Los ensayos cíclicos caracterizaron el módulo de corte G y el amortiguamiento D en el rango de grandes deformaciones ($\gamma \approx 1.2 - 4.6\%$) para las amplitudes confiables (E4–E7), descartando los tres ensayos de menor amplitud por encontrarse por debajo del umbral de exactitud instrumental del actuador (± 0.07 mm, ASTM D8296 §6.9). Esta limitación instrumental deja sin cobertura el tramo de pequeñas y medias deformaciones, por lo que la construcción de curvas de degradación completas queda fuera del alcance experimental del presente trabajo.

En el plano numérico, se calibraron simulaciones DEM en YADE con celda periódica para régimen monotónico, comparando tres representaciones de partícula contra el material de estudio, siendo estas esferas puras, esferas con fricción de rodadura y cohesión de contacto, y clumps de forma real (75 templates digitalizados a partir de granos reales, provistos por el grupo de investigación). La representación con rodadura y cohesión ($\mu = 0.40$, $\eta = 0.20$, cohesión = 1 MPa) reprodujo la envolvente de falla experimental (construida con el esfuerzo movilizado a $\gamma = 20\%$, $\phi = 41.1^\circ$) con un error de 1.5° sobre los tres niveles de confinamiento, sosteniendo su resistencia mediante una fábrica de contactos fuertemente anisótropa y una transmisión de fuerzas heterogénea, indicativas de cadenas de fuerza alineadas con la dirección de cizalla. Las esferas puras, en cambio, mostraron un techo estructural en su resistencia asociado a la rotación libre intrínseca a su geometría. Se identificó además que la discrepancia volumétrica de las representaciones esféricas frente al comportamiento isocórico del laboratorio no puede resolverse mediante calibración de parámetros ni de protocolo, sino que es una limitación propia de la geometría esférica. Los clumps de forma real, que reparten la carga en múltiples puntos de contacto por grano, atenúan esta discrepancia sin resolverla del todo. El aporte central de este trabajo es mostrar, para el material estudiado, que la discrepancia volumétrica de las representaciones esféricas no es un problema de calibración sino una limitación geométrica: tres estudios de descarte independientes (rigidez de contacto, protocolo de consolidación y densidad inicial) no logran invertir su signo, mientras que basta cambiar la geometría del grano para desplazar el umbral contractivo al rango de densidad físicamente alcanzable por el material. En línea con la literatura sobre el rol de la forma de partícula (O'Sullivan, 2011; Necochea et al., 2024), este trabajo cuantifica ese efecto sobre un material específico y deja identificada la vía para cerrar simultáneamente las brechas de resistencia y de volumen: combinar forma real de grano con resistencia rotacional o cohesiva a nivel de contacto.



UNIVERSIDAD TECNICA
FEDERICO SANTA MARIA

Agradecimientos

Quiero agradecer a mis profesores que me acompañaron en este camino, en especial a Sergio y Esteban, que fueron parte de esta memoria, logrando guiarme hacia un área de la ingeniería que no había conocido y que fue la que me dio el espacio para sentirme cómodo.

También quiero agradecer a mi familia, a mis mascotas que me acompañaron durante las noches de estudio, y sobre todo a mi madre, que me ha apoyado en este camino dándome ánimo y amor.

Quiero agradecer también a los amigos que formé, que hicieron especial este camino con anécdotas inigualables, y a todas las personas que fueron parte de esta etapa, ya que me ayudaron a crecer. Esta etapa cierra un ciclo importante, pero también abre uno nuevo, y lo hago con la certeza de que no habría llegado hasta acá sin cada una de estas personas.



1. Introducción

Chile se encuentra entre los países con mayor actividad sísmica del mundo, producto de su ubicación en el margen de subducción entre las placas de Nazca y Sudamericana (Verdugo & González, 2015). Esta condición hace que la comprensión del comportamiento dinámico de los suelos sea un aspecto crítico para la ingeniería civil, especialmente en zonas costeras y de depósitos aluviales ampliamente distribuidos en el territorio nacional. A nivel mundial, las arenas constituyen uno de los materiales geotécnicos más utilizados en fundaciones, rellenos y bases de infraestructura, siendo el segundo recurso natural más extraído en el planeta después del agua (UNEP, 2019). Sin embargo, bajo cargas sísmicas cíclicas, las arenas exhiben un comportamiento mecánico complejo que puede derivar en pérdida progresiva de rigidez y resistencia al corte, comprometiendo el desempeño de las obras civiles emplazadas en ellas (Nong et al., 2020).

Cuando una arena es sometida a cargas cíclicas repetidas como las inducidas por un sismo, experimenta una degradación progresiva de su rigidez al corte. Este fenómeno se manifiesta en la reducción del módulo de corte secante G con el número de ciclos, y se cuantifica habitualmente mediante la curva de degradación normalizada G/G_{max} , donde G_{max} corresponde al módulo de corte a pequeñas deformaciones (Ishihara, 1993). Simultáneamente, el material disipa energía en cada ciclo de carga y descarga, lo que se refleja en el amortiguamiento equivalente D . Comprender la evolución de estos parámetros bajo cargas repetidas es fundamental para el diseño sísmico de fundaciones y terraplenes, ya que determinan la respuesta dinámica del suelo ante un evento sísmico (Nong et al., 2020). En el caso más severo, cuando el suelo está saturado y la carga sísmica es suficiente, esta degradación puede derivar en licuefacción, fenómeno documentado en Chile durante el terremoto del Maule de 2010 (Mw 8.8), donde se registraron daños en infraestructura vial, portuaria y edificaciones a lo largo de cerca de 1.000 km (Verdugo & González, 2015).

La respuesta dinámica de las arenas no depende únicamente de la densidad relativa y el esfuerzo de confinamiento, sino también de la morfología de sus partículas. Estudios experimentales han demostrado que la forma de los granos influye directamente en el empaquetamiento, la rigidez inicial y la resistencia al corte donde partículas angulares generan mayor interbloqueo y resistencia, mientras que partículas redondeadas exhiben mayor deformabilidad y capacidad de amortiguamiento bajo cargas cíclicas (Cho et al., 2006; Cabalar et al., 2013). Carrasco et al. (2025) demostraron además que la distribución de formas de grano en una muestra afecta fuertemente su resistencia al corte en estado crítico, evidenciando que la morfología es una propiedad geotécnica relevante que no debe ignorarse en el análisis dinámico.

Para estudiar estos mecanismos a escala de partícula, el Método de Elementos Discretos (DEM) se ha consolidado como una herramienta clave en la geotecnia computacional. A diferencia de los métodos continuos, el DEM representa el suelo como un conjunto de partículas individuales que interactúan mediante fuerzas de contacto, permitiendo acceder a variables micromecánicas inaccesibles en laboratorio, como las cadenas de fuerza, el número de coordinación y la evolución de la anisotropía del fabric (O'Sullivan, 2011). Si bien muchos estudios DEM han utilizado partículas esféricas por su simplicidad computacional, trabajos recientes han demostrado que modelos con esferas calibrados adecuadamente con datos experimentales son capaces de reproducir la respuesta macroscópica del suelo bajo carga cíclica, incluyendo curvas de degradación de rigidez y amortiguamiento (Wilson & Sáez, 2017; Liu et al., 2024).



No obstante, la mayoría de los modelos DEM cíclicos disponibles en la literatura han sido calibrados con ensayos triaxiales o de corte directo estático (Necochea et al., 2024), existiendo un vacío en la calibración directa con ensayos de corte simple (DSS). El ensayo DSS reproduce de manera más fiel las condiciones de deformación cortante inducida por un sismo en el terreno, al imponer una deformación angular cíclica sobre una probeta confinada bajo esfuerzo vertical constante (ASTM D8296, 2019). Calibrar un modelo DEM directamente con este tipo de ensayo permite una validación más rigurosa de la respuesta dinámica simulada, y abre la posibilidad de interpretar los mecanismos micromecánicos que gobiernan la degradación de rigidez desde una perspectiva que el laboratorio por sí solo no puede ofrecer.

En este contexto, el presente trabajo propone estudiar el comportamiento mecánico de una arena bajo cargas monotónicas y cíclicas mediante un enfoque experimental–numérico integrado. En el plano experimental se ejecutan ensayos DSS monotónicos y cíclicos sobre probetas secas bajo confinamiento constante, de modo de caracterizar tanto la respuesta resistente base como la degradación cíclica de rigidez (curvas G/G_{max} y D). En el plano numérico, en cambio, las simulaciones DEM en YADE se restringen al régimen monotónico, cuyo alcance y justificación se detallan en la Sección 3.5. El objetivo es evaluar la capacidad del modelo numérico para reproducir la respuesta monotónica experimental e interpretar los mecanismos micromecánicos asociados, contribuyendo al desarrollo de modelos más representativos para el análisis sísmico de suelos granulares en países de alta sismicidad como Chile.

2. Objetivos

Analizar el comportamiento mecánico de arenas bajo cargas monotónicas y cíclicas mediante una campaña experimental de corte simple (DSS), complementada con simulaciones DEM calibradas en régimen monotónico contra los ensayos DSS monotónicos.

2.1 Objetivos específicos

2.1.1. Realizar ensayos de laboratorio de corte simple monotónico y cíclico para obtener parámetros mecánicos y curvas de respuesta del material, con el fin de caracterizar el comportamiento resistente base y la respuesta cíclica (G y D) en el rango de deformaciones cubierto de manera confiable por el equipo.

2.1.2. Desarrollar y calibrar un modelo numérico de corte simple monotónico en YADE, explorando distintas representaciones de partícula (esferas puras, esferas con fricción de rodadura y clumps multi-esfera) y ajustando los parámetros de contacto hasta reproducir adecuadamente la respuesta τ - γ y los aspectos macroscópicos relevantes observados experimentalmente.

2.1.3. Analizar las variables internas del modelo DEM bajo régimen monotónico, tales como la evolución del número de coordinación, el tensor de fabric, y la distribución de fuerzas entre partículas, relacionándolas con la respuesta macroscópica observada experimentalmente. A partir de este análisis, discutir la representatividad de cada representación de partícula e identificar los mecanismos a escala de partícula que explican las diferencias observadas entre ellas.

3. Marco Teórico

3.1 Comportamiento dinámico de arenas bajo cargas cíclicas

El comportamiento dinámico de los suelos granulares constituye uno de los pilares de la ingeniería geotécnica sísmica. Cuando una arena es sometida a cargas cíclicas repetidas, como las inducidas por un sismo, experimenta una respuesta mecánica no lineal e histéretica que se aleja progresivamente del comportamiento elástico lineal. Esta respuesta se caracteriza principalmente por dos fenómenos: la degradación del módulo de corte y la disipación de energía por amortiguamiento, ambos dependientes de la amplitud de deformación angular aplicada (Ishihara, 1993).

3.1.1 Módulo de corte y degradación cíclica

El módulo de corte secante G es el parámetro fundamental para caracterizar la rigidez de un suelo bajo carga cíclica. Se define como la pendiente de la línea que une los extremos del lazo de histéresis en el plano esfuerzo cortante–deformación angular (τ – γ), y disminuye a medida que aumenta la amplitud de deformación (Wichtmann & Triantafyllidis, 2024). Para facilitar la comparación entre materiales y condiciones, la rigidez se normaliza como G/G_{max} , donde G_{max} corresponde al módulo de corte a deformaciones muy pequeñas ($\gamma < 10^{-5}$), donde el comportamiento del suelo es esencialmente elástico lineal. Esta curva de degradación normalizada G/G_{max} versus γ es una de las representaciones más utilizadas en ingeniería sísmica para describir el comportamiento no lineal del suelo (Ishihara, 1993).

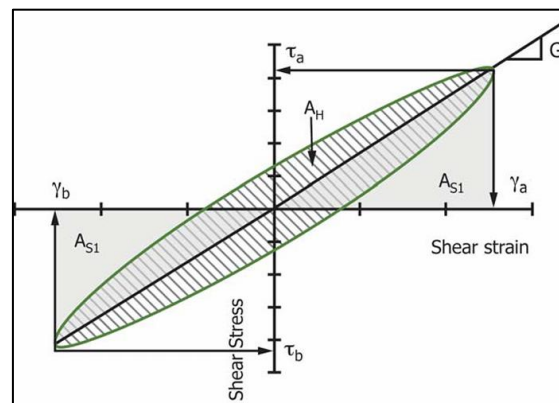


Figura 1. Lazo de histéresis esfuerzo cortante–deformación angular. Fuente: ASTM D8296 (2019).

Complementariamente, el amortiguamiento equivalente D cuantifica la energía disipada en cada ciclo de carga y descarga. Se calcula como la relación entre el área encerrada por el lazo de histéresis y el área del triángulo de energía elástica máxima almacenada, multiplicada por un factor de normalización (ASTM D8296, 2019). A medida que aumenta la amplitud de deformación, D aumenta, reflejando una mayor disipación de energía por fricción entre partículas y reorganización del esqueleto granular. Las expresiones para G y D son las siguientes (ecuaciones 1 y 2):

$$G = \frac{\tau_a - \tau_b}{\gamma_a - \gamma_b} \cdot 100 \quad (1)$$

$$D = \frac{1}{2\pi} \cdot \frac{A_H}{A_{S1} + A_{S2}} \cdot 100 \quad (2)$$

donde A_H es el área del lazo de histéresis, A_{S1} y A_{S2} son las áreas de los triángulos de energía elástica en cada semiciclo. La dependencia de D con la amplitud de deformación angular γ se complementa con

una segunda dependencia respecto al número de ciclos N . Para una misma amplitud γ , el lazo de histéresis no es estacionario en los primeros ciclos, sino que evoluciona a medida que el esqueleto granular se reacomoda. En arenas secas densas se observa típicamente una leve disminución de D durante los primeros ciclos, asociada al empaquetamiento progresivo de las partículas, hasta alcanzar un valor estabilizado que se utiliza como representativo del nivel de deformación correspondiente. En arenas sueltas o saturadas la evolución puede ser más marcada y, en presencia de generación de presión de poros, D puede incluso aumentar con N hasta acercarse al estado de licuefacción (Ishihara, 1993; Nong et al., 2020). Por esta razón, el reporte de D requiere especificar conjuntamente γ y el número de ciclo en el que se evalúa, criterio que se adopta en este estudio al construir las curvas D - γ a partir de los ensayos DSS cíclicos.

La figura típica del comportamiento cíclico de una arena muestra que para deformaciones pequeñas ($\gamma < 10^{-3} \%$), G/G_{max} es cercano a la unidad y D es mínimo. A medida que γ aumenta, G/G_{max} decrece de forma no lineal y D aumenta, describiendo una transición desde un comportamiento cuasi-elástico hacia uno marcadamente no lineal con disipación significativa de energía (Cabalar et al., 2013).

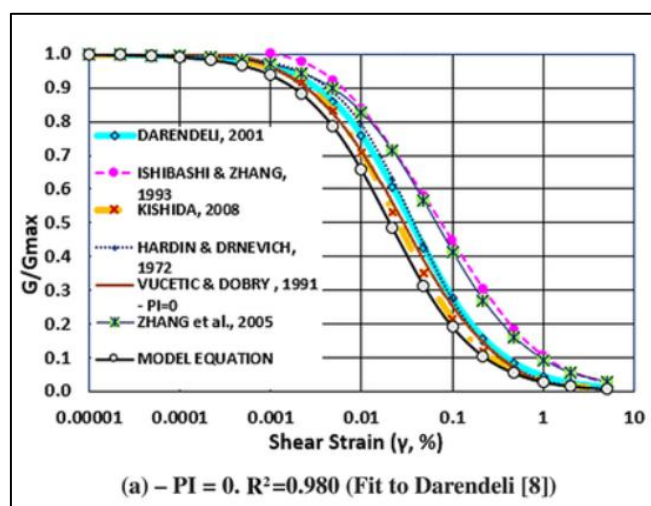


Figura 2. Comparación de modelos de reducción del módulo normalizado G/G_{max} en función de la deformación cortante cíclica. Fuente: Wong et al. (2022).

3.1.2 Influencia de la densidad relativa y el esfuerzo de confinamiento

La densidad relativa D_r y el esfuerzo de confinamiento σ'_v son los factores de mayor influencia en la magnitud del módulo de corte y en la forma de la curva de degradación. Arenas más densas presentan mayor G_{max} y una degradación más suave de G/G_{max} con la deformación, mientras que arenas sueltas exhiben una degradación más acelerada y mayor acumulación de deformaciones permanentes por ciclo (Ishihara, 1993). Por su parte, un mayor confinamiento incrementa G_{max} y desplaza la curva G/G_{max} hacia deformaciones mayores antes de que ocurra degradación significativa, lo que se refleja en una mayor deformación de referencia γ_r (Nong et al., 2020).

3.2 Influencia de la morfología de las partículas

La morfología de las partículas que componen los suelos granulares constituye un factor fundamental en su comportamiento mecánico. Propiedades como la esfericidad, la redondez y la rugosidad superficial controlan la forma en que las partículas se empaquetan, transmiten esfuerzos y disipan energía durante la carga. Estas características actúan a tres escalas distintas: la forma global de la partícula, la

angularidad a escala de rasgos superficiales mayores, y la rugosidad a escala de la textura superficial (Cho et al., 2006).

3.2.1 Parámetros morfológicos y su cuantificación

La caracterización de la forma de las partículas se basa principalmente en dos parámetros adimensionales definidos por Wadell (1932) y sistematizados por Cho et al. (2006):

- **Esfericidad (S):** cuantifica cuán cercana es la forma global de la partícula a una esfera, definida como el diámetro de la mayor esfera inscrita dividido por el diámetro de la menor esfera circunscrita. Valores cercanos a 1 indican partículas esféricas.
- **Redondez (R):** expresa el grado de suavizado de aristas y vértices, definida como el radio promedio de curvatura de los rasgos superficiales dividido por el radio de la mayor esfera inscrita. Valores cercanos a 1 indican partículas redondeadas.

A partir de estos dos parámetros se define la regularidad (ρ) como su promedio: $\rho = (R + S)/2$, que sintetiza la forma general de la partícula en un solo índice. La Figura 3 muestra el diagrama de clasificación de forma de partículas según esfericidad y redondez, donde se ubican distintos tipos de arenas naturales y trituradas.

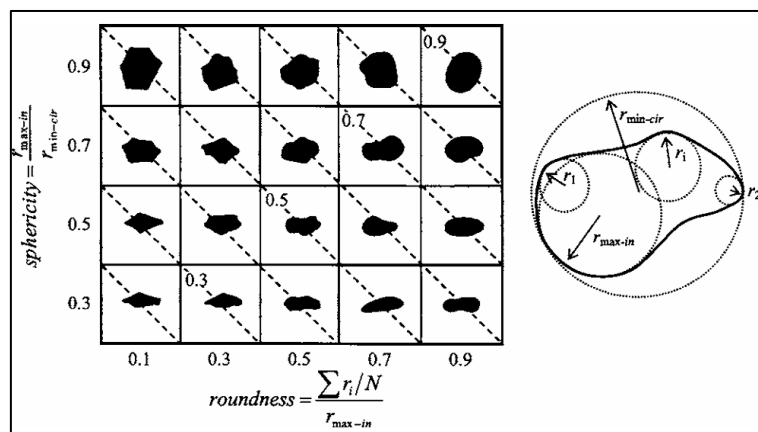


Figura 3. Diagrama de clasificación de forma de partículas según esfericidad (S) y redondez (R). Las líneas diagonales indican regularidad constante $\rho = (R+S)/2$. Fuente: Cho et al. (2006).

