

MODELOS CONSTITUTIVOS DRUCKER PRAGER EXTENDIDO Y DRUCKER PRAGER MODIFICADO PARA SUELOS RHODIC FERRALSOL

Validation of the Extended Drucker Prager and Modified Drucker Prager Constitutive Models for a Rhodic Ferralsol Soil

Omar González Cueto^{1‡}, Miguel Herrera Suárez¹, Ciro E. Iglesias Coronel² y Elvis López Bravo¹

RESUMEN

La aplicación del Método de Elementos Finitos (MEF) a la solución de problemas de compactación del suelo, para las condiciones tropicales, necesita de modelos constitutivos validados para estos tipos de suelos. El objetivo del presente trabajo fue validar los modelos constitutivos Drucker Prager Extendido (DPE) y Drucker Prager Modificado (DPM) para un suelo Rhodic Ferralsol. La metodología empleada incluyó el desarrollo, en el software Abaqus/Standard 6.8-1, de un modelo en MEF que simula un ensayo triaxial, a partir del cual se predijo la curva esfuerzo-deformación del suelo. Las propiedades del material se representaron con los modelos constitutivos DPE y DPM. Para la validación de los modelos se realizaron ensayos triaxiales a probetas remoldeadas del suelo objeto de estudio. Los estadísticos de Kolmogorov-Smirnov ($P < 0.05$), demostraron el adecuado ajuste entre resultados experimentales y predicciones, cuando se utilizan los modelos constitutivos DPE y DPM para representar la respuesta mecánica del suelo Rhodic Ferralsol, tanto en condiciones de falla frágil como plástica. Los resultados validan ambos modelos constitutivos para su empleo como modelos del material en la implementación del MEF a la solución de problemas de compactación del suelo. El modelo DPE demanda menor capacidad computacional, requiere menor cantidad de parámetros constitutivos y estos se puedan obtener con

el equipamiento tradicionalmente disponible en los laboratorios de mecánica de suelos, lo cual lo hace más asequible para su utilización.

Palabras clave: método de elementos finitos, ensayo triaxial, calibración matemática, Abaqus.

SUMMARY

The application of the Finite Elements Method (FEM) to the solution of soil compaction problems needs constitutive models validated for soils in tropical conditions. This research was carried out with the objective of validating the Extended Drucker Prager (DPE) and Modified Drucker Prager (DPM) constitutive models in a Rhodic Ferralsol soil. The methodology used included the development, in software Abaqus/Standard 6.8-1, of a model in FEM that simulates a triaxial test, from which the stress-strain curve of the soil was predicted. The material properties were represented with the DPE and DPM constitutive models. For model validation, triaxial tests on remolded specimens of the target soil were conducted. The statistics of Kolmogorov-Smirnov ($P < 0.05$) show the appropriate adjustment between experimental results and predictions, when the DPE and DPM constitutive models are used to represent the mechanical response of a Rhodic Ferralsol soil, under conditions of both brittle and plastic failure. These results validate both constitutive models for their use as material models in the implementation of the FEM in the solution of soil compaction problems. The DPE model demands less computational power and requires fewer constitutive parameters, and these can be obtained with the equipment traditionally available in the laboratories of soil mechanics, which makes its use more affordable.

Index words: finite element method, triaxial test, math calibration, Abaqus.

¹ Universidad Central "Marta Abreu" de las Villas, Fac. de Ciencias Agropecuarias, Dpto. de Ingeniería Agrícola. Carretera de Camajuani km. 5.5 Santa Clara. 54830 Villa Clara, Cuba.

[‡] Autor responsable (omar@uclv.edu.cu)

² Universidad Agraria de La Habana, Fac. de Ciencias Técnicas, Centro de Mecanización Agropecuaria. Carretera de Tapaste y Autopista Nacional, San José de las Lajas, Apdo 18-19. 32700 Mayabeque, Cuba.

INTRODUCCIÓN

La modelación de la compactación del suelo permite recomendar e implementar estrategias de manejo del suelo y de administración de la maquinaria agrícola que permitan una menor degradación del suelo debido a la mecanización. El perfeccionamiento del Método de Elementos Finitos (MEF) y su aplicación a problemas de compactación del suelo, desde finales de la década del 60 del siglo pasado, ha permitido la expansión de estas técnicas de simulación y su introducción en la práctica agrícola. En la actualidad existe un marcado interés en la aplicación del MEF a la investigación de la compactación del suelo (Berli *et al.*, 2004; Cui *et al.*, 2007; Biris *et al.*, 2009; Mohsenimanesh *et al.*, 2009; González *et al.*, 2013b). González *et al.* (2011), refieren que dado el incremento en las capacidades computacionales y a la disponibilidad de equipamiento de laboratorio para obtener los parámetros de los modelos constitutivos, debe expandirse la aplicación del MEF en la investigación de la compactación del suelo.