3.2.2 Implicaciones mecánicas de la forma de las partículas

Cho et al. (2006) demostraron sistemáticamente que la disminución en la regularidad de las partículas produce efectos medibles a lo largo de todo el rango de deformación. En términos de empaquetamiento, tanto e_{max} como e_{min} aumentan con la angularidad, debido a que partículas irregulares dificultan la movilidad y el reacomodo eficiente del esqueleto granular. A pequeñas deformaciones, la irregularidad reduce la rigidez inicial G_{max} y aumenta la sensibilidad de la rigidez al estado de esfuerzos. A grandes deformaciones, el incremento de angularidad y rugosidad dificulta la rotación de partículas, aumentando el ángulo de fricción al estado crítico ϕ_{cs} . Los autores proponen la correlación:

$$\phi_{cs} = 42^\circ - 17R \quad (3)$$

lo que indica que la redondez tiene un efecto directo y cuantificable sobre la resistencia al corte en estado crítico. Esta correlación se utiliza más adelante en la Sección 5 como herramienta de verificación cruzada del ángulo de fricción medido en los ensayos DSS monotónicos del presente estudio.

Carrasco et al. (2025) extendieron este análisis al estado crítico de mezclas granulares con distintas distribuciones de forma, demostrando que la distribución estadística de formas dentro de una muestra, y no solo la forma promedio, afecta fuertemente la resistencia al corte, con implicaciones directas para el modelado numérico de arenas naturales.

3.2.3 Evidencia experimental bajo carga cíclica

Cabalar et al. (2013) llevaron a cabo una investigación experimental combinando ensayos triaxiales y de corte cíclico directo en cuatro arenas con distintas morfologías. Sus resultados evidenciaron que las arenas con granos más angulares y triturados presentan mayores ángulos de fricción y mayor resistencia al corte bajo carga monotónica, debido al interbloqueo entre granos. Bajo carga cíclica, en cambio, estas mismas arenas exhiben una degradación de rigidez más acelerada con mayores deformaciones acumuladas por ciclo. Por su parte, las arenas más redondeadas muestran menor resistencia inicial, pero conservan mejor su rigidez bajo cargas repetidas y acumulan menos deformación permanente con los ciclos. La Figura 4 ilustra estos contrastes mediante los lazos de histéresis τ - γ para una arena angular (Crushed Stone Sand) y una redondeada (Trakya Sand).

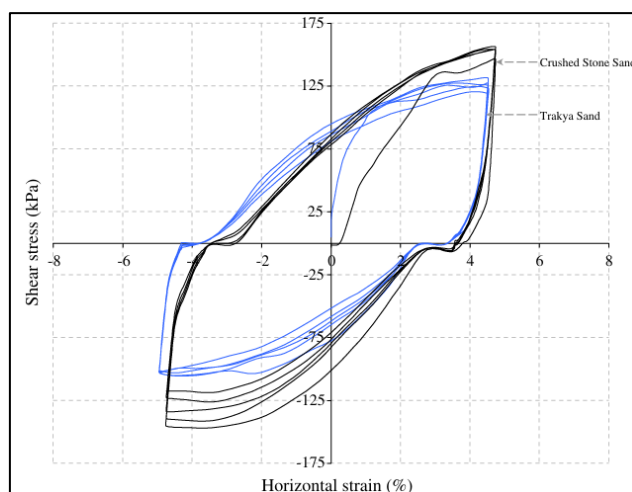


Figura 4. Lazos de histéresis esfuerzo cortante-deformación horizontal para arena angular (Crushed Stone Sand) y arena redondeada (Trakya Sand) en un ensayo de corte directo cíclico. Fuente: Cabalar et al. (2013).

3.3 Ensayo de Corte Simple (DSS)

El ensayo de corte simple (DSS, por sus siglas en inglés Direct Simple Shear) es una de las técnicas de laboratorio más utilizadas para caracterizar la respuesta dinámica de suelos bajo condiciones representativas de carga sísmica. Su principal ventaja respecto a otros ensayos dinámicos, como el triaxial cíclico, es que impone una deformación cortante sobre un plano horizontal con rotación continua del plano de esfuerzos principales, lo que replica de manera más fiel las condiciones que experimenta un elemento de suelo durante el paso de ondas sísmicas de corte (ASTM D8296, 2019).

En el presente estudio, el programa experimental contempla una etapa inicial de ensayos DSS monotónicos para caracterizar el comportamiento resistente del material y establecer parámetros de referencia, seguida de ensayos cíclicos controlados en deformación para obtener las curvas de degradación de rigidez.

3.3.1 Descripción del equipo y condiciones del ensayo

El equipo DSS consiste en una probeta cilíndrica confinada lateralmente por una membrana y por un conjunto de anillos rígidos apilados. La carga vertical se aplica mediante un pistón superior que impone el esfuerzo de confinamiento normal sobre la probeta, mientras que la carga cortante se impone desplazando horizontalmente la base del equipo respecto al pistón superior mediante una función sinusoidal, bajo control de carga o de desplazamiento (ASTM D8296, 2019). En el presente estudio, los ensayos se realizaron sobre probetas secas bajo confinamiento vertical constante. Esta condición drenada permite estudiar la degradación de rigidez del esqueleto granular bajo deformación repetida, sin los efectos de presión de poros asociados a condiciones saturadas.

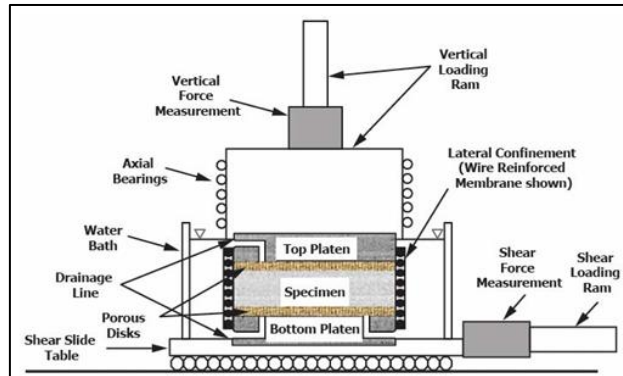


Figura 5. Esquema del equipo de corte simple (DSS) con sus componentes principales. Fuente: ASTM D8296 (2019).

3.3.2 Parámetros obtenidos del ensayo

A partir del registro de esfuerzo cortante τ y deformación angular γ en cada ciclo, se obtienen los parámetros dinámicos fundamentales mediante los procedimientos establecidos en ASTM D8296 (2019). El módulo de corte secante G se calcula a partir de los vértices del lazo de histéresis τ - γ , mientras que el amortiguamiento equivalente D se determina como la relación entre el área encerrada por el lazo y la energía elástica almacenada, tal como se definió en la Sección 3.1.1. Finalmente, el módulo normalizado G/G_{max} se obtiene dividiendo G de cada ciclo por el módulo de referencia G_{max} correspondiente a deformaciones muy pequeñas.

3.4 Método de Elementos Discretos (DEM)

El Método de Elementos Discretos (DEM) constituye una herramienta numérica fundamental para el estudio micromecánico de materiales granulares. A diferencia de los métodos continuos tradicionales como diferencias finitas, el DEM representa el medio granular como un conjunto de partículas individuales que interactúan mediante fuerzas de contacto, sin asumir continuidad del medio. Esta característica permite capturar fenómenos que son inaccesibles en ensayos de laboratorio convencionales, como la evolución de cadenas de fuerza, la rotación de partículas, la anisotropía del fabric y la degradación de rigidez bajo cargas cíclicas (O'Sullivan, 2011).

3.4.1 Fundamentos del método

El DEM fue introducido por Cundall & Strack (1979) como un método numérico basado en la representación explícita de partículas individuales que siguen las leyes de Newton. El algoritmo opera en pasos de tiempo discretos, actualizando en cada incremento las fuerzas de contacto entre partículas y el movimiento resultante de cada una. El ciclo de cálculo se resume en dos etapas alternadas: (1) ley de fuerza-desplazamiento, donde a partir del desplazamiento relativo entre partículas en contacto se



calculan las fuerzas normales y tangenciales; y (2) segunda ley de Newton, donde a partir de las fuerzas resultantes sobre cada partícula se actualiza su aceleración, velocidad y posición.

3.4.2 Leyes de contacto y modelos de partícula

El modelo de contacto más utilizado en geotecnia es el modelo lineal elástico-friccional, que combina un resorte normal que resiste la compresión entre partículas y un resorte tangencial con deslizamiento limitado por la ley de Coulomb. Las fuerzas de contacto resultantes dependen de los parámetros de rigidez normal k_n , rigidez tangencial k_t y coeficiente de fricción μ (O'Sullivan, 2011).

Las partículas esféricas son ampliamente adoptadas en simulaciones DEM geotécnicas por su simplicidad computacional: la detección de contactos se reduce a comparar distancias entre centros con la suma de radios, sin resolver ecuaciones no lineales por contacto. Sin embargo, las esferas tienden a rotar excesivamente bajo carga cortante, sobreestimando la deformabilidad del ensamble respecto a arenas reales con partículas angulares. Para compensar este efecto, se incorpora la fricción de rodadura (rolling friction, μ_r), que introduce un momento resistente a la rotación relativa entre partículas en contacto, imitando el efecto del interbloqueo que generan las aristas y rugosidades de las partículas reales (Wensrich & Katterfeld, 2012; Necochea et al., 2024).

Tres niveles de representación de partícula. En el extremo más simple, las esferas puras con contacto Cundall–Strack lineal-friccional sin momento resistente, constituyen la representación más económica computacionalmente. En un nivel intermedio, las esferas con fricción de rodadura introducen un momento plástico de contacto acotado por $|M_r| \leq \eta \cdot R_{eff} \cdot F_n$, donde η es el parámetro adimensional de rodadura, R_{eff} el radio efectivo del contacto y F_n la fuerza normal, controlando esa rotación excesiva y elevando la fricción macroscópica a valores realistas para arenas naturales. En un tercer nivel, los clumps multi-esfera reproducen explícitamente la no-esféricidad geométrica, generando interbloqueo geométrico real a costa de un mayor costo computacional. El presente estudio explora secuencialmente estos niveles, esferas como caso de referencia, esferas con fricción de rodadura como representación intermedia y clumps multi-esfera como aproximación geométrica. (Necochea et al., 2024).

3.4.3 Variables micromecánicas

Una de las principales ventajas del DEM respecto a los métodos continuos es el acceso directo a variables internas del ensamble granular que no pueden medirse en laboratorio. Entre las más relevantes para este estudio se destaca el número de coordinación Z , que cuantifica el promedio de contactos por partícula, definido como:

$$Z = \frac{2N_c}{N_p} \quad (4)$$

donde N_c es el número total de contactos y N_p el número de partículas (O'Sullivan, 2011). Este parámetro es un indicador directo de la densidad de empaquetamiento y evoluciona durante la carga cíclica reflejando la reorganización del esqueleto granular.

El tensor de fabric Φ_{ij} describe la organización interna del ensamble granular, en particular la orientación preferente de los contactos entre partículas. Cuando los contactos se distribuyen uniformemente en todas las direcciones, el material se comporta como isotrópico. Cuando se concentran en ciertas orientaciones, el material desarrolla anisotropía direccional. El tensor de fabric cuantifica matemáticamente este fenómeno, y permite evaluar en qué dirección predominan los contactos y cómo esa orientación evoluciona con la carga. En el contexto del ensayo DSS cíclico, el fabric cambia en cada

ciclo de carga y descarga, lo que está relacionado con la respuesta histéretica del material. Se expresa como:

$$\Phi_{ij} = \frac{1}{N_c} \sum_{k=1}^{N_c} n_i^k n_j^k \quad (5)$$

donde n_i^k y n_j^k son las componentes del vector unitario normal al contacto k (O'Sullivan, 2011).

Para resumir el grado de anisotropía en un solo número se utiliza un escalar ac , derivado de los autovalores principales del tensor de fabric. En este trabajo se adopta $ac = \sqrt{(3/2) \cdot I\Phi - (tr\Phi/3) \cdot II}$ (norma de Frobenius de la parte desviadora del tensor de fabric). Cuando los contactos se distribuyen uniformemente en todas las direcciones, $ac \approx 0$; cuando se alinean preferentemente con una dirección, ac crece. En arenas densas en estado próximo a residual son típicos valores de ac entre 0.10 y 0.20 bajo esta definición. Este escalar se utiliza en la Sección 5 para comparar el grado de alineación de los contactos entre las distintas representaciones de partícula.

En un ensamble granular, los esfuerzos no se transmiten uniformemente entre todas las partículas. Se concentran en columnas de partículas fuertemente cargadas denominadas cadenas fuertes, mientras que las partículas adyacentes con menor carga actúan como soporte lateral. Esta distribución heterogénea es directamente visualizable en DEM y está relacionada con la rigidez macroscópica del ensamble: cuando las cadenas fuertes se reorganizan bajo carga cíclica, la rigidez G disminuye. El esfuerzo promedio del ensamble se calcula mediante el tensor de esfuerzos:

$$\sigma_{ij} = \frac{1}{V} \sum_{c=1}^{N_c} f_i^c \cdot l_j^c \quad (6)$$

donde f_i^c es el vector fuerza en el contacto c , l_j^c es el vector rama que une los centros de las partículas en contacto, y V es el volumen del ensamble (O'Sullivan, 2011).

Distribución de fuerzas de contacto. Se cuantifica midiendo la dispersión de las fuerzas normales de contacto respecto a su valor medio, a través del coeficiente de variación CV. Un CV elevado revela que el esfuerzo se concentra en unas pocas cadenas fuertes; un CV reducido refleja una transmisión más uniforme entre todos los contactos del ensamble. En arenas densas los valores típicos caen entre 0.8 y 1.1, y CV resulta sensible al modelo de partícula adoptado, por lo que se utiliza como diagnóstico complementario al número de coordinación Z y a la anisotropía ac .

La rotación acumulada de cada partícula durante el corte es un indicador de cuánta energía se disipa por fricción en los contactos y cuánta deformación se localiza en zonas específicas del ensamble. En el caso de partículas esféricas, la rotación tiende a ser mayor que en partículas angulares o no esféricas, ya que las esferas ofrecen menor resistencia al rodamiento.

3.4.4 Calibración del modelo

La filosofía de calibración en DEM reconoce que el modelo simplifica la complejidad del sistema real, por lo que los parámetros de contacto no se miden directamente sino que se ajustan sistemáticamente hasta reproducir la respuesta macroscópica observada en ensayos de laboratorio (O'Sullivan, 2011). En el presente estudio, los parámetros de contacto como rigideces k_n y k_t , coeficiente de fricción μ , fricción de rodadura μ_r y amortiguamiento numérico, se calibraron a partir de los resultados experimentales de los ensayos DSS monotónicos, buscando reproducir las curvas τ - γ y el comportamiento volumétrico observados en laboratorio.



La probeta numérica se generó mediante una celda periódica, que representa una porción idealizada e infinitamente repetida del material granular, eliminando los efectos de borde asociados a paredes rígidas o membranas. Esta estrategia es ampliamente utilizada en simulaciones DEM de ensayos de corte simple (Liu et al., 2024) y permite obtener una respuesta más uniforme del ensamble granular.

3.5 Estado del arte y vacíos de investigación

3.5.1 DEM bajo carga cíclica: trabajos previos relevantes

Durante la última década, el uso del DEM para simular el comportamiento de arenas bajo carga cíclica ha experimentado un crecimiento significativo, impulsado por el aumento de capacidad computacional y el desarrollo de códigos abiertos como YADE y LIGGGHTS. La mayoría de estos estudios han utilizado partículas esféricas como representación simplificada de los granos, dado su menor costo computacional, demostrando que esta aproximación es capaz de reproducir cualitativamente los mecanismos de degradación cíclica cuando se calibra adecuadamente con datos experimentales (O'Sullivan, 2011).

En el ámbito del corte cíclico, Wilson & Sáez (2017) modelaron en DEM un ensayo de corte torsional cíclico utilizando esferas, comparando los resultados con ensayos experimentales sobre esferas de vidrio y obteniendo una reproducción adecuada de los lazos de histéresis, la degradación de G y el amortiguamiento D . Este trabajo constituye el antecedente directo más relevante al presente estudio, demostrando que el DEM con esferas calibradas es capaz de reproducir la respuesta dinámica macroscópica de materiales granulares bajo carga cíclica.

Más recientemente, Liu et al. (2024) realizaron simulaciones DEM en YADE con partículas esféricas en celda periódica, estudiando el comportamiento cíclico de arenas bajo distintas trayectorias de carga y evaluando variables micromecánicas como el número de coordinación y la anisotropía del fabric. Sus resultados confirmaron que el modelo con esferas captura cualitativamente los mecanismos de degradación cíclica, aunque con limitaciones en la representación de la rotación real de partículas.

En paralelo, Necoechea et al. (2024) abordaron el problema desde la perspectiva de la forma de partícula en ensayos de corte directo monotónico, comparando esferas con fricción de rodadura y elipsoides sobre la misma arena de cuarzo que se utiliza en el presente estudio. Sus resultados mostraron que ambas representaciones reproducen adecuadamente el comportamiento macroscópico, pero difieren significativamente en variables micromecánicas como la rotación acumulada de partículas.

3.5.2 Vacío de investigación identificado

A partir de la revisión de la literatura, se identifica un vacío central que motiva el presente estudio: existe escasa evidencia sobre cómo las variables micromecánicas internas del modelo DEM evolucionan específicamente bajo el protocolo de corte simple (inicialmente en régimen monotónico, como base para una extensión posterior al régimen cíclico) y cómo se relacionan cuantitativamente con la respuesta macroscópica observada experimentalmente bajo distintos niveles de confinamiento.

Este vacío es particularmente relevante porque los trabajos de DEM cíclico existentes han sido calibrados principalmente con ensayos triaxiales cíclicos o de corte torsional, y no con corte simple (DSS) bajo confinamiento constante en condición seca partiendo de una caracterización monotónica previa. Para abordarlo, se adopta además una celda periódica en YADE como condición de borde, alternativa a las paredes rígidas usadas mayoritariamente en la literatura, que elimina efectos de borde y es coherente con la estrategia adoptada en trabajos previos del grupo de investigación (Liu et al., 2024).

3.5.3 Oportunidad y aporte del presente estudio

Se contempla una etapa inicial de ensayos DSS monotónicos para caracterizar el comportamiento resistente del material y establecer parámetros de referencia, seguida de ensayos cíclicos controlados en deformación para obtener las curvas de degradación de rigidez. Los resultados monotónicos se utilizaron para calibrar y validar un modelo DEM implementado en YADE mediante celda periódica, mientras que los resultados cíclicos del laboratorio se analizaron para caracterizar la degradación dinámica del material. La extensión del modelo DEM al régimen cíclico se contempla como continuación natural del trabajo, fuera del alcance temporal del presente reporte.

Esta estrategia, que parte de una calibración monotónica antes de plantear cualquier extensión al régimen cíclico, permite construir el modelo de forma progresiva y controlada, asegurando que el comportamiento base del material esté correctamente representado antes de evaluar la respuesta bajo carga repetida. En este marco, el presente estudio toma como antecedente directo el trabajo del grupo de investigación (Necochea et al., 2024) y aborda la calibración del modelo numérico a partir de ensayos DSS, complementada con un análisis micromecánico de la respuesta del material.