La mayoría de los modelos constitutivos utilizados para la representación mecánica del suelo son el resultado de relaciones obtenidas empíricamente. Estos para ser implementados en condiciones diferentes a las originales necesitan de nuevas investigaciones que permitan validar su introducción. La mayoría de los modelos constitutivos han sido desarrollados para suelos de clima templado, los cuales difieren en gran medida de los suelos de clima tropical. Dado que la validación de los modelos constitutivos ampliamente aceptados ha sido escasa en los suelos tropicales, se hace necesario emprender investigaciones para validar modelos constitutivos que permitan aplicar el MEF para resolver problemas relativos a estos tipos de suelo.

En Cuba, recientemente se ha investigado la aplicación de varios modelos constitutivos a suelos presentes en el país. Herrera *et al.* (2008) comprobaron la validez de los modelos DPE y de Mohr Coulomb en un suelo Rhodic Ferralsol. Ellos encontraron que el modelo DPE puede hacer una adecuada representación de la respuesta mecánica del suelo en condiciones de falla frágil, no siendo así en el caso del modelo de Mohr Coulomb. Cuando la falla del suelo fue plástica, ambos modelos aportaron aceptables predicciones. La investigación de Herrera *et al.* (2008) se desarrolló enfocada en problemas de interacción herramienta de labranza-suelo, los cuales incluyen condiciones de carga diferentes a las que se presentan durante

la compactación del suelo. Otro modelo constitutivo ya comprobado fue el modelo hiperbólico o de Duncan y Chang (1970), este fue validado para tres tipos de suelos arcillosos cubanos (Oxisol, Inceptisol, Vertisol). Se encontró que hace una representación adecuada del comportamiento de estos cuando el suelo presenta una falla plástica, sin embargo en esas condiciones las predicciones no fueron adecuadas (Herrera *et al.*, 2010). Este modelo presenta limitaciones en la precisión de las predicciones de la deformación volumétrica después que el suelo alcanza su máximo esfuerzo cortante y, sus formulaciones no están implementadas en varios de los softwares de elementos finitos de propósito general. Dentro de los modelos investigados hasta la fecha no se incluyen modelos cap como el DPM, los cuales son recomendados para representar la deformación volumétrica del suelo (González *et al.*, 2013a).

El modelo constitutivo DPE se usa para modelar materiales granulares como suelo y rocas que muestran esfuerzo de fluencia dependiente de la presión de compresión (el material se endurece cuando se incrementa la presión de compresión), admitiendo que el material se endurezca o ablande isotrópicamente. La amplia utilización de este modelo se debe a su sencillez; a la poca cantidad de parámetros necesarios para su implementación y a que estos se obtienen con ensayos de mecánica de suelos disponibles en la mayoría de los laboratorios dedicados a este tipo de investigaciones (González *et al.*, 2013a).

El modelo constitutivo DPM está basado en la adición de una tapa que cierra la superficie de fluencia del modelo lineal DPE, la cual limita la superficie de fluencia en compresión hidrostática, con lo cual suministra un mecanismo de endurecimiento inelástico para representar la compactación plástica. Se utiliza para materiales geológicos cohesivos que presentan fluencia dependiente de la presión, como el suelo y rocas (ABAQUS, 2008).

La aplicación del MEF a los suelos Rhodic Ferralsol, en las condiciones de carga en que ocurre la compactación, hace necesario comprobar si los modelos constitutivos son adecuados para representar la respuesta mecánica del suelo. Lo cual justifica la presente investigación cuyo objetivo fue validar los modelos constitutivos DPE y DPM en suelos Rhodic Ferralsol.

Los modelos constitutivos para suelos son validados mediante la obtención experimental de su curva esfuerzo-deformación. Wulfsohn *et al.* (1998) refieren que

el aparato triaxial es el equipo de laboratorio más ampliamente utilizado para investigar el comportamiento esfuerzo-deformación de los suelos. El ensayo triaxial se le hace a muestras de suelos inalteradas o remoldeadas. Para investigaciones fundamentales basadas en la naturaleza del comportamiento mecánico del suelo, generalmente los especímenes remoldeados son los más utilizados (Wulfsohn *et al.*, 1998).

MATERIALES Y MÉTODOS

Parte Experimental

Para la validación experimental del modelo constitutivo se utilizaron ensayos triaxiales, los cuales se realizaron en los instrumentos calibrados y certificados del Laboratorio de Suelos y Rocas, de la Empresa Nacional de Investigaciones Aplicadas, perteneciente al Ministerio de la Construcción, en la provincia de Villa Clara, Cuba. El suelo objeto de estudio fue un Rhodic Ferralsol. Las muestras de suelo fueron recolectadas en la zona agrícola de San José de las Lajas, provincia Mayabeque, Cuba, en las coordenadas 23° 00' 06.27" N y 82° 08' 35.39" O, en un área de producción aledaña

al Centro de Mecanización Agropecuaria de la Universidad Agraria de la Habana.