4. Metodología

La metodología se organiza en tres etapas, una por cada objetivo específico. La Figura 6 muestra el flujo entre ellas y las dependencias entre el trabajo experimental y el modelamiento numérico.

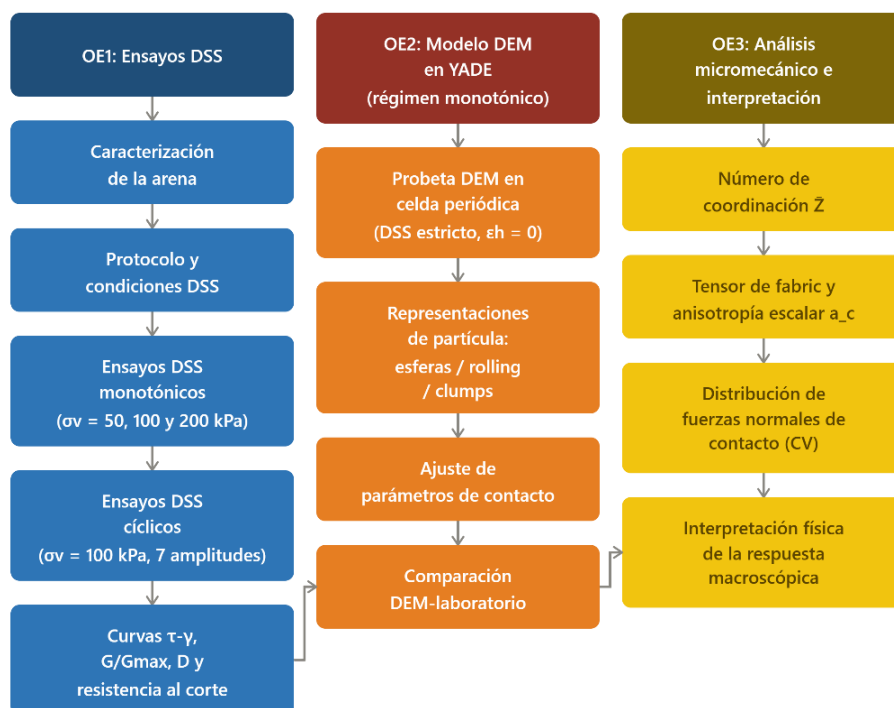


Figura 6. Diagrama de flujo metodológico del estudio.

4.1 Etapa 1 - Objetivo específico 1

La arena utilizada corresponde a una arena normalizada de cuarzo empleada en el método del cono de arena (ASTM D1556), con un rango granulométrico entre 1.18 mm y 2.00 mm, clasificada como arena mal graduada (SP) según ASTM D2487. Sus propiedades físicas, reportadas por Necochea et al. (2024),

son: gravedad específica de sólidos $G_s = 2.65$, densidad mínima $\rho_{min} = 1.47 \text{ g/cm}^3$ y densidad máxima $\rho_{max} = 1.61 \text{ g/cm}^3$. Respecto a la morfología de las partículas, los parámetros reportados por Necochea et al. (2024) indican una forma ligeramente elongada con $L_1 = 2.53 \text{ mm}$, $L_2 = 1.81 \text{ mm}$, $L_3 = 1.31 \text{ mm}$, circularidad $C = 0.83$ y relaciones de aspecto $AR_{1-2} \approx AR_{2-3} = 1.41$, correspondiente a una arena de redondez moderada.

El programa experimental contempla dos fases: (1) Ensayos monotónicos: Se realizaron ensayos de corte simple monotónico bajo control de deformación para tres niveles de confinamiento, 50 kPa, 100 kPa y 200 kPa. El objetivo es caracterizar el comportamiento resistente base del material, curva τ - γ , resistencia al corte y comportamiento dilatante o contráctil y obtener parámetros de referencia para la construcción y calibración inicial del modelo DEM. y (2) Ensayos cíclicos: Una vez establecida la respuesta monotónica, se realizaron ensayos DSS cíclicos bajo control de deformación, aplicando una carga sinusoidal con siete amplitudes de desplazamiento escalonadas geométricamente (γ resultante entre 0.14% y 4.6%), una frecuencia de 0.25 Hz, y un número de ciclos de 30. De ambas fases se registraron los esfuerzos cortantes τ y las deformaciones angulares γ , a partir de los cuales se obtuvieron las curvas τ - γ , el módulo de corte secante G , el módulo normalizado G/G_{max} y el amortiguamiento equivalente D , siguiendo los procedimientos establecidos en ASTM D8296 (2019).

4.2 Etapa 2 – Objetivo específico 2

Las simulaciones se implementaron en YADE, código abierto de elementos discretos ampliamente utilizado en investigación geotécnica (Šmilauer et al., 2015). La probeta numérica se generó mediante celda periódica, que representa una porción idealizada del material granular sin efectos de borde asociados a paredes rígidas o membranas, permitiendo una respuesta más uniforme del ensamble (Liu et al., 2024). De acuerdo con el alcance acordado, el modelamiento DEM de este trabajo se restringe al régimen monotónico, quedando el análisis cíclico circunscrito a la campaña experimental.

Condiciones de borde DSS. Las condiciones cinemáticas del ensayo DSS se imponen sobre la celda periódica mediante el controlador PeriTriaxController de YADE, con $e_x = e_y = 0$ (deformación lateral nula, equivalente a paredes laterales rígidas), $\sigma_z = \sigma_v$ controlada en compresión vertical, y e_z libre (la deformación vertical responde a la dilatación o contracción del material). Esta es la condición bajo la cual se ejecutó la campaña que sostiene la comparación cuantitativa con el laboratorio (Sección 5.2.4); su efecto sobre la resistencia reportada se cuantifica en la Sección 5.2.2.8.

Régimen cuasi-estático. Bajo carga lenta, un suelo granular responde principalmente a través del acomodamiento del esqueleto de partículas, sin que la inercia de los granos influya en la respuesta. Esta condición se denomina régimen cuasi-estático y es la que se busca reproducir en laboratorio. En DEM, sin embargo, el modelo resuelve explícitamente las ecuaciones de movimiento de cada partícula, por lo que si la velocidad de corte es demasiado alta aparecen efectos inerciales (rebotes, fluctuaciones de fuerza, propagación de ondas) que distorsionan la respuesta mecánica respecto a la observada experimentalmente. Para evitarlo, la velocidad de deformación $\dot{\gamma}$ se selecciona de modo que el número de inercia adimensional $I = \dot{\gamma} \cdot d / \sqrt{(\sigma/\rho)}$, donde d es el diámetro medio de partícula, σ el confinamiento efectivo y ρ la densidad de las partículas se mantenga del orden de 10^{-4} durante toda la trayectoria de corte. Este valor asegura que el ensamble se encuentra en régimen denso cuasi-estático, y que las curvas τ - γ y volumétricas obtenidas son insensibles a la velocidad de carga numérica adoptada.

Protocolo de preparación de la muestra. La consolidación previa de la probeta numérica se realiza con coeficiente de fricción nulo ($\mu_{cons} = 0$, frictionless), lo que permite alcanzar densidades comparables al

estado denso de laboratorio ($D_r \approx 73\%$). Una vez establecido el estado tensional objetivo σ_v , se reactiva la fricción de contacto a su valor calibrado μ antes de iniciar la fase de corte. Para asegurar reproducibilidad y comparabilidad entre corridas, todas las simulaciones se ejecutan con la misma semilla aleatoria en la generación del ensamble inicial, de modo que las diferencias observadas entre configuraciones, parámetros de contacto y niveles de confinamiento, sean atribuibles únicamente a las variables manipuladas y no a la realización particular del estado inicial. Se exceptúa de lo anterior la campaña de la Sección 5.2.4, en la que la semilla se varía deliberadamente para establecer la dispersión de la envolvente.

Las partículas del ensamble se generaron con una distribución de tamaños coherente con la granulometría real de la arena, siguiendo las proporciones reportadas por Necochea et al. (2024), la cual se aproxima a un 20% de partículas pequeñas, 67% medianas y 13% grandes. La representación de partícula se escogió dentro del espectro de complejidad descrito en la Sección 3.4.2 (esferas, esferas con fricción de rodadura, clumps multi-esfera), explorando estos niveles de manera secuencial.

El modelo de contacto base es el modelo lineal elástico-friccional (Cundall–Strack), sobre el cual se incorporan mecanismos adicionales según la representación de partícula adoptada como la fricción de rodadura cuando se utilizan esferas, para limitar la rotación libre que la geometría esférica permite, y restricción rígida intra-cuerpo en el caso de los clumps multi-esfera. Para la representación de clumps de forma real se emplearon 75 templates geométricos únicos (10–15 sub-esferas cada uno), obtenidos mediante análisis de forma (SHAPE) sobre granos reales digitalizados por Javier Necochea, y ajustados a la granulometría del material mediante un pool de 857 formas, curado por E. Sáez. El volumen real de cada clump (cuya unión de sub-esferas equivale a aproximadamente el 38% del volumen que resultaría de sumar las esferas componentes) se calculó mediante integración de Monte Carlo. La construcción de estos templates (digitalización, ajuste a la PSD y cálculo de volumen) fue realizada externamente y entregada para su uso directo en las simulaciones del presente estudio. Los parámetros iniciales de referencia, tomados de Necochea et al. (2024), se presentan en la Tabla 1; el coeficiente de fricción de rodadura μ_r se utiliza únicamente cuando la representación lo requiere.

Tabla 1. Parámetros iniciales de referencia del modelo DEM (Necochea et al., 2024).

Propiedad	Valor inicial
Densidad de partículas (ρ_s)	2.65 g/cm ³
Módulo de Young (E)	0.8 GPa
Coefficiente de Poisson (ν)	0.25
Fricción partícula–partícula (μ)	0.40
Fricción de rodadura (μ_r)	0.10
Coefficiente de amortiguamiento	0.8

El modelo numérico se organiza en tres bloques secuenciales: Bloque 1 (Preparación de la muestra), Bloque 2 (Ejecución del ensayo) y Bloque 3 (Registro y análisis). La calibración se realizó exclusivamente con los resultados monotónicos, ajustando los parámetros de contacto (E, μ , μ_r) hasta reproducir adecuadamente la curva τ – γ y el comportamiento volumétrico observados en los ensayos DSS monotónicos. La concordancia entre resultados numéricos y experimentales se evaluó mediante $R^2 \geq 0.90$ sobre la curva τ – γ promedio y diferencia $|\Delta\phi| \leq 2^\circ$ respecto al valor experimental. El cumplimiento de ambos criterios se evalúa en la Sección 5.2.4.



4.3 Etapa 3 – Objetivo específico 3

Una vez completada la calibración, se analizaron las variables internas del modelo DEM bajo régimen monótonico: número de coordinación Z (evolución con γ), tensor de fabric Φ (cambios en la anisotropía de la red de contactos), cadenas de fuerza (distribución y orientación de fuerzas normales y tangenciales) y rotación de partículas (magnitud acumulada). El análisis buscó identificar cuáles de estas variables micromecánicas se correlacionan mejor con la evolución de τ - γ y con la deformación volumétrica observada en laboratorio.

5. Resultados

5.1 Objetivo Específico 1

5.1.1 Caracterización del material y preparación de especímenes

Todas las probetas fueron preparadas a una densidad seca de 1.57 g/cm^3 , correspondiente a un índice de vacíos inicial $e = 0.688$ y una densidad relativa $Dr = 73\%$. Según la clasificación de Terzaghi & Peck (1967), valores de Dr entre 65% y 85% corresponden a arenas en estado denso, por lo que el material ensayado se clasifica en dicha categoría. La geometría adoptada fue de 70 mm de diámetro y 23 mm de altura inicial, esta última definida experimentalmente para garantizar una distribución uniforme de deformaciones a lo largo de la probeta durante la fase de corte. Cabe notar que la altura adoptada equivale a ≈ 11 diámetros máximos de grano, en el límite de lo recomendado. La norma ASTM D3080 exige que la altura de la probeta sea al menos ~ 6 veces el tamaño máximo de grano y que el diámetro sea ≥ 10 veces; si bien ambos criterios se cumplen, la esbeltez resultante (≈ 11 granos de altura) implica que hay pocos granos apilados verticalmente, lo que favorece la concentración de deformación y los efectos de borde, en lugar de un comportamiento homogéneo tipo continuo.

5.1.2 Ensayos DSS Monotónicos

5.1.2.1 Consideraciones sobre el protocolo de ensayo

Dado que no existe una norma ASTM específica para ensayos DSS monotónicos drenados en arenas secas, se adoptó el criterio de velocidad de la norma ASTM D3080 como referente, por tratarse también de un ensayo drenado sobre material granular. A partir de los tiempos de consolidación t_{50} obtenidos gráficamente para cada nivel de confinamiento, se determinó una velocidad máxima de ensayo de 0.2 mm/min ; dado que en probetas secas no hay disipación de presiones de poro, este valor se adopta como criterio conservador de buenas prácticas, no como requisito de drenaje, válido para los tres confinamientos ensayados.

5.1.2.2 Registro fotográfico del montaje experimental

Previo a la obtención de resultados, se documenta el procedimiento experimental mediante registro fotográfico. La Figura 7 presenta el montaje del ensayo DSS en dos instancias complementarias: la imagen izquierda corresponde al estado final del ensayo, donde se aprecia el desplazamiento acumulado de los anillos de confinamiento; la imagen derecha muestra una vista superior de la probeta de arena compactada a la densidad objetivo.

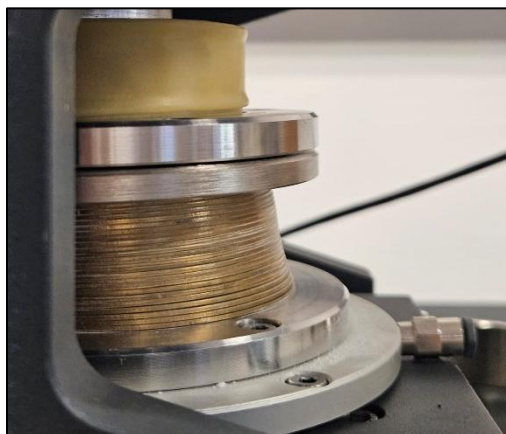


Figura 7. Montaje del ensayo DSS: (izquierda) vista lateral del equipo con anillos de confinamiento y pistón de carga; (derecha) vista superior del espécimen de arena compactado previo al ensayo.

5.1.2.3 Resultados experimentales – Ensayos DSS Monotónicos

Se realizaron 9 ensayos DSS monotónicos organizados en 3 series de 3 repeticiones bajo esfuerzos normales de confinamiento de 50, 100 y 200 kPa. Las curvas τ - γ obtenidas se presentan en la Figura 8, donde se observa un comportamiento consistente entre repeticiones para cada nivel de confinamiento, evidenciando buena repetibilidad del protocolo de preparación y ensayo. La resistencia al corte aumenta de forma clara con el nivel de confinamiento, sin que se aprecie un peak definido de resistencia en ninguna de las series. La ausencia de peak en probetas densas es un comportamiento documentado del ensayo DSS, asociado a la no uniformidad de esfuerzos, la falla progresiva y la esbeltez de la probeta (Budhu, 1984; Airey & Wood, 1987); a los confinamientos aplicados (50–200 kPa) no es esperable una supresión de la dilatancia.

A partir de los valores de esfuerzo cortante máximo (τ_{peak}) de cada ensayo, se construyó la envolvente de falla de Mohr-Coulomb (Figura 9). La regresión forzando cohesión $c = 0$ arroja un ángulo de fricción $\phi' = 42.7^\circ$. Este valor corresponde a un ángulo movilizad al esfuerzo cortante máximo de cada ensayo, alcanzado cerca del final del rango ensayado. Este valor experimental constituye un control de consistencia con la caracterización morfológica del material: aplicando la correlación empírica de Cho et al. (2006), $\phi'_{cs} \approx 42^\circ - 17 \cdot R$, con redondez $R \approx 0.4-0.5$ para esta arena, se predice $\phi'_{cs} \approx 33.5^\circ-35.2^\circ$. La diferencia respecto al valor medido (42.7°) es coherente con dos factores: (i) la convención de ϕ en DSS (regresión sobre τ del plano horizontal) no coincide necesariamente con la máxima oblicuidad, aunque a $\gamma \approx 30\%$ y sin peak definido el estado alcanzado debiera situarse cerca del estado crítico; y (ii) el valor de R adoptado tiene una incertidumbre asociada a la conversión entre los parámetros de Necochea et al. (2024) (circularidad C , relaciones de aspecto) y la redondez de Cho et al. Aun considerando ambos efectos, una diferencia de $8-9^\circ$ no puede darse por cerrada: se deja planteada como discrepancia abierta, cuya resolución pasa por auditar la cadena de medición de τ y σ'_v (fricción de anillos, corrección de área) y por acotar la conversión entre los parámetros de forma disponibles y la redondez de Cho et al. (2006). Adicionalmente, evaluando el esfuerzo cortante a $\gamma = 20\%$ fijo (criterio usado más adelante para comparar con las simulaciones DEM), la envolvente entrega $\phi = 41.13^\circ$; ambos valores se retoman en la Sección 5.2.3.

El módulo de corte secante G disminuye rápidamente con la deformación en todos los ensayos (Figura 10), presentando valores iniciales entre 2.000 y 7.500 kPa dependiendo del confinamiento, y convergiendo hacia valores residuales inferiores a 500 kPa a grandes deformaciones. Estos módulos,

medidos en el orden del $\gamma \approx 1\%$, no son comparables con la rigidez de pequeñas deformaciones del material (G_{max} del orden de 10^2 MPa) y están afectados por la deformabilidad del sistema de carga que se discute en la Sección 5.1.3. Estos valores corresponden al tramo inicial de las curvas monotónicas y no representan la rigidez de pequeñas deformaciones del material, por lo que no son comparables con valores de G_{max} . Dos limitaciones instrumentales los afectan. La primera es la exactitud del actuador (± 0.07 mm, ASTM D8296 §6.9): en el inicio del ensayo los desplazamientos registrados son del mismo orden que esa incertidumbre, de modo que la misma limitación que llevó a descartar los ensayos cíclicos de menor amplitud (Sección 5.1.3.1) afecta el tramo inicial de las curvas monotónicas. La segunda es que la subestimación es sistemática y de magnitud similar en los tres confinamientos, comportamiento que no se explica por un error aleatorio y que apunta a que el propio sistema de carga se deforma (marco, cabezal o paquete de anillos), agregando desplazamiento que no proviene de la probeta. Este efecto no se cuantificó en esta campaña, ya que requiere un ensayo de calibración en vacío o sobre una probeta de rigidez conocida, lo que se plantea en las Recomendaciones. En consecuencia, la Figura 10 sirve para comparar la tendencia entre niveles de confinamiento, pero no como medición absoluta de rigidez, y la caracterización de degradación de G de este trabajo, incluyendo lo señalado en el Resumen y en el Objetivo Específico 1, queda acotada al rango de grandes deformaciones.

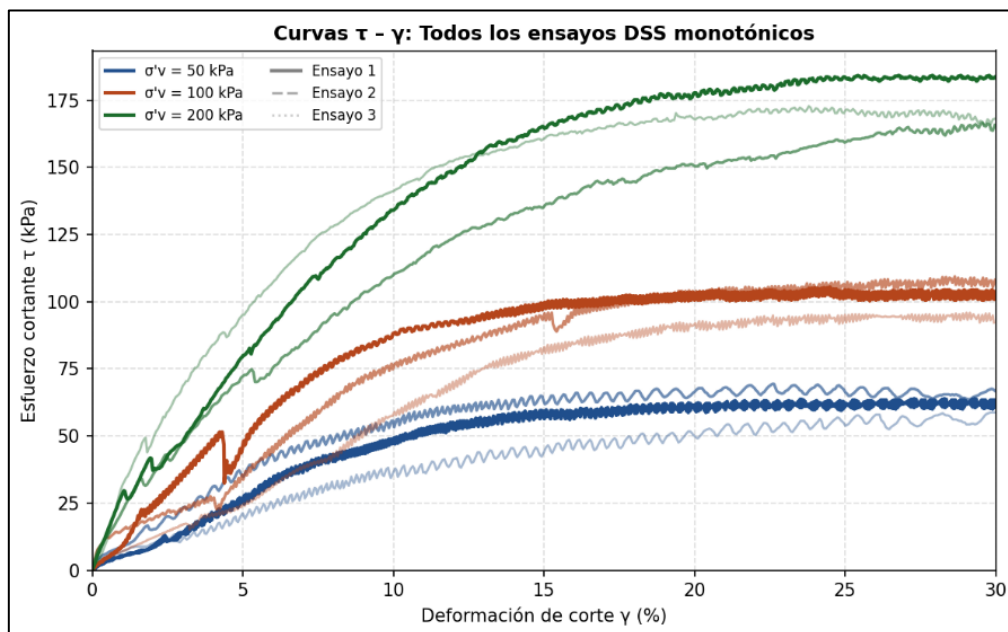


Figura 8. Ensayos DSS monotónicos por nivel de confinamiento ($\sigma'_v = 50, 100$ y 200 kPa).

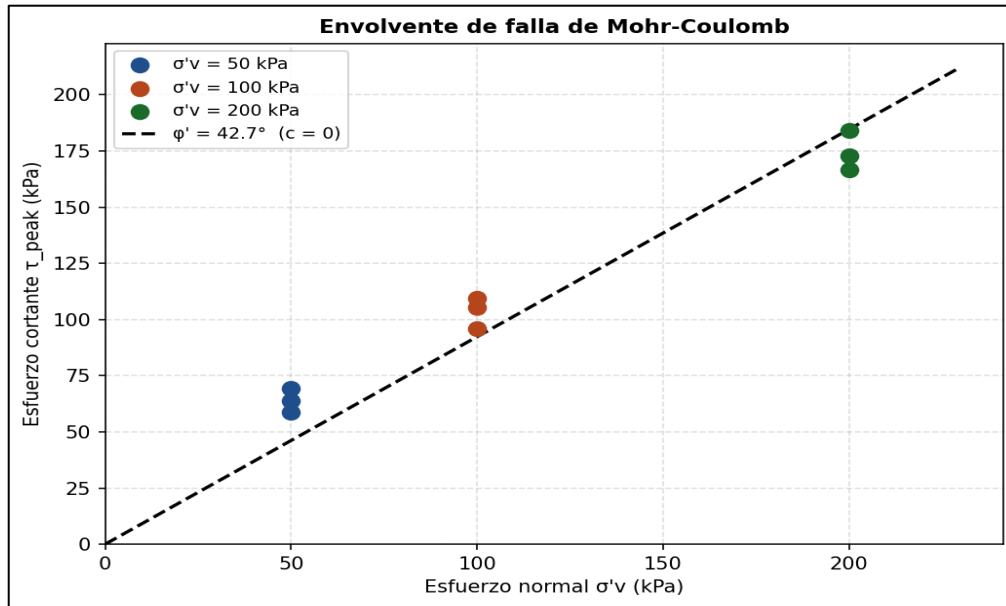


Figura 9. Envolvente de falla de Mohr-Coulomb obtenida a partir de los valores de τ_{peak} de los ensayos DSS monotónicos ($\phi' = 42.7^\circ$, $c = 0$).

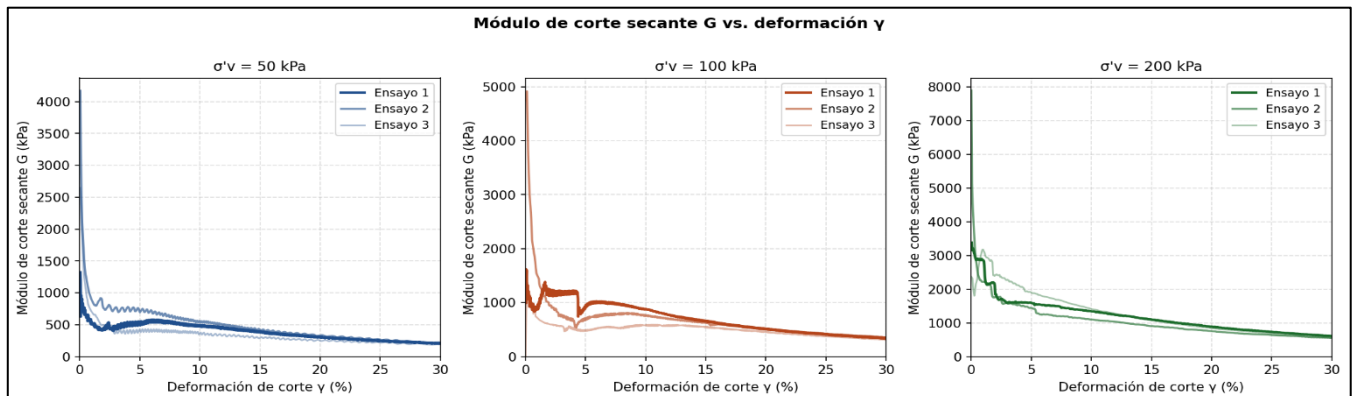


Figura 10. Módulo de corte secante G en función de la deformación de corte γ para cada nivel de confinamiento.

5.1.3 Ensayos DSS Cíclicos: Programa experimental y criterios de confiabilidad

Para caracterizar la respuesta dinámica del material y completar el Objetivo Específico 1, se ejecutó una serie de siete ensayos DSS cíclicos sobre probetas preparadas a la misma densidad relativa que la fase monotónica ($Dr \approx 73\%$, $e_0 \approx 0.685$), bajo confinamiento vertical efectivo $\sigma'_v = 100$ kPa y carga sinusoidal de frecuencia 0.25 Hz controlada en deformación. Las amplitudes objetivo de desplazamiento horizontal δ se escalaron geométricamente entre 0.025 mm y 1.000 mm.

Para cada ensayo se calcularon el módulo de corte secante G y la razón de amortiguamiento equivalente D promediando los lazos de histéresis entre los ciclos 5 y 25, descartando los primeros ciclos por contener una respuesta transitoria asociada al acomodo del esqueleto granular. El módulo de referencia se adoptó como $G_{max} \approx 120$ MPa, valor obtenido como promedio de las tres mediciones reportadas por Necochea et al. (2024) sobre la misma arena de cuarzo y condiciones de densidad comparables a las del presente estudio. Los valores de G obtenidos en cada ensayo se normalizaron por este G_{max} para construir las curvas de degradación $G/G_{max} - \gamma_{cyc}$.

La sección 6.9 de ASTM D8296 (2019) establece que los dispositivos de medición de desplazamiento deben tener una exactitud mínima del 0.25% del rango completo. Para el actuador lateral utilizado, de rango ± 14 mm (28 mm totales), esto se traduce en una incertidumbre instrumental de ± 0.07 mm. Las amplitudes objetivo de los ensayos E1 (0.025 mm) y E2 (0.050 mm) se encuentran por debajo de este umbral, y la de E3 (0.100 mm) es comparable, por lo que la deformación parásita del equipo representa una fracción significativa del desplazamiento medido y distorsiona el cálculo de γ_{cyc} , G y D. Esto se manifiesta en un comportamiento físicamente incorrecto de E1–E3, donde G aparece creciendo con la amplitud en lugar de degradarse. En consecuencia, los ensayos confiables para el análisis posterior son E4–E7, cuya amplitud supera al menos 3.5 veces la incertidumbre instrumental; los ensayos E1–E3 se reportan en la Tabla 2 por completitud, pero se excluyen del ajuste y la comparación con modelos de referencia.

La Tabla 2 resume las métricas obtenidas para los siete ensayos cíclicos, incluyendo amplitud objetivo (δ_{obj}), deformación angular cíclica resultante γ_{cyc} , módulo de corte secante G, razón de amortiguamiento D, módulo normalizado G/Gmax y clasificación de confiabilidad según el criterio anterior. En la Figura 11 se pueden apreciar los lazos histeréticos del ciclo 10 para los ensayos E4 al E7.

Tabla 2. Resumen de ensayos DSS cíclicos. Arena SP seca, $\sigma'_v = 100$ kPa, 0.25 Hz, valores promedio entre los ciclos 5 y 25.

Ensayo	δ_{obj} [mm]	γ_{cyc} [%]	G [MPa]	D [%]	G/Gmax [—]	Confiable
Gmax (Hardin)	—	0.0001	120	—	1.000	—
E1_0.025 mm	0.025	0.144	4.854	3.59	0.040	No
E2_0.05 mm	0.050	0.259	5.650	3.58	0.047	No
E3_0.1 mm	0.100	0.508	2.253	8.50	0.019	Límite
E4_0.25 mm	0.250	1.174	2.173	13.97	0.018	Sí
E5_0.5 mm	0.500	2.304	2.027	14.91	0.017	Sí
E6_0.75 mm	0.750	3.447	1.765	15.84	0.015	Sí
E7_1.0 mm	1.000	4.587	1.714	17.43	0.014	Sí

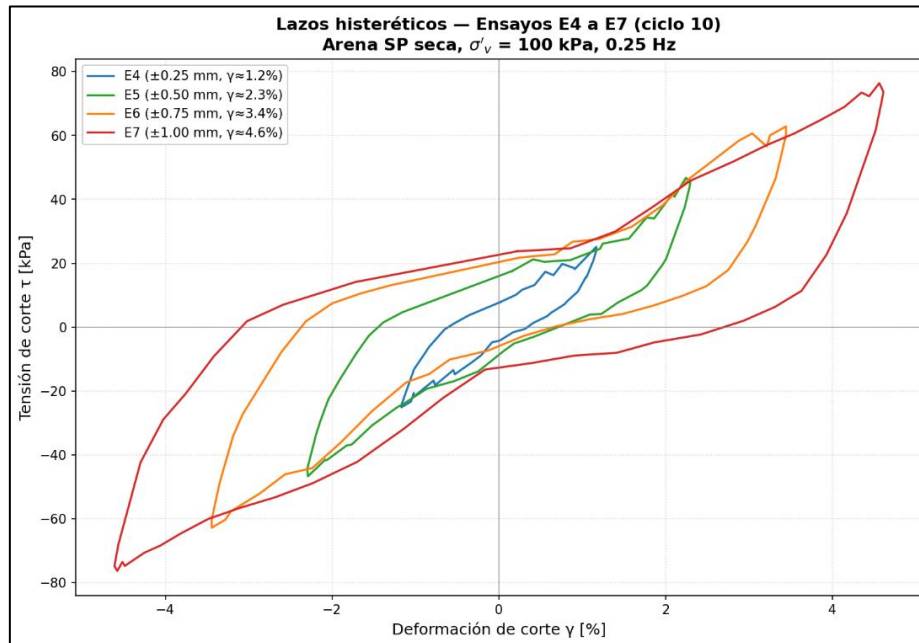


Figura 11. Lazos histeréticos de los Ensayos E4-E7 para el ciclo 10 de cada uno.

5.2 Objetivo Específico 2: Calibración DEM monotónica

5.2.1 Configuración numérica y representaciones evaluadas

Las simulaciones DEM se ejecutaron en YADE sobre una celda periódica cúbica de aproximadamente 24 mm de lado (≈ 12 diámetros máximos de partícula), generada con un ensamble del orden de 4.000 partículas en los estudios de convergencia y sensibilidad (Tabla 3). La consolidación previa al confinamiento objetivo σ'_v se realizó con coeficiente de fricción nulo, lo que permite alcanzar el estado denso del laboratorio sin generar arching prematuro, y la fase de corte posterior se ejecutó en régimen cuasi-estático (Sección 4.2). Todas las corridas comparten la misma semilla aleatoria en la generación del ensamble inicial, lo que asegura que las diferencias observadas entre configuraciones sean atribuibles a las variables manipuladas y no a la realización particular del estado inicial. La excepción es la campaña de la Sección 5.2.4, construida precisamente sobre la variación de semilla.

Tres representaciones de partícula fueron evaluadas siguiendo el espectro descrito en la Sección 3.4.2: esferas puras, esferas con fricción de rodadura y clumps multi-esfera. Las condiciones de borde corresponden al DSS introducido en la Sección 4.2 (deformación lateral nula, confinamiento vertical controlado y deformación vertical libre), condición que corresponde al ensayo drenado de referencia; las simulaciones de replicación de la Sección 5.2.3 se ejecutaron con la altura de la celda bloqueada y el confinamiento vertical evolucionando durante el corte, diferencia cuyas implicancias se detallan en dicha sección. La Figura 12 muestra, de forma esquemática, el estado deformado de la celda al final del corte para las tres categorías de representación, ilustrando el cizallamiento como paralelogramo característico del DSS.

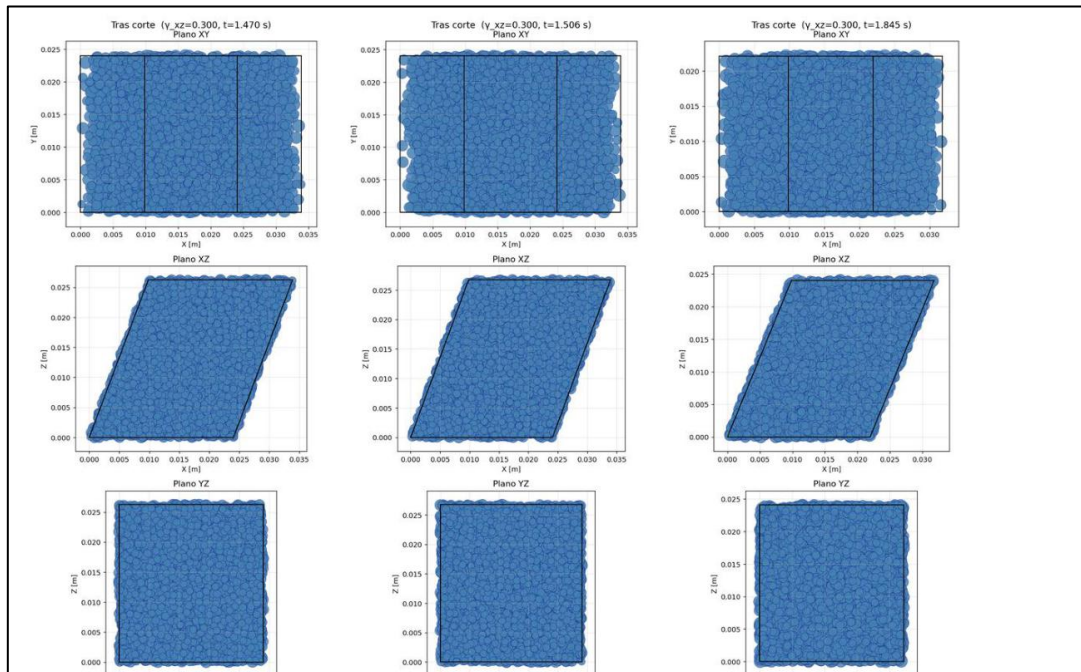


Figura 12. Estado deformado esquemático de la celda periódica tras $\gamma_{xz} = 0.30$ a $\sigma_v = 100$ kPa para las tres categorías de representación de partícula (de izquierda a derecha: esferas puras, esferas con fricción de rodadura y clump esquemático tipo doublet).

5.2.2 Proceso de calibración

Previo a la calibración reportada en la Sección 5.2.3, se realizó un conjunto de estudios de sensibilidad orientados a fijar, con respaldo cuantitativo, las decisiones de modelado independientes de la calibración física del material (número de partículas, ley de contacto, granulometría, velocidad de corte, protocolo de preparación e incertidumbre estadística). Estos estudios se ejecutaron sobre una arena de referencia computacionalmente económica, la arena Ottawa 20-30 ($\phi \approx 32^\circ$ en estado denso), práctica habitual en la calibración de modelos DEM que permite separar las decisiones numéricas de discretización de la calibración constitutiva final contra el material de estudio (O'Sullivan, 2011). Cabe precisar que estas comparaciones se ejecutaron sobre configuraciones sin densificación previa ($\phi \approx 21^\circ$, Sección 5.2.2.6); sus conclusiones son relativas entre configuraciones y no requieren reproducir el estado denso del material.

5.2.2.1 Convergencia y volumen elemental representativo (REV)

Se evaluó la sensibilidad de la respuesta al número de partículas N , barriendo valores entre 500 y 16.000 (Tabla 3). El ángulo de fricción pico converge a partir de $N \approx 2.000 - 4.000$, con diferencias respecto a $N = 16.000$ de 2.4% en el ángulo peak y 0.5% en el residual, mientras que el costo computacional crece de forma aproximadamente lineal con N . Se adoptó $N \approx 4.000$ como compromiso entre convergencia y costo, siendo del orden de 6 veces más rápido que la configuración de mayor resolución.

Tabla 3. Convergencia con el número de partículas (Ottawa, $\sigma v = 100$ kPa, $\gamma_{max} = 0.30$).

N	ϕ_{pico} [°]	ϕ_{res} [°]	e_{res}	Tiempo [min]
500	23.8	20.0	0.699	5
1000	20.6	19.3	0.697	9
2000	21.9	21.2	0.695	16
4000	21.5	20.8	0.700	39
8000	21.1	20.8	0.701	94
16000	21.0	20.7	0.698	228

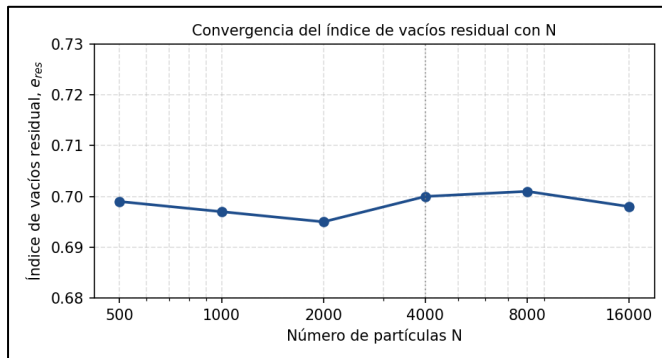


Figura 13. Convergencia del índice de vacíos residual con el número de partículas N.

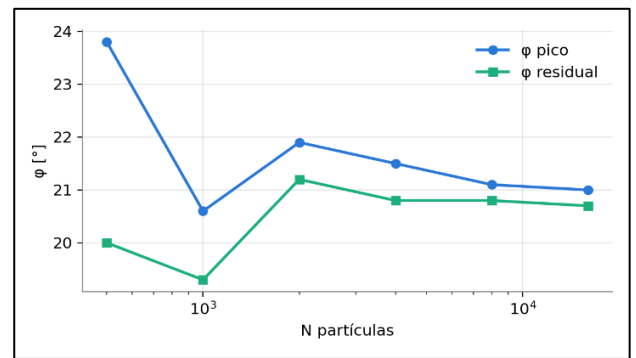


Figura 14. Convergencia del ángulo de fricción pico y residual con el número de partículas N.