A las muestras recogidas se le determinaron propiedades físicas mediante ensayos de granulometría, peso específico y límites de consistencia. La curva esfuerzo deformación del suelo se obtuvo mediante ensayos de compresión triaxial, rápidos, no drenados, sin consolidar; con presiones de confinamiento (σ_3) de 100, 200, 300 y 400 kPa. Se utilizó el método de deformación controlada. Cada ensayo contó de cuatro probetas de suelos, uno por cada presión de confinamiento y se realizaron tres réplicas por cada ensayo, para un total de 12 ensayos en cada condición de humedad (w) y densidad de volumen (ρ_d). El tamaño de las probetas fue de 50 mm de diámetro y 100 mm de longitud, la velocidad de rotura fue de 0.021 mm s⁻¹ (Cuadro 1 y 2 muestran las condiciones de humedad y densidad de volumen).

Para el cálculo del coeficiente de Poisson, uno de los parámetros constitutivos, se realizaron ensayos de corte directo. Se utilizó el aparato de corte directo con deformación controlada, en una caja de sección circular. Se aplicó una carga vertical de confinamiento coincidente con las aplicadas en el ensayo triaxial y una velocidad

Cuadro 1. Parámetros constitutivos del modelo DPE.

w	ρ_d	E	ν	σ_f	β°	K	ψ°
g 100 g ⁻¹	Mg m ⁻³	kPa		kPa			
20	1.0	93100	0.4	619	57	1	57
20	1.0	93100	0.4	619	57	0.8	57
20	1.0	93100	0.4	619	57	1	13
20	1.0	93100	0.4	619	57	0.8	13
40	1.25	11440	0.3	55	8	1	0
40	1.25	11440	0.3	55	8	0.8	0

w = condición de humedad; ρ_d = densidad de volumen; E = elasticidad; ν = coeficiente de Poisson; σ_f = esfuerzo de fluencia; β = ángulo de fricción del material en el plano q - p ; K = coeficiente de esfuerzos; ψ = ángulo de dilatación.

Cuadro 2. Parámetros constitutivos del modelo DPM.

w	ρ_d	β°	d	R	$\epsilon_{vol}^{in}] 0$	K	α
g 100 g ⁻¹	Mg m ⁻³		kPa				
20	1.0	57	194	0.35	0.001	1.0	0.01
20	1.0	57	194	0.35	0.001	0.8	0.01
40	1.25	8	106	0.05	0.001	1.0	0.01
40	1.25	8	106	0.05	0.001	0.8	0.01

w = condición de humedad; ρ_d = densidad de volumen; β = ángulo de fricción del material en el plano q - p ; d = cohesión del material; R = coeficiente de excentricidad de la superficie tapa; ($\epsilon_{vol}^{in}] 0$) = deformación volumétrica inelástica inicial; K = coeficiente de esfuerzos; α = radio de la superficie de transición.

de rotura de 1.2 mm min^{-1} . Cada ensayo contó de cuatro probetas de suelo, uno por cada presión de confinamiento; se realizaron tres réplicas para un total de 12 ensayos en cada condición de humedad y densidad de volumen (Cuadro 1 y 2 muestran las condiciones de humedad y densidad de volumen).

Para la selección de las condiciones de humedad y densidad de volumen del suelo del ensayo, se consideraron las dos categorías básicas del comportamiento mecánico de los suelos, el comportamiento frágil y el comportamiento plástico.

Simulación del Ensayo Triaxial mediante el MEF.

Para la simulación del ensayo triaxial se utilizó el software de elementos finitos de propósito general Abaqus/Standard 6.8-1. El problema a simular fue un ensayo triaxial, no drenado, sin consolidar, con presión de cámara de 100 kPa; el cual se realizó a probetas remodeladas del suelo objeto de estudio. El modelo geométrico representa una probeta que se corresponde con los especímenes experimentales, tanto en su forma como en sus dimensiones. Para el modelo del material se emplearon los modelos DPE y DPM, los cuales incluyen los siguientes parámetros constitutivos.