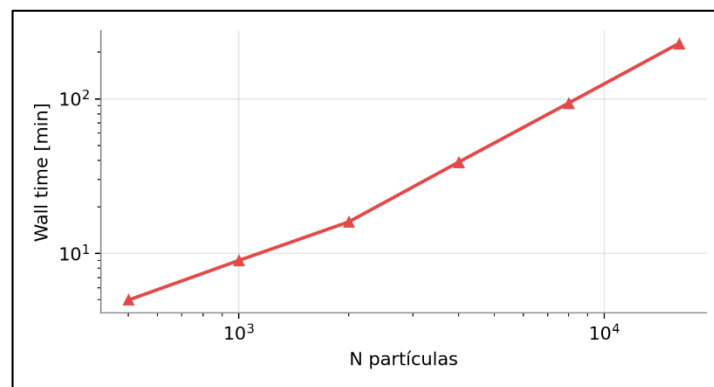


Figura 15. Crecimiento del tiempo de cómputo con el número de partículas N.

5.2.2.2 Ley de contacto

Se compararon tres leyes de contacto a $N = 4.000$: lineal (Cundall–Strack), Hertz–Mindlin y viscoelástica ($\xi = 0.1$) (Tabla 4). Las leyes lineal y Hertz–Mindlin arrojan el mismo ángulo de fricción con una diferencia inferior a 0.1° , pero Hertz–Mindlin demanda entre un 40 y 50% más de tiempo de cómputo. El modelo viscoelástico, en cambio, colapsa el ángulo movilizado a valores del orden de 9° ,

evidenciando una disipación excesiva y no representativa del comportamiento friccional del material. Se adoptó el modelo lineal elástico-friccional por su equivalencia macroscópica con Hertz–Mindlin y su menor costo computacional.

Tabla 4. Efecto de la ley de contacto (Ottawa, $N = 4.000$, $\sigma_v = 100$ kPa).

Ley de contacto	ϕ_{pico} [°]	ϕ_{res} [°]	e_{res}	Tiempo [min]
Lineal (Cundall–Strack)	21.5	20.8	0.701	39
Hertz–Mindlin	21.5	20.7	0.630	56
Viscoelástico ($\xi = 0.1$)	8.9	7.0	0.664	133

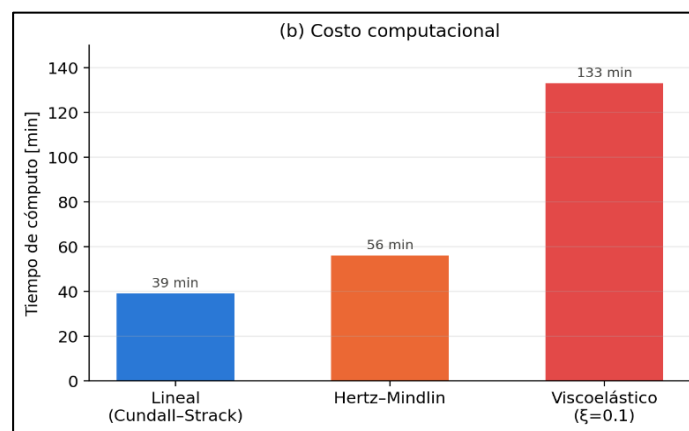


Figura 16. Costo computacional por modelo.

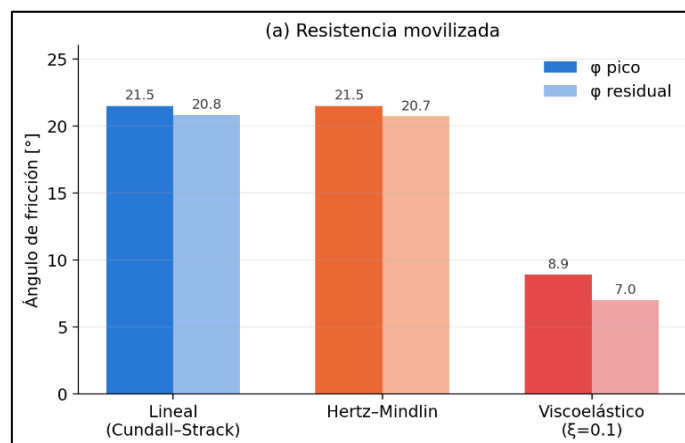


Figura 17. Ángulo de fricción pico y residual movilizado según la ley de contacto (Ottawa, $N=4.000$, $\sigma_v=100$ kPa).

5.2.2.3 Granulometría (PSD)

Se evaluaron cinco distribuciones granulométricas (monodispersa, uniforme estrecha, uniforme ancha, bidispersa 2:1 y lognormal con $C_u = 2$), manteniendo $N \approx 4.000$ y $\sigma_v = 100$ kPa (Tabla 5). El ángulo de fricción resultó poco sensible a la PSD, variando entre 21.3° y 23.0° entre todas las configuraciones, mientras que la distribución lognormal incrementó el costo computacional en un factor cercano a 6, dado que el paso de tiempo crítico queda gobernado por la partícula de menor tamaño. Se adoptó una

distribución uniforme estrecha, coherente con la granulometría real del material y de costo computacional moderado.

Tabla 5. Efecto de la granulometría (Ottawa, $N \approx 4.000$, $\sigma_v = 100$ kPa).

Distribución	$\phi_{\text{pico}} [^\circ]$	$\phi_{\text{res}} [^\circ]$	eres	Tiempo [min]
Monodisperso	21.5	21.1	0.710	33
Uniforme estrecha	21.5	20.8	0.701	39
Uniforme ancha	21.3	20.7	0.670	46
Bidisperso 2:1	23.0	22.3	0.610	11
Lognormal $C_u = 2$	23.0	20.6	0.605	195

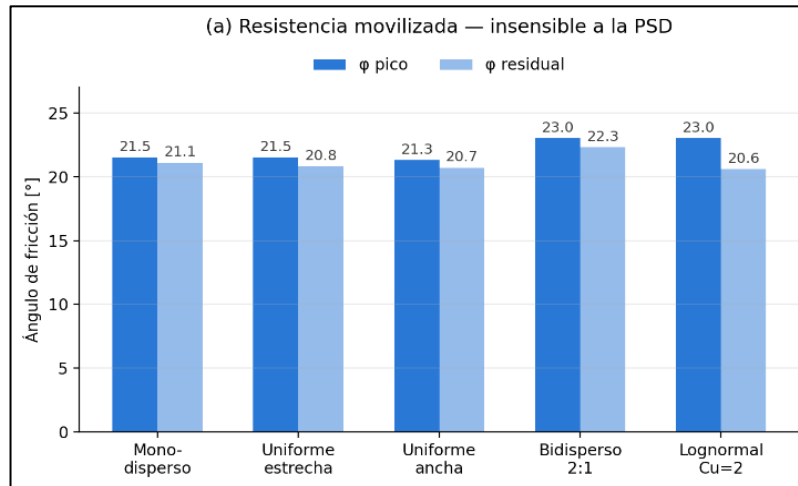


Figura 18. Ángulo de fricción pico y residual según la distribución granulométrica (Ottawa, $N \approx 4.000$, $\sigma_v = 100$ kPa).

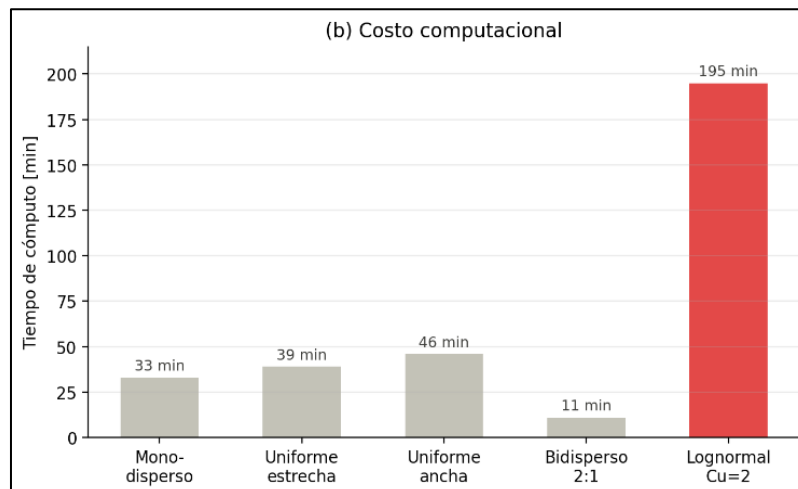


Figura 19. Costo computacional según la distribución granulométrica (Ottawa, $N \approx 4.000$, $\sigma_v = 100$ kPa).

5.2.2.4 Velocidad de corte y régimen cuasi-estático

Como se introdujo en la Sección 4.2, la velocidad de deformación se seleccionó de modo que el número de inercia adimensional I se mantuviera del orden de 10^{-4} . Esta decisión se verificó comparando tres velocidades de corte ($\dot{\gamma} = 0.1, 1$ y 10 s^{-1}): entre 0.1 y 1 s^{-1} la respuesta τ - γ resulta prácticamente idéntica, confirmando el régimen cuasi-estático, mientras que a $\dot{\gamma} = 10 \text{ s}^{-1}$ aparecen efectos inerciales que degradan el ángulo residual simulado. Se adoptó $\dot{\gamma} = 1 \text{ s}^{-1}$, suficientemente lento para preservar el régimen cuasi-estático y considerablemente más económico que la alternativa de 0.1 s^{-1} .

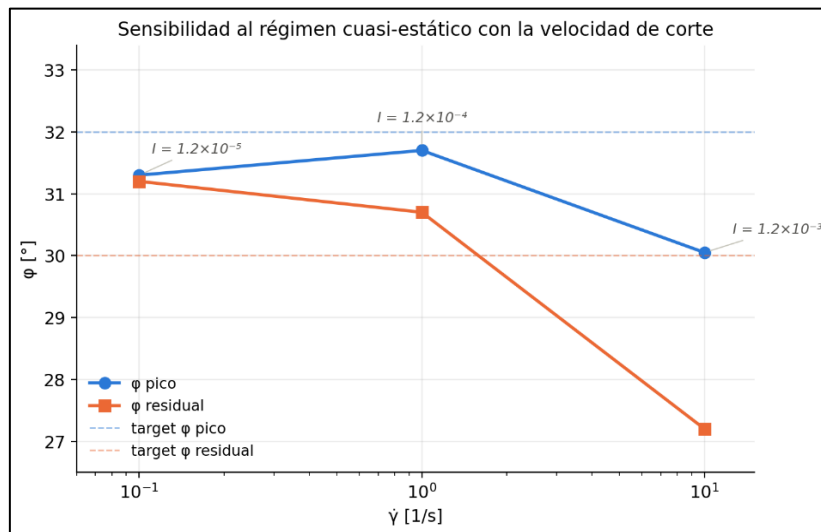


Figura 20. Sensibilidad del ángulo de fricción pico y residual al régimen cuasi-estático con la velocidad de corte.

5.2.2.5

Repetibilidad y barra de error de referencia

Se ejecutaron cinco realizaciones del ensayo con semillas aleatorias distintas en la generación del ensamble inicial, manteniendo idénticos todos los demás parámetros. El ángulo de fricción resultante presentó un coeficiente de variación inferior al 1.5%, lo que define una barra de error de referencia: diferencias entre configuraciones inferiores a aproximadamente 0.4° no deben interpretarse como significativas. Este resultado respalda la validez de las comparaciones realizadas posteriormente entre representaciones de partícula y contra los resultados de laboratorio.

5.2.2.6 Rol de la densificación en la calibración de la fricción

Se calibró el coeficiente de fricción μ bajo el protocolo de consolidación con fricción nula ($\mu_{\text{cons}} = 0$) descrito en la Sección 4.2. Este estudio evidenció que la etapa de densificación previa es indispensable: sin ella, el ángulo de fricción pico satura en torno a 22° independientemente del valor de μ adoptado en la fase de corte, debido a que el ensamble queda en un estado excesivamente suelto. Al densificar

previamente con $\mu_{\text{cons}} = 0$ y reactivar la fricción de contacto recién antes de cizallar, el ángulo de fricción pico simulado crece de forma monótona con μ hasta alcanzar el valor objetivo del material denso ($\phi \approx 32^\circ$), validando el protocolo de preparación de la muestra adoptado para todas las simulaciones del presente estudio.

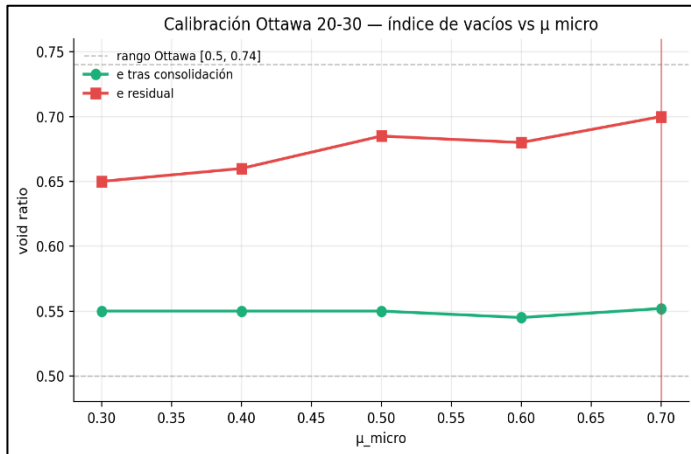


Figura 21. Calibración Ottawa 20-30, ángulo de fricción ϕ macro vs μ micro.

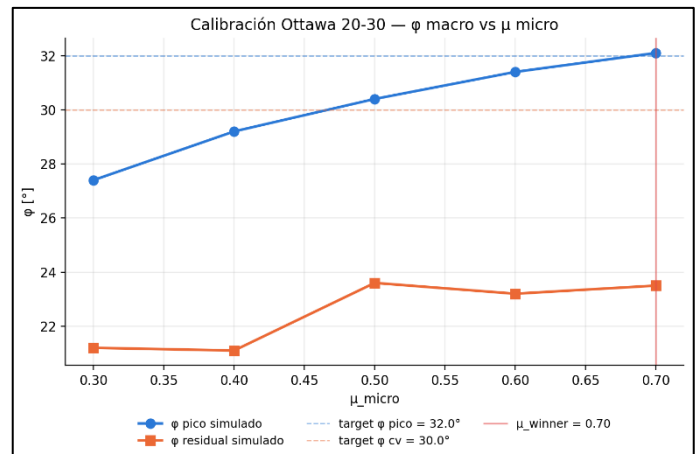


Figura 22. Calibración Ottawa 20-30, índice de vacíos vs μ micro.

5.2.2.7 Antecedente metodológico: comparación preliminar de representaciones de partícula

Como argumento metodológico previo a la calibración final contra el material de estudio (Sección 5.2.3), se realizó una comparación preliminar de las tres representaciones de partícula (esferas puras, esferas con fricción de rodadura y clumps doublet, como aproximación simplificada de la representación multi-esfera) sobre la arena Ottawa de referencia. Este ejercicio mostró que las esferas puras saturan el ángulo residual en torno a 21° , evidenciando una rotación excesiva intrínseca a la geometría esférica; la incorporación de fricción de rodadura permite sostener simultáneamente el ángulo pico y el residual en valores más representativos del material denso; y los clumps doublet ocupan una posición intermedia, fuertemente dependiente de la razón de aspecto adoptada. Este resultado constituye el principal antecedente para explorar la representación con fricción de rodadura como candidata de referencia en la calibración contra el material de estudio, presentada en la Sección 5.2.3.

Tabla 6. Decisiones de modelado y su justificación.

Variable	Decisión adoptada	Justificación
Número de partículas N	4.000	Diferencias de 2.4% (pico) y 0.5% (residual) vs. N = 16.000; $\approx 6\times$ más rápido
Ley de contacto	Lineal (Cundall–Strack)	Equivalente a Hertz–Mindlin ($\Delta\phi < 0.1^\circ$); menor costo
Granulometría	Uniforme estrecha	ϕ insensible a la PSD; evita el costo de la lognormal
Velocidad de corte	$\dot{\gamma} = 1 \text{ s}^{-1}$	Régimen cuasi-estático ($I \sim 10^{-4}$)



Preparación de la muestra	Consolidación con $\mu_{\text{cons}} = 0$	Necesaria para alcanzar el estado denso objetivo
Incertidumbre	$CV < 1.5\%$ (5 semillas)	Barra de error de referencia entre configuraciones

5.2.2.8 Efecto de la condición de borde sobre la respuesta simulada

El ensayo DSS de laboratorio confina lateralmente la probeta mediante la membrana reforzada y deja el pistón vertical libre de desplazarse para mantener σ_v constante. La traducción de esa cinemática a la celda periódica es la descrita en la Sección 4.2: $\epsilon_x = \epsilon_y = 0$, $\sigma_z = \sigma_v$ controlada y ϵ_z libre. Esta subsección cuantifica cuánto depende la respuesta simulada de esa elección, en el mismo formato con que se evaluaron el tamaño del ensamble, la ley de contacto, la granulometría y la velocidad de corte.

Se comparó dicha condición con una variante en que la deformación vertical queda bloqueada en su valor de consolidación y las caras laterales pasan a control por esfuerzo. Bajo esa variante el confinamiento vertical no se mantiene constante durante el corte: sube de 100 a 145 kPa al alcanzar $\gamma = 20\%$, y de 200 a 315 kPa en el confinamiento alto. El volumen tampoco se conserva, porque las caras laterales quedan libres: la celda se expande un 7.3% en la dirección x, con $\Delta e = +0.12$. La variante no corresponde entonces ni al ensayo drenado a σ_v constante ejecutado en el laboratorio ni a un ensayo a volumen constante, y el cambio de volumen que registra no es el que mide el LVDT del equipo, porque ocurre en la dirección lateral.

La consecuencia sobre el ángulo de fricción es de primer orden. Como σ_v evoluciona durante el corte, el ángulo movilizado depende de la normalización adoptada: la misma corrida entrega $\phi_{MC} = 41.00^\circ$ medido contra el σ_v nominal y 29.37° medido contra el σ_v efectivamente aplicado. Los 11.6° que separan ambas lecturas superan a cualquiera de los efectos explorados en las Secciones 5.2.2.1 a 5.2.2.7 y son un orden de magnitud mayores que la barra de error entre semillas establecida en la Sección 5.2.2.5. La condición de borde es, por lo tanto, la variable de mayor influencia sobre la resistencia reportada, y no un detalle de implementación.

De aquí se sigue el criterio adoptado en este trabajo: toda comparación cuantitativa contra la envolvente del laboratorio se construye sobre simulaciones ejecutadas en la condición de la Sección 4.2, que es la del ensayo, y se presenta en la Sección 5.2.4. Las campañas F23a, F23b y F24, ejecutadas en la variante descrita, se conservan en la Tabla 7 y en la Sección 6 con dos propósitos: como estudio de sensibilidad a la condición de borde, y como base de la comparación entre representaciones de partícula a $\sigma_v = 100$ kPa, donde las tres comparten la misma condición y por lo tanto su ordenamiento relativo no se ve alterado.

5.2.3 Comparación a $\sigma_v = 100$ kPa: respuesta τ - γ y volumétrica

Antes de comparar las representaciones de partícula contra el material de estudio, corresponde distinguir dos calibraciones de naturaleza distinta. La arena Ottawa 20-30 utilizada en la Sección 5.2.2 permitió fijar, de forma independiente del material ensayado en laboratorio, las decisiones numéricas de discretización que sostienen el modelo empleado en esta sección, como por ejemplo número de partículas ($N \approx 4.000$), ley de contacto, granulometría, velocidad de corte y protocolo de preparación. Los parámetros físicos de contacto que definen cada representación (fricción, fricción de rodadura, cohesión, rigidez, geometría de grano), en cambio, provienen de una campaña de calibración contra el material de estudio desarrollada en conjunto con el profesor guía. Esta campaña calibró y comparó sistemáticamente representaciones esféricas con fricción de rodadura y cohesión de contacto y de forma real (clumps

multi-esfera) digitalizados a partir de granos reales, contra la envolvente de falla del laboratorio, evaluando las esféricas en los tres niveles de confinamiento ensayados (50/100/200 kPa) y los clumps al esfuerzo de referencia $\sigma_v=100$ kPa, y ejecutó además un conjunto de estudios de descarte orientados a determinar si la discrepancia volumétrica observada en las representaciones esféricas podía explicarse por la rigidez de contacto, el protocolo de consolidación o la densidad inicial, antes de atribuirle a la geometría esférica misma. El presente trabajo toma de esa campaña los mejores ajustes como punto de partida de la calibración final presentada a continuación y, en la Sección 6.3, los estudios de descarte como evidencia adicional.

Esa calibración se realizó al esfuerzo controlado de $\sigma_v = 100$ kPa, ajustando los parámetros de contacto de cada representación hasta minimizar la discrepancia con la curva τ - γ experimental. La Figura 23 contrasta la respuesta tensión-deformación para el mejor ajuste de cada familia frente al laboratorio.

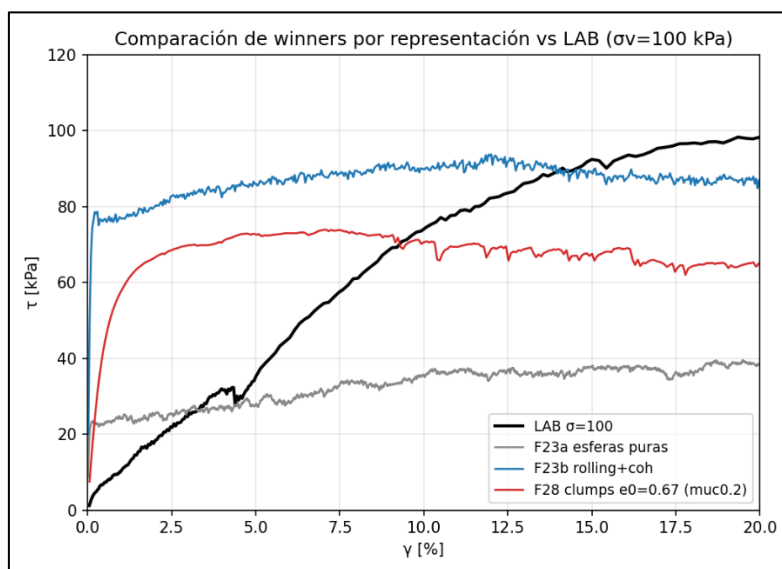


Figura 23. Respuesta τ - γ de los mejores ajustes y el laboratorio ($\sigma_v = 100$ kPa).

En la curva τ - γ , la representación con fricción de rodadura y cohesión (F23b) es la que sigue más de cerca la magnitud experimental a lo largo de toda la trayectoria, con un leve reblandecimiento después de $\gamma \approx 10$ -12%. Las esferas puras (F23a) dejan de crecer tempranamente y quedan en un valor claramente inferior al del laboratorio (38.3 kPa vs 98.2 kPa a $\gamma=20\%$). Los clumps de forma real (F28) alcanzan una resistencia intermedia entre las otras dos representaciones, con un máximo en $\gamma \approx 7\%$ seguido de una caída leve hacia el estado residual.

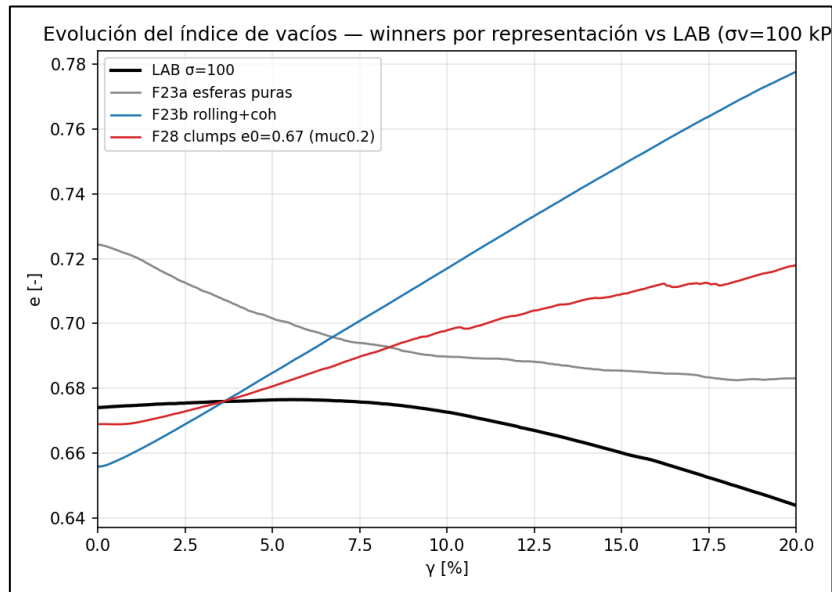


Figura 24. Evolución del índice de vacíos e vs γ para el mejor ajuste de cada representación y el laboratorio ($\sigma_v = 100$ kPa).

En el comportamiento volumétrico, el ensayo de laboratorio se mantiene prácticamente isocórico. De las tres representaciones, F23b (rolling y cohesión) y F28 (clumps forma real) dilatan, con $\Delta e = +0.12$ y $+0.05$ respectivamente, F23a (esferas puras) en cambio contrae levemente ($\Delta e = -0.04$). F28 es la que más se acerca al valor del laboratorio, sin llegar a igualarlo. En F23b y F28 esa variación de volumen ocurre con la altura bloqueada, de modo que corresponde a expansión lateral y no a lo que registra el LVDT del ensayo. En la campaña F29, ejecutada en la condición de borde del ensayo, el mismo material entrega $\Delta e = +0.12$ a $\gamma = 20\%$ (media de cuatro semillas; $+0.07$ y $+0.14$ a 50 y 200 kPa), esta vez como dilatancia vertical y por lo tanto directamente comparable con el laboratorio: la discrepancia volumétrica se mantiene en magnitud y pasa a ser comparable en naturaleza. La interpretación de estas diferencias se desarrolla en la Sección 6.2.

La Tabla 7 resume las métricas obtenidas para las tres representaciones a $\sigma_v = 100$ kPa, junto con la envolvente Mohr-Coulomb de cada una cuando existen datos suficientes para construirla. Se reportan cuatro ángulos por representación. Los tres primeros ϕ_{pico} , $\phi_{residual}$ y $\phi_{mov}(\gamma=20\%)$, son ángulos movilizados obtenidos de un único ensayo como $\arctan(\tau/\sigma_v)$, evaluados respectivamente en el esfuerzo cortante máximo, en el residual y a $\gamma=20\%$ fijo. El cuarto, ϕ_{MC} , es la pendiente de la envolvente de Mohr-Coulomb construida sobre los tres niveles de confinamiento (50/100/200 kPa) forzando cohesión $c=0$, y solo está disponible para F29, F23a y F23b, las únicas representaciones ensayadas a los tres confinamientos; F28 se evaluó únicamente a $\sigma_v=100$ kPa. Todos los ángulos movilizados se reportan como $\arctan(\tau_{20}/\sigma_v)$, con τ_{20} evaluado puntualmente a $\gamma = 20\%$, convención que se mantiene en el resto del documento.

Tabla 7. Métricas micromecánicas y envolvente Mohr-Coulomb de los mejores ajustes por representación vs. laboratorio ($\sigma_v = 100$ kPa).

Representación	Parámetros	ϕ_{pico} [°]	$\phi_{residual}$ [°]	ϕ_{mov} [°]	ϕ_{MC} [°]	τ del 20% a $\sigma_v=100$	Δe [-] @ $\sigma_v=100$
F23a - esferas puras (altura bloqueada, lados libres)	Hertz, $\mu=0.5$ $e_0=0.724$	21.56	21.17	21.17	21.23°	38.72	-0.04
F23b - rolling + cohesión (altura bloqueada, lados libres)	Lineal, $\mu=0.4$, $\eta=0.2$, $coh=1$ MPa, $E=0.8$ GPa $e_0=0.656$	43.1	41.00	41.00	41.00° (σ_v nom.) / 29.37° (σ_v real)	86.85	+0.12
F29 - rolling + cohesión (condición del ensayo, 4 semillas)	Lineal, $\mu=0.4$, $\eta=0.2$, $coh=1$ MPa, $E=0.8$ GPa $e_0=0.657$	42.95 ± 0.48	40.33 ± 0.27	41.13 ± 0.47	39.66°	87.46 ± 1.55	+0.12
F28 - clumps forma real (muc0.2)	Lineal, $\mu=0.5$, forma real (75 templates), $e_0=0.669$	36.45	33.38	33.38	sin datos (solo $\sigma_v=100$)	64.91	+0.05
Laboratorio DSS	Esfuerzo vertical constante a volumen variable	45.65	45.41	44.49	41.13°	98.22	-0.03

5.2.4 Envolvente de resistencia en la condición del ensayo

La comparación con la envolvente de falla del laboratorio se construye sobre una campaña ejecutada íntegramente en la condición de borde de la Sección 4.2, con el material de mejor ajuste identificado en la Sección 5.2.3 ($\mu = 0.40$, $\eta = 0.20$ y cohesión de contacto de 1 MPa), en los tres niveles de confinamiento ensayados y repetida con cuatro semillas de empaquetamiento distintas, es decir doce simulaciones. A diferencia del resto del trabajo, aquí la semilla se varía de forma deliberada, porque el objeto de interés es la envolvente del conjunto y no una curva individual.

La condición impuesta se verificó sobre los registros de las doce corridas y no sobre la declaración del archivo de configuración. La deformación lateral permanece congelada durante todo el corte, con derivada en ϵ_x y ϵ_y , y el confinamiento vertical se mantiene en 50.1, 100.1 y 200.1 kPa de media frente a los 50, 100 y 200 kPa nominales. A $\sigma_v = 50$ kPa el servo presenta el mayor ruido relativo, con desviación

media de 1.5% y máximos transitorios de 6.6%, sin deriva sistemática; a 200 kPa la desviación media baja a 0.34%. Con σ_v constante, ϕ_{mov} y ϕ_{MC} quedan definidos sin ambigüedad y son directamente comparables con los del laboratorio.

La envolvente Mohr-Coulomb construida forzando $c = 0$ sobre las medias por nivel de confinamiento entrega $\phi_{MC} = 39.66^\circ$, frente a 41.13° del laboratorio. La diferencia de 1.47° satisface el criterio de aceptación $|\Delta\phi| \leq 2^\circ$ declarado en la Sección 4.2. La dispersión entre semillas es acotada: construyendo la envolvente con una sola realización por confinamiento se obtienen valores entre 39.14° y 40.44° , de modo que ninguna semilla individual desplaza la conclusión. Esa dispersión es, sin embargo, del mismo orden que la diferencia con el laboratorio, lo que justifica reportar la media de la campaña y no una corrida aislada.

El acuerdo no es uniforme entre niveles de confinamiento, y esa es la observación de mayor contenido físico de la comparación. A $\sigma_v = 200$ kPa la simulación reproduce el esfuerzo cortante del ensayo con un error de 1.2% (163.5 kPa frente a 165.4 kPa a $\gamma = 20\%$); a 100 kPa el error es de 10.9% (87.5 frente a 98.2 kPa); y a 50 kPa la simulación queda 28.1% por debajo (42.4 frente a 59.0 kPa). El déficit crece de forma monótona al reducir el confinamiento, que es el comportamiento esperable cuando el ensayo incorpora un término de resistencia que no escala con σ_v .

El ajuste de ambas envolventes sin forzar el intercepto confirma esa lectura: el laboratorio entrega $\phi = 35.14^\circ$ con $c = 25.4$ kPa, y la simulación $\phi = 38.66^\circ$ con $c = 4.3$ kPa. Los 4.3 kPa de la simulación son consistentes con la cohesión de contacto de 1 MPa incorporada al modelo. Los 25.4 kPa del ensayo, en cambio, no admiten una interpretación física directa en una arena limpia y seca: o corresponden a un interbloqueo que se manifiesta preferentemente a bajo confinamiento, o tienen origen instrumental, hipótesis esta última que se conecta con la respuesta en rigidez discutida en la Sección 5.1.3.1 y que se retoma en la Sección 6.4. Conviene notar, en el mismo sentido, que el valor de 41.13° atribuido al laboratorio proviene de forzar $c = 0$ sobre datos que presentan intercepto, por lo que no corresponde estrictamente al ángulo de fricción del material sino a la pendiente de una recta obligada a pasar por el origen.

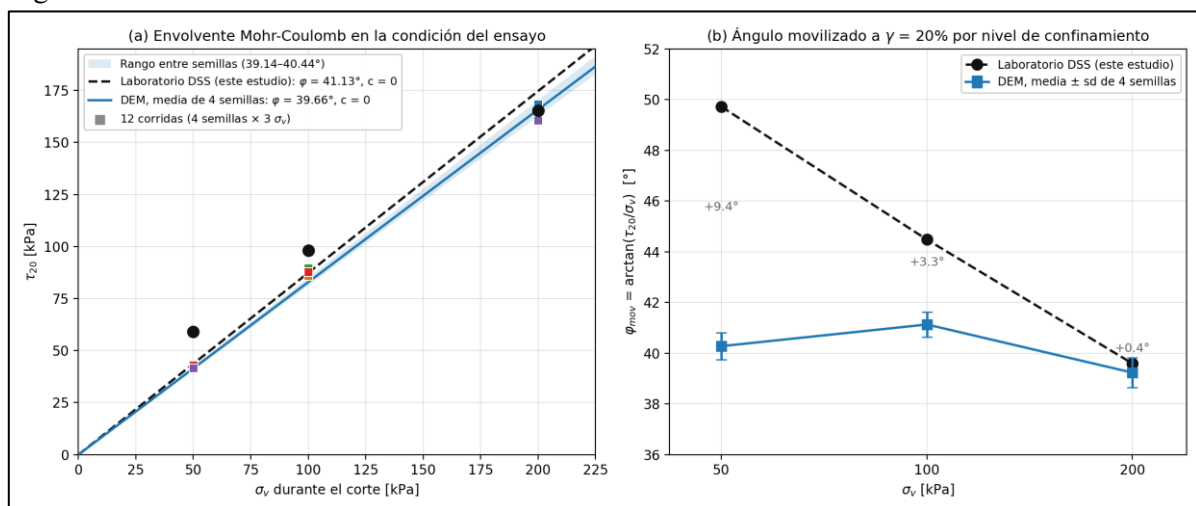


Figura 25. Envolvente Mohr-Coulomb en la condición de borde del ensayo, sobre doce simulaciones (cuatro semillas $\times$ tres confinamientos). (a) La envolvente media de las simulaciones entrega $\phi = 39.66^\circ$ con $c = 0$, frente a 41.13° del laboratorio; la banda indica el rango que se obtiene al construir la envolvente con una sola semilla por confinamiento (39.14° a 40.44°). (b) Ángulo movilizado a $\gamma = 20\%$ por nivel de confinamiento: la simulación coincide con el ensayo a 200 kPa y se aparta progresivamente al reducir σ_v .

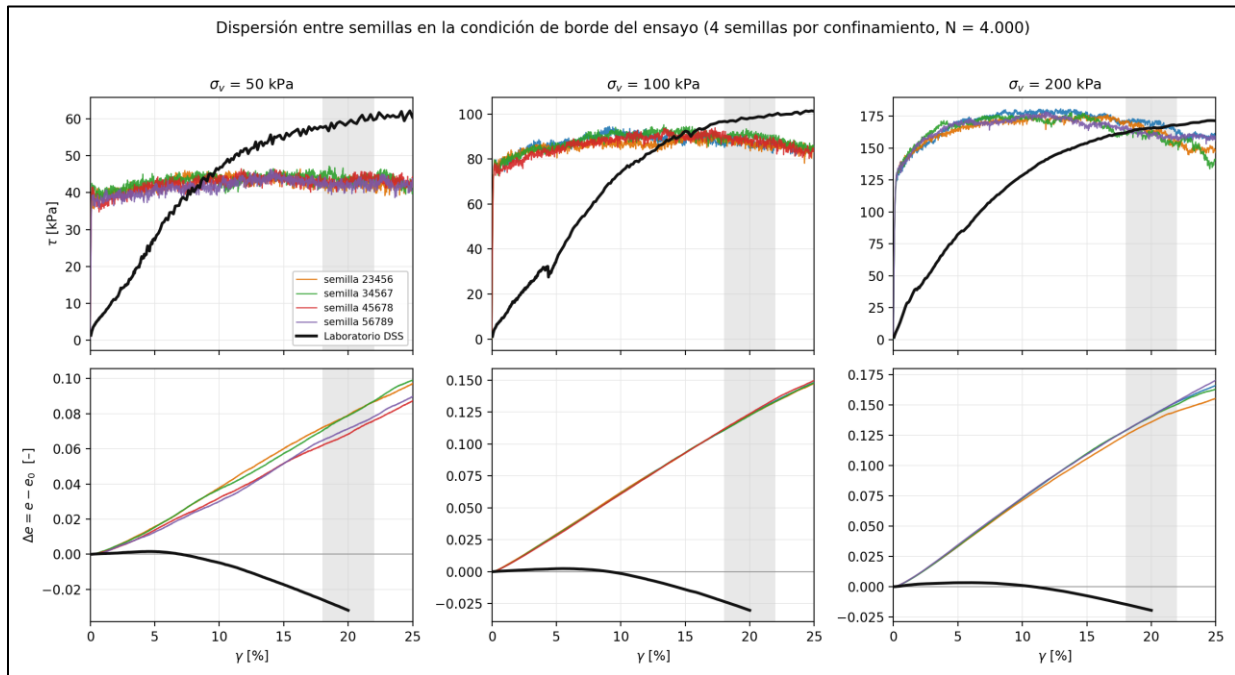


Figura 26. Dispersión entre semillas en la condición de borde del ensayo. Arriba, curvas τ – γ ; abajo, cambio de índice de vacíos $\Delta e = e - e_0$. La franja gris marca la ventana $\gamma = 18$ – 22% . La dispersión entre semillas es pequeña frente a la diferencia con el laboratorio, tanto en la forma de la curva τ – γ como en el signo de la respuesta volumétrica.

A partir de estos resultados, la representación con fricción de rodadura y cohesión (F23b) se adopta como el mejor ajuste global en términos de resistencia macroscópica, mientras que los clumps de forma real constituyen la representación que más atenúa la discrepancia volumétrica frente al laboratorio, sin resolverla del todo. Ninguna de las tres representaciones evaluadas reproduce simultáneamente ambas características del material real. Los mecanismos micromecánicos que sostienen estas diferencias entre representaciones se analizan en la Sección 5.3. Cabe precisar que la adopción de F23b como mejor ajuste global se sostiene en la comparación entre representaciones a $\sigma_v = 100$ kPa; la resistencia que se contrasta con el laboratorio es la de la envolvente de la Sección 5.2.4.