Parámetros Constitutivos del Modelo DPE

El módulo de elasticidad (E), se determinó como el módulo tangente a la sección de deformación elástica, de la curva esfuerzo deformación del suelo sometido a ensayo triaxial, con presión de confinamiento de 100 kPa. El módulo cortante (G), se determinó como el módulo tangente a la sección de deformación elástica de la curva esfuerzo deformación cortante del suelo sometido al ensayo de corte directo, con presión de confinamiento de 100 kPa. El esfuerzo de fluencia (σ_f), se determinó como el punto en la curva esfuerzo deformación donde esta comienza a abandonar el comportamiento lineal (Wulfsohn y Adams, 2002). El coeficiente de Poisson (ν), se determinó como la relación entre el módulo de elasticidad y el módulo cortante mediante la ecuación $G = E/2(1 + \nu)$ (Wulfsohn y Adams, 2002). El ángulo de fricción del material en el plano $q-p$ (β), se obtuvo como el ángulo que forma con la horizontal, la línea que mejor ajusta con los esfuerzos cortantes máximos, determinados en los ensayos de compresión triaxial, para las cuatro presiones de confinamiento. El ángulo

de dilatación (ψ) en las arcillas o limos no consolidados es cero, sin embargo, este tiene una fuerte presencia en los suelos sobre consolidados o las arenas. Se calculó mediante la expresión $\psi = \varphi - 30^\circ$, según sugiere PLAXIS (2004). Aunque ψ en el suelo con $\theta = 20 \text{ g } 100 \text{ g}^{-1}$ y $\rho_d = 1 \text{ g cm}^{-3}$ es 13° , con vistas a evaluar el modelo original Drucker Prager que establece $\psi = \beta$, se empleó, además del valor calculado, $\psi = \beta = 57^\circ$. Para el coeficiente de esfuerzos (K) se seleccionaron los valores extremos recomendados en ABAQUS (2008), es decir $K = 1$ y $K = 0.8$.

Parámetros Constitutivos del Modelo DPM

Los parámetros constitutivos del modelo DPM que coinciden con los DPE fueron establecidos mediante los mismos procedimientos y valores descritos en el párrafo anterior (Cuadro 1). La cohesión del material (d) en el plano $q-p$, se obtuvo como el intercepto de la línea que mejor ajusta con los esfuerzos cortantes máximos determinados en los ensayos de compresión triaxial (ABAQUS, 2008), para cada una de las cuatro presiones de confinamiento. El coeficiente de excentricidad de la superficie tapa (R), se determinó a través de un procedimiento de análisis inverso, en el cual se asumieron valores iniciales para la realización de simulaciones. Posteriormente las predicciones fueron correlacionadas a los datos experimentales y seleccionados los que mostraron las predicciones más exactas. La deformación volumétrica inelástica inicial ($\varepsilon_{vol}^{in} | 0$), se estimó como 0.001 y el radio de la superficie de transición (α) como 0.01 para todas las condiciones de suelo investigadas (Helwany, 2007). El Cuadro 2 muestra los parámetros constitutivos para el modelo de DPM.

Condiciones de cargas y bordes. Simulan el proceso de carga y las condiciones de bordes prevalecientes durante el desarrollo de un ensayo triaxial. La probeta es sometida a una presión de confinamiento (100 kPa) y posteriormente, en la parte superior, se le aplica el esfuerzo cortante que comprime a las probetas de suelo. Simultáneamente se determina el esfuerzo en dirección axial y la deformación. Las condiciones de bordes incluyeron la restricción de los desplazamientos en las tres direcciones en la parte inferior de la probeta. En la parte superior, se restringieron los desplazamientos en los ejes X y Y , imponiendo un desplazamiento en el eje Z de dimensiones iguales a la deformación axial de la probeta durante los ensayos en laboratorio. La selección

de la densidad de malla y del tipo de elemento finito a emplear se realizó mediante un procedimiento similar al descrito por González *et al.* (2013b), el cual determinó, a partir de un procedimiento de calibración matemática, la utilización de elementos C3D8R de integración reducida de dimensiones 2.5 mm. Se utilizó un mallado estructurado.

Procesamiento estadístico. El ajuste de las simulaciones a los resultados experimentales se realizó mediante la aplicación de la prueba de Kolmogorov-Smirnov. Se determinó la desviación absoluta entre las desviaciones de la distribución predicha y la experimental (DN) para $P < 0.05$.

RESULTADOS Y DISCUSIÓN

Los resultados de las propiedades físicas del suelo Rhodic Ferralsol muestran que tiene un peso específico de 2.67 Mg m^{-3} , el límite líquido se encontró a $65.6 \text{ g } 100 \text{ g}^{-1}$ y el límite plástico a $30 \text{ g } 100 \text{ g}^{-1}$, lo cual da un índice de plasticidad de 35.6 mostrando que es un suelo altamente plástico. En el triángulo textural, el tamaño de las partículas: arena 18.3; limo 40.7 y arcilla $41 \text{ g } 100 \text{ g}^{-1}$ ubican a este suelo casi en el límite entre el suelo arcilloso limoso y los suelos franco arcilloso y franco arcilloso arenoso.

Los estadísticos de Kolmogorov-Smirnov para el ajuste entre simulaciones y resultados experimentales no presentaron valores de las probabilidades inferiores a 0.05; por lo tanto no hubo diferencia estadística significativa entre ambos ($P < 0.05$). Lo cual lleva a inferir que en todos los casos las predicciones hacen una representación adecuada de los resultados experimentales.

El ajuste de las simulaciones a los resultados experimentales del modelo DPE, en condición de suelo frágil y seco ($w = 20 \text{ g } 100 \text{ g}^{-1}$ y $\rho_d = 1 \text{ Mg m}^{-3}$) se muestra en la Figura 1.

En todos los casos se hizo una adecuada representación del comportamiento elástico del suelo, aunque se sobre predijeron los esfuerzos cortantes máximos, resultados similares a los presentados por Herrera *et al.* (2008). En la zona de deformación plástica los modelos tienen una menor exactitud en las predicciones debido a la dificultad que presenta la simulación del ablandamiento del suelo, debido a excesiva dilatación durante la respuesta del modelo. Al aplicarse la regla de flujo asociada ($\beta = \psi$ y $K = 1$) se obtuvieron las predicciones más cercanas a los resultados experimentales (DN = 0.21; P. Valor = 0.9). El suelo seco ($w = 20 \text{ g } 100 \text{ g}^{-1}$; $\rho_d = 1 \text{ Mg m}^{-3}$) sometido a esfuerzo cortante tiende a fallar de forma frágil, ablandándose. En este caso, cuando el ángulo de dilatación tiene el mayor valor provoca el máximo efecto de ablandamiento, logrando que la simulación refleje con mayor exactitud la respuesta mecánica del suelo. Al aplicarse la regla de flujo asociada con $K = 0.8$, como se aprecia en la Figura 1, se obtuvo ligeramente menor ajuste que con el modelo original DPE (DN = 0.28; P. Valor = 0.61); sin embargo, la tendencia en el comportamiento de la respuesta del suelo es similar. Cuando se aplicó la regla de flujo no asociada ($\psi < \beta$), los ajustes de las predicciones con los datos experimentales fueron inferiores (DN = 0.42; P. Valor = 0.15) debido a que un menor ángulo de dilatación provoca una mayor tendencia al endurecimiento y por lo tanto, en este caso, el ablandamiento del material es menor. Estos resultados difieren a los presentados por Herrera

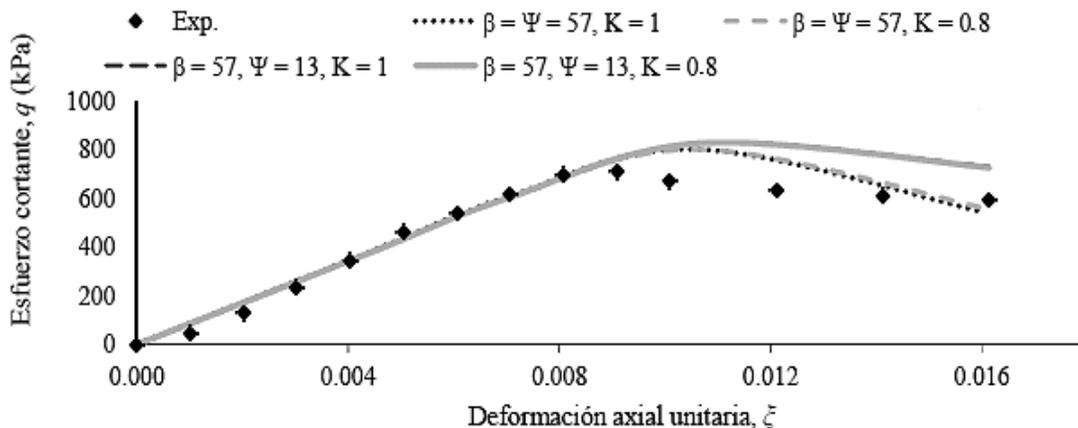


Figura 1. Ajuste de las simulaciones a los resultados experimentales, modelo DPE, suelo frágil.

et al. (2008), quienes para las mismas condiciones de suelo, encontraron mayores ajustes con la aplicación de la regla de flujo no asociada, posiblemente debido a que la presión de confinamiento utilizado en sus ensayos fue de 36 kPa.

El ajuste de las simulaciones a los resultados experimentales del modelo DPM, en condición de suelo frágil ($w = 20 \text{ g } 100 \text{ g}^{-1}$ y $\rho_d = 1 \text{ Mg m}^{-3}$) se muestra en la Figura 2.