5.3 Objetivo Específico 3: Diagnóstico micromecánico

Una vez calibrado el modelo DEM contra el ensayo de laboratorio (Sección 5.2), se analizaron las variables micromecánicas del ensamble granular en estado próximo a residual ($\gamma = 20\%$) para las tres representaciones de partícula, con el objetivo de identificar los mecanismos a escala de partícula que expliquen las diferencias en la respuesta macroscópica observadas en la Sección 5.2.3.

Tabla 8. Métricas micromecánicas obtenidas para los tres mejores ajustes a $\sigma_v = 100$ kPa.

Modelo	Nc	$\bar{Z}_{res}$	ac	$\Phi 1$	$\Phi 2$	$\Phi 3$	CV(fn)
Esferas puras (F23a)	19,316	3.86	0.101	0.389	0.338	0.273	0.84
Rolling + cohesión (F23b)	17,513	3.50	0.204	0.443	0.348	0.209	1.17

Clumps forma real (F28)	3,636	7.27 ¹	0.174	0.431	0.338	0.231	0.97
--------------------------------	-------	-------------------	-------	-------	-------	-------	------

¹ Cada clump está formado por varias sub-esferas unidas rígidamente. Dos clumps vecinos pueden tocarse en más de un punto, de modo que un mismo vecino se cuenta varias veces. En las esferas, en cambio, cada contacto corresponde a un vecino distinto. Por eso $\bar{Z}$ en clumps no es comparable directamente con $\bar{Z}$ en esfera, ya que un número más alto no significa necesariamente más granos vecinos, sino más puntos de contacto por vecino.

5.3.1 Número de coordinación

Las esferas puras (F23a) sostienen la cizalla con $\bar{Z}_{\text{res}} = 3.86$ contactos por partícula, mientras que la representación con fricción de rodadura y cohesión (F23b), pese a alcanzar una resistencia al corte más de dos veces mayor, lo hace con menos contactos por partícula ($\bar{Z}_{\text{res}} = 3.50$). Los clumps de forma real (F28) muestran un valor considerablemente más alto ($\bar{Z}_{\text{res}} = 7.27$), aunque no directamente comparable con las esferas (ver nota, Tabla 8).

5.3.2 Anisotropía de fábrica

De las tres representaciones, F23b tiene la fábrica más alineada con la dirección de cizalla ($ac = 0.204$) el doble que las esferas puras ($ac = 0.101$), que se mantienen cercanas al estado isótropo. Los clumps quedan en un punto intermedio ($ac = 0.174$).

Estas métricas micromecánicas provienen de una sola simulación por representación, todas con la misma semilla. El estudio de repetibilidad de la Sección 5.2.2.5, que mostró una variabilidad menor al 1.5% entre cinco semillas, se hizo solo para el ángulo de fricción y no para ac , $\bar{Z}$ ni $CV(fn)$. Por lo tanto, no se conoce cuánta de la diferencia entre representaciones se debe a la representación misma y cuánta al azar del ensamble inicial. Las diferencias grandes entre familias son suficientemente amplias para sostener la lectura cualitativa, pero las diferencias menores como por ejemplo el $ac = 0.174$ de F28 frente al 0.204 de F23b deben tomarse como indicativas y no como un resultado establecido.

La campaña de doce simulaciones descrita en la Sección 5.2.4 permite acotar esta limitación para la representación con fricción de rodadura y cohesión. Evaluados sobre cuatro semillas en la condición de borde del ensayo, a $\sigma_v = 100$ kPa y en el estado final de la trayectoria ($\gamma = 25\%$), los descriptores entregan $\bar{Z} = 3.43 \pm 0.02$, $ac = 0.202 \pm 0.002$ y $CV(fn) = 1.19 \pm 0.03$. La dispersión entre semillas resulta al menos un orden de magnitud menor que las diferencias entre representaciones, lo que respalda la lectura cualitativa de esta sección. Los valores son además cercanos a los reportados en la Tabla 8 para F23b ($\bar{Z} = 3.50$, $ac = 0.204$, $CV(fn) = 1.17$), de modo que la condición de borde, que sí modifica la resistencia macroscópica reportada (Sección 5.2.2.8), no altera de forma apreciable la fábrica del ensamble a este nivel de confinamiento.

5.3.3 Distribución de fuerzas de contacto

La Figura 27 compara, para cada representación, la distribución de probabilidad de las fuerzas normales de contacto normalizadas por su promedio $\langle fn \rangle$. Los contactos débiles y medios se comportan de forma parecida en las tres representaciones. La diferencia está en la cola de contactos fuertes: en F23a se trunca temprano, en F23b se extiende hasta fuerzas notablemente mayores y en F28 queda en un punto intermedio.

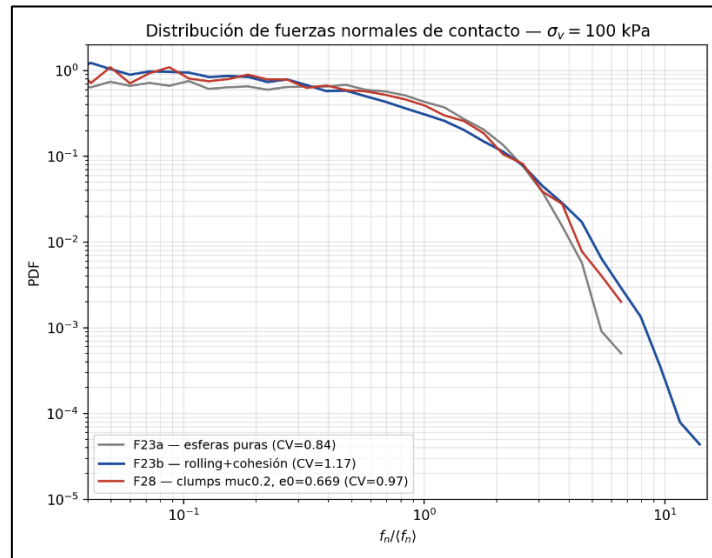


Figura 27. Distribución de probabilidad de fuerzas normales de contacto para las tres representaciones de partícula.

Las esferas puras (F23a) se truncan en $f_n / \langle f_n \rangle \approx 6.6$ ($CV(f_n) = 0.84$). La representación con rolling y cohesión (F23b) extiende su cola hasta $f_n / \langle f_n \rangle \approx 14$ ($CV(f_n) = 1.17$). Los clumps de forma real (F28) se truncan en el mismo punto que F23a ($f_n / \langle f_n \rangle \approx 6.6$), pero mantienen una probabilidad notablemente más alta en ese extremo ($CV(f_n) = 0.97$). La interpretación de estas diferencias se desarrolla en la Sección 6.1.

6. Discusión

6.1 Desempeño relativo de las representaciones de partícula

Los resultados macroscópicos (Sección 5.2.3) y micromecánicos (Sección 5.3) permiten interpretar conjuntamente el origen de las diferencias de desempeño entre las tres representaciones evaluadas. Cada representación sostiene la resistencia al corte mediante un mecanismo micromecánico distinto, y ninguno de los tres reproduce simultáneamente las dos características que definen la respuesta del material real: alta resistencia sostenida y comportamiento volumétrico prácticamente isocórico.

Las esferas puras (F23a) no logran superar los 21.23° de la envolvente Mohr-Coulomb (ϕ_{MC}), frente a los 41.13° del laboratorio, además tienen una brecha de resistencia de aproximadamente 60 kPa a $\sigma_v = 100$ kPa (Tabla 7). El diagnóstico micromecánico revela una red de contactos poco anisótropa ($a_c = 0.101$) y homogénea en la transmisión de fuerzas ($CV(f_n) = 0.84$), consistente con la rotación libre intrínseca a la geometría esférica donde los contactos orientados en la dirección de carga se relajan por rotación, impidiendo tanto la formación de anisotropía sostenida como la concentración de carga en cadenas de fuerza fuertes. Este mecanismo constituye un techo estructural que ninguna calibración de parámetros de contacto puede superar dentro de esta representación, en línea con lo reportado en la literatura DEM respecto a la necesidad de mecanismos adicionales de restricción de rotación cuando se emplean partículas esféricas (Wensrich & Katterfeld, 2012; Necochea et al., 2024).

Las esferas con rodadura y cohesión (F23b) sostienen una resistencia macroscópica considerablemente mayor ($\tau = 87.5 \pm 1.6$ kPa a $\gamma = 20\%$, $\phi_{MC} = 39.66^\circ$ sobre las 3 presiones en la condición de borde del ensayo, media de cuatro semillas) mediante una red de contactos menos densa que las esferas puras ($\bar{Z} = 3.50$ vs 3.86), pero simultáneamente más anisótropa ($a_c = 0.204$, la mayor de las tres) y más heterogénea en fuerzas ($CV(f_n) = 1.17$, con cola extendida más allá de $f_n/\langle f_n \rangle = 10$). El mecanismo dominante es la formación de cadenas de fuerza fuertes bien alineadas con la dirección de cizalla, debido a que la fricción de rodadura restringe la rotación libre y la cohesión de contacto sostiene los contactos orientados. Esta representación logra el mejor ajuste de resistencia macroscópica de toda la campaña, con un error de 1.5° respecto a la envolvente experimental. Los descriptores microestructurales de esta sección se recalcularon sobre los estados finales de la campaña ejecutada en la condición de borde del ensayo: a $\sigma_v = 100$ kPa entregan $\bar{Z} = 3.43 \pm 0.02$, $a_c = 0.202 \pm 0.002$ y $CV(f_n) = 1.19$ sobre cuatro semillas, que confirman los valores reportados arriba y muestran que el diagnóstico micromecánico no dependía de la condición de borde. La anisotropía de contactos es además prácticamente independiente del confinamiento ($a_c = 0.199, 0.202$ y 0.191 a 50, 100 y 200 kPa), mientras que el número de coordinación sí crece con él ($\bar{Z} = 3.20, 3.43$ y 3.64): la fábrica anisótropa la impone la cizalla, no el confinamiento.

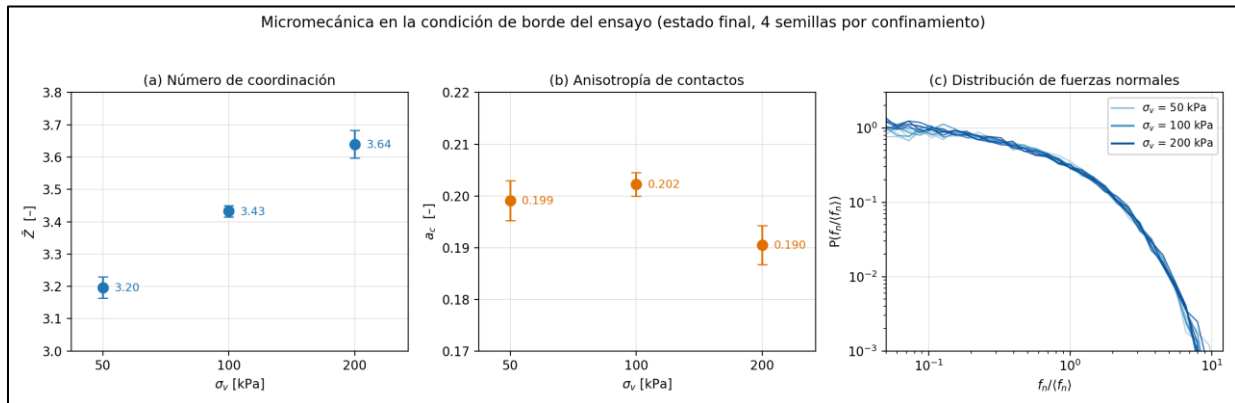


Figura 28. Micromecánica en la condición de borde del ensayo, sobre los estados finales de las doce simulaciones. (a) El número de coordinación crece con el confinamiento. (b) La anisotropía de contactos es prácticamente independiente de σ_v . (c) La distribución de fuerzas normales, normalizada por su media, es invariante frente al confinamiento y a la semilla.

Los clumps de forma real (F28), evaluados a una densidad de empaquetamiento prácticamente igual a la del laboratorio ($e_0 = 0.669$ vs 0.685), tienen un mecanismo distinto, ya que cada cuerpo rígido mantiene muchos más puntos de contacto con sus vecinos que las esferas (ver nota en Tabla 8), con anisotropía y heterogeneidad de fuerzas intermedias ($a_c = 0.174$, $CV(f_n) = 0.97$). En los clumps, cada grano se traba con sus vecinos en varios puntos a la vez, y así reparte la carga entre todos esos puntos en lugar de concentrarla en unos pocos contactos, como ocurre en F23b. Esa forma de repartir la carga reduce bastante la dilatancia frente a las esferas con rolling ($\Delta e = +0.05$ vs $+0.12$). Pero en resistencia, F28 queda por debajo de F23b (Tabla 7), por lo que trabarse geométricamente en varios puntos no alcanza a compensar la falta de esos contactos muy cargados que sí tiene F23b. F28 se evaluó únicamente a $\sigma_v = 100$ kPa, ya que el objetivo era aislar el efecto de la forma de grano frente a las representaciones esféricas, no caracterizar su dependencia con el confinamiento. Por eso no cuenta con envolvente Mohr-Coulomb propia (ϕ_{MC}), a diferencia de F23a y F23b.

En síntesis, la mayor fidelidad macroscópica en resistencia se obtiene con F23b mediante cadenas de fuerza fuertes, mientras que la menor discrepancia volumétrica se obtiene con F28 mediante trabazón geométrica multi-contacto. Ambos mecanismos son en principio compatibles, pero ninguna de las tres representaciones evaluadas los combina simultáneamente.

6.2 Limitaciones sistemáticas frente al laboratorio

Pese al buen ajuste logrado con la representación de rodadura y cohesión (ϕ_{MC} con un error de 1.5° respecto al laboratorio), persisten dos discrepancias sistemáticas frente al ensayo de laboratorio, comunes a las tres representaciones evaluadas.

Forma de la curva τ - γ .

El ensayo de laboratorio no muestra un pico de resistencia dentro del rango ensayado, sino un endurecimiento sostenido hasta $\gamma = 20\%$, comportamiento discutido en la Sección 5.1.2.3 y asociado a las condiciones de borde del ensayo DSS (no uniformidad, falla progresiva y esbeltez de la probeta). Las simulaciones, en cambio, movilizan casi toda su resistencia mucho antes: la variante de menor rigidez de contacto sobre F23b ($E = 0.1$ GPa, explorada en la Sección 6.3) hacia $\gamma \approx 2\%$, F28 hacia $\gamma \approx$



7% y F23b hacia $\gamma \approx 10\text{-}12\%$, y desde ahí se mantienen estables o ablandan levemente. El laboratorio las alcanza y supera entre $\gamma = 12\text{-}15\%$, terminando por encima de las tres a $\gamma=20\%$. Esa variante de menor rigidez es la que más se parece al tramo inicial del laboratorio, pero tampoco logra el endurecimiento sostenido hasta el final. Esto sugiere que a las simulaciones les falta algún mecanismo que solo entra en juego a mitad de camino, por ejemplo, que las partículas se traben más al girar, o que los contactos se rompan y se reacomoden con la deformación, algo que ninguna de las tres representaciones modela todavía. Una lectura complementaria es que parte de la brecha provenga del propio ensayo: la celda periódica impone un corte simple ideal, mientras que el DSS de laboratorio, sin esfuerzos de corte complementarios y con una probeta de ≈ 11 granos de altura, desarrolla falla progresiva que puede sostener un endurecimiento aparente; bajo esa lectura, la simulación sería la referencia más uniforme de las dos.

Comportamiento volumétrico.

El material de laboratorio se mantiene prácticamente isocórico a lo largo de todo el ensayo ($\Delta e = -0.03$). Las representaciones con rodadura y cohesión y los clumps dilatan en distinto grado. Las esferas puras (F23a: $\Delta e = -0.04$) son la excepción aparente, ya que contraen levemente porque se topan con un techo de resistencia bajo (Sección 5.2.3), no por un comportamiento volumétrico real del material. La representación con rolling y cohesión desarrolla la mayor dilatación ($\Delta e = +0.12$) debido a que las cadenas de fuerza fuertes necesitan mover volumen para reacomodar las partículas que las sostienen. Los clumps de forma real atenúan bastante esta dilatación ($\Delta e = +0.05$, Figura 24), pero siguen dilatando en vez de contraer como el laboratorio. Usar una forma de grano más realista reduce el problema del volumen, aunque no lo resuelve por completo, trabarse geoméricamente ayuda, pero no basta para llegar al comportamiento isocórico del material real.

La respuesta volumétrica de laboratorio, sin embargo, necesita profundizarse, ya que el comportamiento prácticamente isocórico no es lo esperable para el material ensayado: aplicando el índice de dilatación de Bolton (1986) con $D_r = 73.1\%$ y $p' \approx 62$ kPa se obtiene $IR \approx 3$, valor que corresponde a un material marcadamente dilatante. Conviene además dimensionar la observación: un $\Delta e = -0.03$ equivale a un cambio de altura de apenas 0.41 mm sobre los 23 mm de la probeta, en un ensamble conformado por granos de hasta 2.00 mm.

A esa escala, dos efectos ya identificados en este trabajo podrían ser responsables de la supresión aparente de la dilatación. El primero es la localización de la deformación: el LVDT registra el cambio de altura global, de modo que si la dilatación se concentra en una banda de corte delgada mientras el resto del ensamble permanece rígido, el promedio sobre los 23 mm la diluye hasta hacerla indistinguible de cero. Es el mismo mecanismo de no uniformidad y falla progresiva en la Sección 5.1.2.3 (Budhu, 1984; Airey & Wood, 1987) para explicar la ausencia de peak, actuando ahora sobre el canal volumétrico. El segundo es la esbeltez de la probeta: con una altura equivalente a ≈ 11 diámetros máximos de grano, el reacomodo de partículas contra el cabezal y la base introduce una contracción local. De forma secundaria, la fricción del cabezal contra los anillos durante su desplazamiento lateral puede oponerse parcialmente al ascenso que la dilatación demanda, en línea con la auditoría de la cadena de medición ya planteada en la Sección 5.1.2.3.

Ninguno de estos efectos ha sido verificado de forma independiente, por lo que la interpretación se deja planteada como la explicación más probable y no como conclusión cerrada. Su verificación requeriría



una medición volumétrica alternativa al cambio de altura global. Cabe notar que el argumento del techo estructural del grano esférico (Sección 6.3) descansa sobre este valor de referencia, por lo que, si el Δe experimental se corrige, correspondería revisar el conjunto de esas comparaciones.

Corresponde también explicitar el alcance frente a la motivación sísmica de la Introducción: al ser ensayos secos y drenados, el DSS aquí ejecutado no genera presiones de poro y por lo tanto no permite abordar licuefacción. Esa extensión, que requiere condición no drenada o de volumen constante, se plantea como trabajo futuro en la Recomendación 5.

6.3 El techo estructural del grano esférico y el rol de la forma

Un aspecto clave del presente estudio es que la brecha volumétrica observada en las representaciones esféricas no puede resolverse mediante ajuste de parámetros ni de protocolo. Esta conclusión se apoya en tres estudios de descarte adicionales de la misma campaña de calibración presentada en la Sección 5.2.3, ejecutados sobre la representación con rodadura y cohesión para aislar el origen de la discrepancia volumétrica:

Rigidez de contacto. Un barrido de $E \in \{0.1, 0.3, 0.5\}$ GPa sobre el mejor ajuste con rodadura y cohesión mostró que reducir la rigidez acerca progresivamente la forma inicial de la curva τ - γ a la del laboratorio, siendo $E = 0.1$ GPa el mejor ajuste. Sin embargo, Δe se mantiene positivo en los tres casos ($\Delta e = +0.080$ a $+0.111$), por lo que bajar la rigidez suaviza la curva, pero no cambia el signo del comportamiento volumétrico.

Método de consolidación. Se evaluaron tres protocolos alternativos de preparación de la muestra (isotrópico, K_0 rígido y K_0 servo) para probar si la preparación isotrópica adoptada era la causa de la dilatancia. Los tres dilatan de forma similar ($\Delta e = +0.068$ a $+0.100$), y el análisis micromecánico muestra que la cizalla borra la memoria de fábrica del ensamble inicial: los tres casos terminan con anisotropía prácticamente idéntica ($a_c = 0.157$ – 0.164) y los mismos eigenvalores del tensor de fábrica. Esto sugiere que, para este modelo de grano, el estado crítico de fábrica queda determinado por el modelo mismo más que por el protocolo de preparación.

Densidad inicial. Un barrido controlado del coeficiente de fricción durante la consolidación ($\mu_{\text{cons}} \in \{0.0, 0.2, 0.4\}$) permite alcanzar densidades iniciales entre $e_0 = 0.702$ y $e_0 = 1.079$. Las esferas replican el estado crítico clásico (denso dilata, suelto contrae), pero la transición a comportamiento contráctil ocurre en $e_0 \approx 0.84$, valor superior al índice de vacíos máximo físicamente posible del material ($e_{\text{max}} = 0.799$). En el rango denso realista del material, ninguna de las preparaciones evaluadas logra que el ensamble esférico contraiga como el laboratorio.

Estos tres resultados negativos configuran un argumento estructural: la discrepancia volumétrica de las representaciones esféricas frente al laboratorio no es un problema de calibración de parámetros ni de protocolo experimental dentro de la familia de contacto lineal evaluada, sino una consecuencia de la geometría esférica misma.

Se aplicó a los clumps de forma real la misma prueba de densidad inicial hecha sobre las esferas: tres simulaciones preparadas a distintas densidades ($e_0 = 0.669, 0.796$ y 0.834), controladas mediante el coeficiente de fricción durante la consolidación, y todas cortadas con el mismo coeficiente de fricción



físico ($\mu = 0.5$). Así, las diferencias entre ellas son atribuibles solo a la densidad de partida. El resultado es distinto al de las esferas. Los clumps sí llegan a contraer ($\Delta e = -0.059$) partiendo de $e_0 = 0.796$, y esa densidad sí es alcanzable en el laboratorio real. Las esferas, en cambio, necesitaban $e_0 \approx 0.84$, imposible de conseguir con este material.

Hay que ser honesto con $e_0 = 0.796$, ya que está muy cerca del límite más suelto posible ($e_{\max} = 0.799$), así que la transición ocurre justo en el borde del rango físico, no en el rango denso. El caso reportado en la Tabla 8 ($e_0 = 0.669$) todavía dilata levemente ($\Delta e = +0.046$), y la preparación más suelta ($e_0 = 0.834$) sufre un colapso transitorio del confinamiento al inicio del corte, por lo que la evidencia descansa en el ensamble a $e_0 = 0.796$.

Aun así, el contraste es claro: cambiando únicamente la geometría del grano, y sin recurrir a mecanismos de contacto adicionales, el umbral contractivo se desplaza a una densidad que sí es alcanzable en el laboratorio. Esta conclusión justifica el paso a representaciones geométricas no esféricas (Sección 5.2.3, clumps de forma real) como única vía viable para cerrar la brecha volumétrica identificada.

6.4 Origen probable de la brecha residual: angularidad y cohesión aparente

Los hallazgos de las secciones 6.1 a 6.3 permiten proponer un origen físico probable para las dos brechas residuales que subsisten en la mejor representación evaluada.

Respecto a la resistencia macroscópica, la envolvente experimental fue ajustada forzando cohesión nula, entregando $\phi = 41.13^\circ$. Sin embargo, el material corresponde a una arena de cuarzo con redondez moderada (Sección 4.1), en la que es plausible que parte de la resistencia adicional observada, particularmente a bajos niveles de confinamiento, provenga de un componente asimilable a una cohesión aparente originada en el interbloqueo entre partículas de forma irregular. Esta interpretación es consistente con el efecto de la redondez sobre la resistencia reportado por Cho et al. (2006) ($\phi_{cs} = 42^\circ - 17R$, Sección 3.2.2), aunque la cohesión aparente en sí es una hipótesis propia del presente trabajo, no un resultado reportado directamente en dicha referencia. La representación con rodadura y cohesión pone a prueba esta hipótesis. Al agregar cohesión de contacto (1 MPa) al modelo de rodadura ya calibrado, la envolvente de la simulación en la condición de borde del ensayo (media de cuatro semillas, ajustada forzando $c = 0$ igual que la del laboratorio) alcanza $\phi_{MC} = 39.66^\circ$, frente a los 41.13° del ensayo, es decir un error de 1.47° . El acuerdo, sin embargo, no es uniforme entre niveles de confinamiento, y ahí está el resultado relevante: a $\sigma_v = 200$ kPa la simulación reproduce el esfuerzo cortante del ensayo con un error de 1.2% (163.4 frente a 165.4 kPa), mientras que a $\sigma_v = 50$ kPa queda 28% por debajo (42.4 frente a 59.0 kPa). Esa dependencia del confinamiento es justamente lo que cabría esperar si el ensayo tuviera un componente de resistencia independiente de σ_v : ajustando ambas envolventes sin forzar el intercepto, el laboratorio entrega $\phi = 35.2^\circ$ con $c = 25.4$ kPa y la simulación $\phi = 38.7^\circ$ con $c = 4.4$ kPa. La cohesión de contacto incorporada al modelo reproduce, entonces, cerca de un sexto del intercepto que exhibe el ensayo. Un intercepto de 25 kPa no es atribuible a cohesión física en una arena seca, de modo que el resultado deja abierta la disyuntiva entre interbloqueo a bajo confinamiento y un efecto del equipo, y refuerza la conveniencia de verificar la respuesta del equipo a $\sigma_v = 50$ kPa. Conviene dimensionar esa cohesión: con la convención de YADE ($c \cdot \min(r)^2$), cada contacto resiste una tracción de unos 0.64 N, mientras que la fuerza normal media entre granos a $\sigma_v = 100$ kPa es de unos 0.26 N. Es decir, la cohesión es unas 2.5 veces mayor que la fuerza que mantiene



unidos a los granos, por lo que no es un ajuste menor sino un mecanismo dominante en esta representación.

Respecto a la brecha en las representaciones no esféricas, los templates usados en F28 tienen una relación de aspecto media baja ($AR_{bbox} = 1.31$), es decir, poco angulares en comparación con un grano real anguloso. Eso explica que el ángulo de fricción movilizado ($\phi_p = 33.38^\circ$) quede por debajo del alcanzado por la representación con rolling. La trabazón geométrica del grano no convexo sí mantiene la coordinación alta y estable ($\bar{Z} \approx 7$ en todo el rango de densidad evaluado, frente a 4.1 y 3.8 en esferas), pero ese interbloqueo no basta para alcanzar la resistencia experimental.

Los dos mecanismos identificados en esta sección (cadenas de fuerza fuertes en F23b y trabazón geométrica multi-contacto en F28) no solo explican las brechas de resistencia aquí discutidas, ya que son los mismos mecanismos que, según lo visto en la Sección 6.2, gobiernan también el comportamiento volumétrico de cada representación (la dilatación de F23b, su atenuación en F28). Por ser en principio compatibles, combinarlos en una única representación, ya sea con clumps más angulares o con clumps que incorporen resistencia rotacional en el contacto, es la vía sugerida para cerrar a la vez ambas brechas frente al laboratorio.

7. Conclusiones

1. La campaña experimental de corte simple (DSS) permitió caracterizar el comportamiento resistente base de la arena de cuarzo estudiada, obteniéndose un ángulo de fricción $\phi' = 42.7^\circ$ mediante la envolvente de Mohr-Coulomb, cuya relación con la morfología de partícula queda planteada como discrepancia abierta (Sección 5.1.2.3) y caracterizar el módulo de corte (G) y el amortiguamiento (D) en el rango de grandes deformaciones a partir de los ensayos cíclicos, identificando una limitación instrumental que impide cubrir el tramo de pequeñas deformaciones, descartando explícitamente las amplitudes por debajo del umbral de exactitud instrumental del equipo (E1–E3) para evitar conclusiones erróneas sobre la degradación observada.
2. El proceso de calibración numérica, respaldado por un conjunto sistemático de estudios de sensibilidad (número de partículas, ley de contacto, granulometría, velocidad de corte, repetibilidad y protocolo de densificación), permitió fijar una configuración numérica robusta que sirvió de base para la calibración contra el material de estudio y para las extensiones exploratorias posteriores.
3. De las tres representaciones de partícula evaluadas contra el material de estudio, la incorporación de fricción de rodadura con cohesión de contacto sobre esferas resultó ser la de mejor desempeño en resistencia macroscópica, reproduciendo la envolvente Mohr-Coulomb experimental con un error de 1.5° sobre las tres presiones de confinamiento evaluadas, bajo la condición de borde del ensayo (σ_v constante) y promediando cuatro semillas de empaquetamiento. El acuerdo es prácticamente exacto en el confinamiento alto (1.2% de error en τ a $\sigma_v = 200$ kPa) y se degrada al reducir el confinamiento, lo que apunta a un componente de resistencia del ensayo independiente de σ_v que el modelo no reproduce. Las esferas puras confirmaron el límite propio de la geometría esférica: bajo el mismo procedimiento, el ángulo de fricción movilizado no logra superar los 20° . Los clumps de forma real redujeron bastante la dilatación frente a las representaciones esféricas, sin llegar a contraer como el laboratorio dentro

del rango físico de densidad del material, y no alcanzaron la resistencia experimental, quedando con un ángulo de fricción movilizado de 33.38° (ϕ_{mov} a $\gamma=20\%$) al confinamiento de referencia ($\sigma_v = 100$ kPa).

4. El diagnóstico micromecánico reveló que cada representación sostiene la resistencia al corte mediante un mecanismo distinto y complementario. En la representación con rolling y cohesión, la resistencia se sostiene por una red de contactos menos densa pero más anisótropa y heterogénea en la transmisión de fuerzas, es decir, por cadenas de fuerza fuertes alineadas con la dirección de cizalla. En los clumps de forma real, la resistencia se sostiene por trabazón geométrica en múltiples puntos por grano, con una red considerablemente más densa por cuerpo rígido y anisotropía intermedia. Ninguna representación combina simultáneamente ambos mecanismos.
5. La discrepancia volumétrica de las esferas frente al laboratorio no es un problema de calibración, sino que es una limitación propia del modelo de grano. Lo muestran tres estudios de descarte, rigidez de contacto, método de consolidación y densidad inicial, que barrieron los tres factores evaluados, dentro de la familia de contacto lineal, sin lograr que las esferas contrajeran como el laboratorio. Al usar clumps de forma real, en cambio, la dilatación se redujo bastante dentro del rango físico de densidad del material. Esto confirma que lo que sostiene el comportamiento volumétrico es la trabazón geométrica del grano no convexo, que se mantiene estable sin importar la densidad inicial.
6. La brecha residual de resistencia observada en las representaciones no esféricas se atribuye a la angularidad limitada de los templates geométricos empleados (relación de aspecto media $AR_{\text{bbox}} = 1.31$), insuficiente para generar el interbloqueo necesario para reproducir el nivel de fricción del material real. En la representación con rolling, en cambio, incorporar cohesión de contacto sí permitió ajustar la envolvente experimental con un error de 1.5° .

8. Recomendaciones para trabajo futuro

Las recomendaciones que se plantean a continuación se derivan directamente de los hallazgos y limitaciones documentadas en las Secciones 6 y 7, y se organizan en dos grupos: extensiones de la calibración monotónica que buscan cerrar las brechas residuales identificadas, y la extensión al régimen cíclico como continuación natural del alcance del presente trabajo.

Extensión de la calibración monotónica

1. Explorar clumps de forma real con mayor angularidad. El diagnóstico micromecánico identificó que la angularidad limitada de los templates empleados (AR_{bbox} medio = 1.31) es la causa probable de que la representación no convexa no alcance el ángulo de fricción experimental. Se recomienda evaluar clumps generados a partir de templates con relación de aspecto mayor, o templates no convexos con concavidades explícitas, manteniendo el mismo procedimiento de calibración establecido en el presente trabajo.
2. Evaluar la combinación de forma real con resistencia rotacional o cohesiva a nivel de contacto. Los dos mecanismos micromecánicos identificados (cadenas de fuerza fuertes en la representación con rolling y cohesión, y trabazón geométrica multi-contacto en los clumps de forma real), son en principio compatibles y sostienen aspectos distintos de la respuesta experimental. Se recomienda evaluar una representación única que combine forma real de grano



con fricción de rodadura moderada o cohesión de contacto, con el objetivo de cerrar simultáneamente las brechas de resistencia y de comportamiento volumétrico observadas.

3. Extender la representación con clumps a los tres niveles de confinamiento. F28 fue evaluado únicamente a $\sigma_v=100$ kPa, a diferencia de F23a y F23b, que cuentan con envolvente Mohr-Coulomb propia sobre las tres presiones ensayadas (50/100/200 kPa). Se recomienda ejecutar el barrido de presiones para los clumps de forma real, con el objetivo de construir su propia envolvente ϕ_{MC} y compararla directamente con las representaciones esféricas y con el laboratorio.

Extensión al régimen cíclico

4. Completar la calibración DEM en régimen cíclico. La infraestructura de simulación cíclica quedó implementada durante la presente campaña, incluyendo el modo de carga cíclica en el código base, las condiciones de borde de volumen constante y undrained, y el servo-control de deformación angular. Estas capacidades quedaron validadas en pruebas de humo pero no fueron aún calibradas contra los ensayos de laboratorio. Se advierte, además, que la condición de borde implementada bajo el rótulo de undrained bloquea la deformación vertical pero mantiene las caras laterales a esfuerzo controlado, de modo que no impone volumen constante: el volumen de la celda varía durante el corte. La condición correcta para un ensayo DSS a volumen constante, que es el protocolo de la norma ASTM D8296, es la que bloquea las tres componentes de deformación. Corregir esa condición es prerequisite de la calibración cíclica y de cualquier análisis posterior de licuefacción. Se recomienda ejecutar la calibración final del modelo cíclico contra las curvas de degradación de rigidez (G/G_{max}) y amortiguamiento (D) obtenidas en la campaña experimental, utilizando la representación de partícula que resulte del desarrollo de las Recomendaciones 1 y 2 como configuración de referencia.
5. Evaluar la fenomenología de licuefacción con la representación calibrada. Una vez completada la calibración cíclica, se recomienda extender el uso del modelo a la evaluación de la respuesta a niveles de carga cíclica representativos de eventos sísmicos, con el objetivo de contrastar la fenomenología simulada de licuefacción y flujo con lo reportado en la literatura (p. ej. Ishihara, 1993) para arenas de morfología similar.

9. Referencias

ASTM International. (2019). ASTM D8296 – Standard Test Method for Consolidated Undrained Cyclic Direct Simple Shear Test under Constant Volume with Load Control or Displacement Control. West Conshohocken, PA.

ASTM International. (2015). ASTM D1556 / D1556M – Standard Test Method for Density and Unit Weight of Soil in Place by Sand-Cone Method. West Conshohocken, PA.

ASTM International. (2017). ASTM D2487 – Standard Practice for Classification of Soils for Engineering Purposes (Unified Soil Classification System). West Conshohocken, PA.

ASTM International. (2011). ASTM D3080 / D3080M – Standard Test Method for Direct Shear Test of Soils Under Consolidated Drained Conditions. West Conshohocken, PA.

Airey, D. W., & Wood, D. M. (1987). An evaluation of direct simple shear tests on clay. *Géotechnique*, 37(1), 25–35.



- Bolton, M. D. (1986). The strength and dilatancy of sands. *Géotechnique*, 36(1), 65–78. <https://doi.org/10.1680/geot.1986.36.1.65>
- Cabalar, A. F., Karabash, Z., & Mustafa, W. S. (2013). Strength of various sands in triaxial and cyclic direct shear tests. *Engineering Geology*, 156, 92–102.
- Budhu, M. (1984). Nonuniformities imposed by simple shear apparatus. *Canadian Geotechnical Journal*, 21(1), 125–137.
- Carrasco, S., Cantor, D., Ovalle, C., & Dubois, F. (2025). Particle shape distribution effects on the critical strength of granular materials. *Computers and Geotechnics*, 177. <https://doi.org/10.1016/j.compgeo.2024.106896>
- Cho, G. C., Dodds, J., & Santamarina, J. C. (2006). Particle shape effects on packing density, stiffness, and strength: Natural and crushed sands. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 132(5), 591–602.
- Cundall, P. A., & Strack, O. D. L. (1979). A discrete numerical model for granular assemblies. *Géotechnique*, 29(1), 47–65. <https://doi.org/10.1680/geot.1979.29.1.47>
- Ishihara, K. (1993). Liquefaction and flow failure during earthquakes. *Géotechnique*, 43(3), 351–415.
- Liu, Y., et al. (2024). DEM simulations of granular soils under cyclic loading using periodic cells. *Computers and Geotechnics*, 169, 106222.
- Necochea, J., Sáez, E., & Hanley, K. J. (2024). Effect of sand particle shape on micromechanical modeling in direct shear testing. *Granular Matter*, 26(2), 56.
- Necochea, J., Sáez, E., & Hanley, K. J. (2026, preprint). Cyclic torsional shear DEM modelling of quartz sand: spheres vs. ellipsoids vs. clumps.
- Nong, Z., Park, S.-S., Jeong, S.-W., & Lee, D.-E. (2020). Effect of cyclic loading frequency on liquefaction prediction of sand. *Applied Sciences*, 10(13), 4502.
- O'Sullivan, C. (2011). Particulate discrete element modelling: A geomechanics perspective. *International Journal of Geomechanics*, 11(6), 449–464.
- Šmilauer, V., et al. (2015). Yade Documentation (2nd ed.). The Yade Project. <https://yade-dem.org/doc/>
- Terzaghi, K., & Peck, R. B. (1967). *Soil Mechanics in Engineering Practice* (2nd ed.). John Wiley & Sons.
- UNEP (2019). Sand and sustainability: Finding new solutions for environmental governance of global sand resources. United Nations Environment Programme.
- Verdugo, R., & González, J. (2015). Liquefaction-induced ground damages during the 2010 Chile earthquake. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 79, 280–295.
- Wadell, H. (1932). Volume, shape, and roundness of rock particles. *Journal of Geology*, 40(5), 443–451.
- Wensrich, C. M., & Katterfeld, A. (2012). Rolling friction as a technique for modelling particle shape in DEM. *Powder Technology*, 217, 409–417.
- Wichtmann, T., & Triantafyllidis, T. (2024). Recent advances on the cyclic behaviour of sands. *Soils and Foundations*.



Wilson, J. F., & Sáez, E. (2017). Use of discrete element modeling to study the stress and strain distribution in cyclic torsional shear tests. *Acta Geotechnica*, 12, 511–526. <https://doi.org/10.1007/s11440-017-0526-4>

Wong, J. K. H., Wong, S. Y., & Wong, K. Y. (2022). Extended model of shear modulus reduction for cohesive soils. *Acta Geotechnica*, 17, 2347–2363.