Los resultados para el modelo DPM muestran un comportamiento similar al de los datos experimentales, con un buen ajuste entre estos y las simulaciones ($DN = 0.21$; P. Valor = 0.9). Aquí el efecto de ablandamiento es menor debido al control de la dilatación cuando el material comienza a fluir. Estos resultados subestiman los esfuerzos cortantes, aunque sí hace una buena representación de la respuesta mecánica del suelo tanto en la sección de deformación elástica como plástica. El modelo DPM fue desarrollado con el objetivo de reducir el efecto de la dilatación en las predicciones del modelo original DPE. Sin embargo, en esta condición, constituye una limitación dado que no reproduce el ablandamiento del material. No se aprecia efecto alguno con la utilización de $K = 1$ o $K = 0.8$ para ambos modelos. Grujicic *et al.* (2009) consideran que en el modelo DPE la acción de la dilatación plástica (incremento de volumen) bajo carga constante es típicamente mayor que la observada experimentalmente, aspecto que coincide con lo planteado por Drucker *et al.* (1957) y Wagle (2006).

El ajuste de las simulaciones a los resultados experimentales del modelo DPE, en condición de suelo plástico ($w = 40 \text{ g } 100 \text{ g}^{-1}$ y $\rho_d = 1.25 \text{ Mg m}^{-3}$) se muestra en la Figura 3.

Aquí se aprecia la sobre predicción de los esfuerzos cortantes máximos, aunque se hace una aceptable representación de la respuesta mecánica del suelo, a pesar del exceso de dilatación en las simulaciones. El modelo DPE mantiene tendencia al ablandamiento, como se observa en la zona de esfuerzos máximos. Tanto con $K=1$ como con $K=0.8$ se obtuvieron buenos ajustes de las predicciones, pero con el segundo valor fueron más cercanas a las experimentales ($DN = 0.22$; P. Valor = 0.76). Herrera *et al.* (2008), en igual condición de suelo alcanzó las mejores predicciones con la variante $K = 0.8$ resultados similares a los presentados aquí.

El ajuste de las simulaciones a los resultados experimentales del modelo DPM, en condición de suelo plástico ($w = 40 \text{ g } 100 \text{ g}^{-1}$ y $\rho_d = 1.25 \text{ Mg m}^{-3}$) se muestran en la Figura 4.

En estas condiciones la curva esfuerzo deformación muestra una falla plástica muy similar al modelo perfectamente plástico Drucker Prager, no hay dilatación, ni contracción del material, siendo muy bien representado por el modelo DPM. Cuando se comparan ambos modelos, en esta condición de suelo, se aprecia que la curva esfuerzo deformación del DPE con $K = 0.8$ tiene mayor ajuste ($DN = 0.22$; P. Valor = 0.76) que la del DPM con $K = 1$ o $K = 0.8$ ($DN = 0.27$; P. Valor = 0.50), debido a que el primero describe la sección elástica de la curva con mayor ajuste que el DPM, y este último hace una representación con mayor ajuste de la sección de deformación plástica de la curva esfuerzo deformación. Estos resultados son atribuibles a la excesiva dilatación del modelo DPE, lo cual afecta el ajuste de su curva en la sección de deformación plástica; por el contrario, el efecto del endurecimiento inelástico

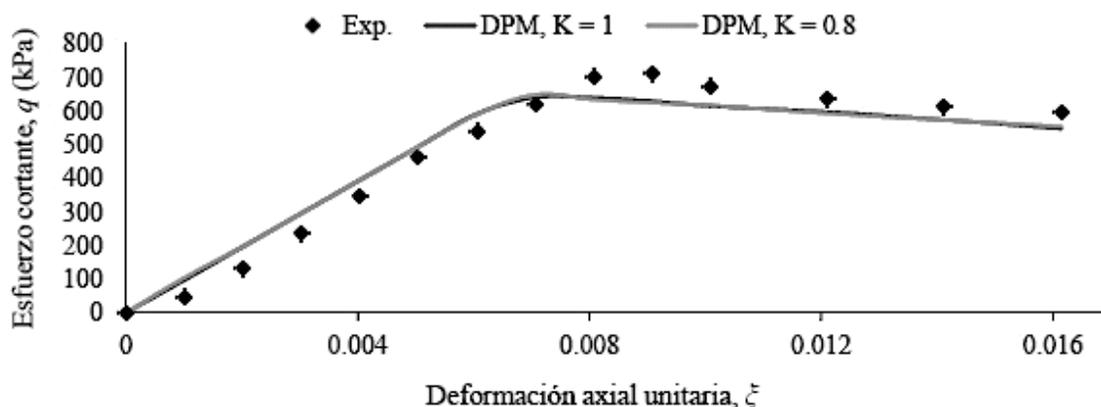


Figura 2. Ajuste de las simulaciones a los resultados experimentales, modelo DPM, suelo frágil.

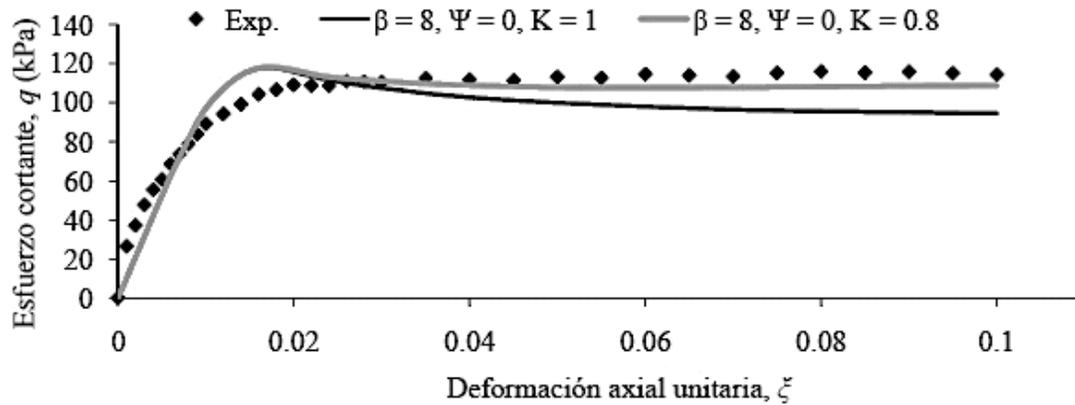


Figura 3. Ajuste de las simulaciones a los resultados experimentales, modelo DPE, suelo plástico.

para representar la compactación plástica y controlar el volumen de dilatación cuando el material fluye en cortante, que suministra la superficie tapa en la superficie de falla del modelo DPM, logra una adecuada representación de esta sección de la curva.

En sentido general, los modelos Drucker Prager hacen una adecuada representación de la respuesta del suelo Rhodic Ferralsol, tanto en condiciones frágiles (secas) como plásticas (húmedas). Aunque ambos modelos muestran un ajuste similar con los resultados experimentales, el DPE demanda menor capacidad computacional, dado que el tiempo de cómputo de este es casi tres veces menor que el DPM. Además, el hecho de que el primero sea más sencillo, requiere menor cantidad de parámetros constitutivos, los cuales se pueden obtener con el equipamiento tradicionalmente disponible en los laboratorios de mecánica de suelos, lo hacen más asequible para su utilización. En el tema de la validación de los modelos constitutivos, deben ser

hechas más investigaciones en las condiciones de suelos tropicales con el objetivo de validar estos modelos y otros como el Cam Clay modificado (Roscoe y Burland, 1968) para poder extender la aplicación del MEF a la investigación de la compactación del suelo y de otros problemas como la interacción suelo-neumático y suelo-herramienta de labranza.

CONCLUSIONES

Los estadísticos de Kolmogorov-Smirnov confirman el adecuado ajuste entre resultados experimentales y predicciones, cuando se utilizan los modelos constitutivos DPE y DPM, para representar la respuesta mecánica del suelo Rhodic Ferralsol, tanto en condiciones de falla frágil como plástica. Estos resultados validan ambos modelos constitutivos para su empleo como modelos del material en la implementación del MEF para la solución de problemas de compactación del suelo Rhodic

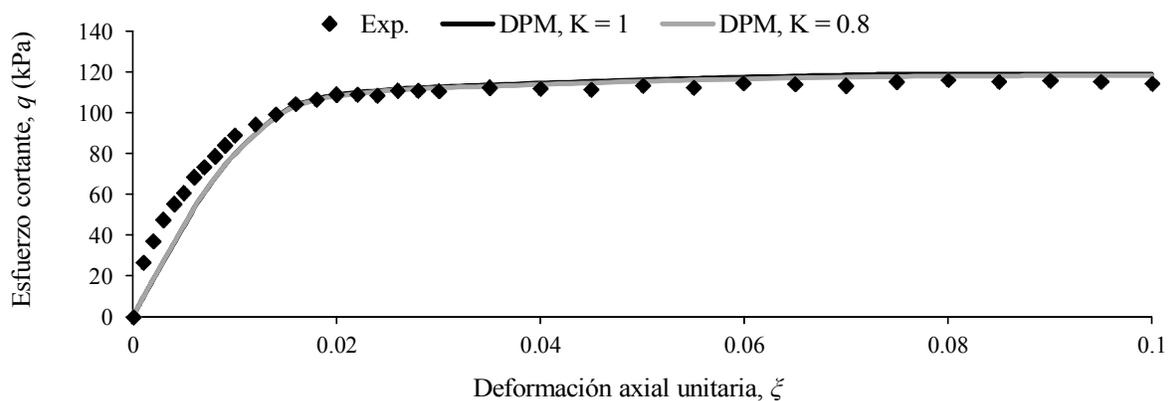


Figura 4. Ajuste de las simulaciones a los resultados experimentales, modelo DPM, suelo plástico.

Ferralsol. La aplicación de la regla de flujo asociada ($\beta = \psi$), en el modelo constitutivo DPE, en la condición de suelo frágil logra una representación con mayor ajuste de la respuesta mecánica del suelo que la regla de flujo no asociada, dado que en estas condiciones el ablandamiento del material prevalece sobre el endurecimiento.

LITERATURA CITADA

- ABAQUS. 2008. Abaqus. Theory manual. Versión 6.8, DS Simulia.
- Berli, M., B. Kulli, W. Attinger, M. Keller, J. Leuenberger, H. Flühler, S. M. Springman, and R. Schulin. 2004. Compaction of agricultural and forest subsoils by tracked heavy construction machinery. *Soil Tillage Res.* 75: 37-52.
- Biris, S. S., V. Vladut, N. Ungureanu, G. Paraschiv, and G. Voicu. 2009. Development and experimental testing of a FEM model for the stress distribution analysis in agricultural soil due to artificial compaction. *Agric. Consp. Sci.* 74: 21-29.
- Cui, K., P. Défossez, and G. Richard. 2007. A new approach for modelling vertical stress distribution at the soil/tyre interface to predict the compaction of cultivated soils by using the PLAXIS code. *Soil Tillage Res.* 95: 277-287.
- Drucker, C. D., R. E. Gibson, and D. J. Henkel. 1957. Soil mechanics and work-hardening theories of plasticity. *Trans. Am. Soc. Civ. Eng.* 122: 338-346.
- Duncan, J. M. and Ch. Y. Chan. 1970. Nonlinear analysis of stress and strain in soils. *J. Soil Mech. Found. Div.* 96: 1629-1653.
- González, O., C. E. Iglesias, M. Herrera, G. Urriolagoitia y L. H. Hernández. 2011. Análisis de investigaciones realizadas para modelar la compactación del suelo agrícola. *Rev. Cienc. Téc. Agropec.* 20: 70-74.
- González, O., M. Herrera, C. E. Iglesias y E. López. 2013a. Análisis de los modelos constitutivos empleados para simular la compactación del suelo mediante el método de elementos finitos. *Rev. Cienc. Téc. Agropec.* 22: 75-80.
- González, O., C. E. Iglesias, C. A. Recarey, G. Urriolagoitia-Sosa, L. H. Hernández, G. Urriolagoitia-Calderón, and M. Herrera. 2013b. Three dimensional finite element model of soil compaction caused by agricultural tire traffic. *Comput. Electron. Agric.* 99: 146-152.
- Grujicic, M., T. He, B. Pandurangan, W. C. Bell, B. A. Cheeseman, W. N. Roy, and R. R. Skaggs. 2009. Development, parameterization, and validation of a visco-plastic material model for sand with different levels of water saturation. *Proc. IMechE., Part L: J. Materials: Des. Appl.* 223: 63-81.
- Helwany, S. 2007. *Applied soil mechanics with Abaqus applications.* John Wiley and Sons. Hoboken, NJ, USA.
- Herrera, M., C. E. Iglesias, O. González, E. López y A. Sánchez. 2008. Simulación mediante el Método de Elementos Finitos de la respuesta mecánica de un Oxisol. *Rev. Cienc. Téc. Agropec.* 17: 55-61.
- Herrera, M., O. González, C. E. Iglesias, A. de la Rosa y R. Madruga. 2010. Estudio de la exactitud del modelo hiperbólico de Duncan y Chan en la predicción de la relación esfuerzo deformación de tres suelos arcillosos cubanos. *Rev. Cienc. Téc. Agropec.* 19: 24-29.
- Mohsenimaneh, A., S. M. Ward, P. O. M. Owende, and A. Javadi. 2009. Modelling of pneumatic tractor tyre interaction with multi-layered soil. *Biosyst. Engin.* 104: 191-198.
- PLAXIS. 2004. *Plaxis. Versión 8. Manual de referencias.* Delft University of Technology and PLAXIS b.v. Delft, Netherlands.
- Roscoe, K. H. and J. B. Burland. 1968. On the generalized stress-strain behaviour of "wet" clay. pp. 535-609. *In: J. Heyman and F. A. Leckie (eds.). Engineering plasticity.* Cambridge University Press. UK.
- Wagle, S. G. 2006. *Die compaction simulation: Simplifying the application of a complex constitutive model using numerical and physical experiments.* The Pennsylvania State University. Pennsylvania, PA, USA.
- Wulfsohn, D. and B. A. Adams. 2002. Advances in soil dynamics Volume 2. pp. 1-116. *In: Elastoplastic soil mechanics.* ASAE. St. Joseph, MI, USA.
- Wulfsohn, D., B. A. Adams, and D. G. Fredlund. 1998. Triaxial testing of unsaturated agricultural soils. *J. Agric. Eng. Res.* 69: 317-330.