

**UNIVERSIDAD AGRARIA DE LA HABANA
“FRUCTUOSO RODRÍGUEZ PÉREZ”
CENTRO DE MECANIZACIÓN AGROPECUARIA**

**MODELACIÓN DE LA COMPACTACIÓN PROVOCADA POR EL TRÁFICO DE
NEUMÁTICOS, DE LOS VEHÍCULOS AGRÍCOLAS, EN SUELOS EN
CONDICIONES DE LABORATORIO**

**Tesis presentada en opción al grado científico de Doctor en Ciencias Técnicas
Agropecuarias.**

OMAR GONZÁLEZ CUETO

**San José de las Lajas
2011**

UNIVERSIDAD AGRARIA DE LA HABANA
“FRUCTUOSO RODRÍGUEZ PÉREZ”
CENTRO DE MECANIZACIÓN AGROPECUARIA

**MODELACIÓN DE LA COMPACTACIÓN PROVOCADA POR EL TRÁFICO DE
NEUMÁTICOS, DE LOS VEHÍCULOS AGRÍCOLAS, EN SUELOS EN
CONDICIONES DE LABORATORIO**

**Tesis presentada en opción al grado científico de Doctor en Ciencias Técnicas
Agropecuarias.**

Autor: Ms. C. Omar González Cueto.

Tutor: Prof. e Inv. Titular, Ing. Ciro E. Iglesias Coronel, Dr. C.

Tutor: Prof. Titular, Ing. Miguel Herrera Suárez, Dr. C.

**San José de las Lajas.
2011**

AGRADECIMIENTOS

Después de varios años trabajando para presentar esta tesis, ahora que ya se acerca el final de este período, quiero agradecer a todos los que me han ayudado y apoyado para su culminación exitosa.

En primer lugar le agradezco al Dr. Ciro E. Iglesias Coronel su cariño, amistad y atención. Agradezco también su motivación y participación en la realización de la etapa experimental, sin sus consejos, aseguramiento logístico y dedicación al trabajo no hubiera sido posible completarla. Agradezco además, sus opiniones y señalamientos durante todo este tiempo de formación científica.

Al Dr. Miguel Herrera Suárez, por su atención y tiempo dedicado a dirigir el trabajo y encontrar soluciones para todos los problemas que se presentaron.

A la Dra. Liudmila Shikiliova, por su atención, interés y apoyo durante todos estos años.

A los compañeros del Departamento de Ingeniería Agrícola de la Universidad Central “Marta Abreu” de las Villas por el sinnúmero de tareas que realizaron para que yo pudiera hacer esta investigación.

A: Osvaldo, Arturo, Mayito, Paneque, Maximino, Armando, Astrid, Ernesto, Hectico, Laffita, Raudel, Bouza y Erwin por aceptarme y compartir conmigo todos estos días de estancia en el CEMA.

Al Dr. Carlos A. Recarey Morfa, por su atención y por facilitar las instalaciones y equipamiento computacional disponible en el aula CIMNE de la UCLV.

A Roberto por su ayuda durante la experimentación.

A los Drs. Guillermo Urriolagoitia Sosa, Luís Héctor Hernández Gómez y Guillermo Urriolagoitia Calderón, quienes durante mi estancia académica en el IPN me atendieron y pusieron a disposición de esta Tesis la infraestructura existente en su grupo de investigación.

Un agradecimiento especial para todos los trabajadores y obreros del taller del CEMA, quienes me ayudaron y resolvieron todas las solicitudes que les hice. En especial a Amado y Marcial.

A todos ustedes y a todos los que también me ayudaron y no aparecen relacionados en esta página, **Muchas Gracias.**

DEDICATORIA

A: Yasmín, Claudia y Anita

A: Gladys, Ursino, Odalys y Dunia

A: Milagros y Edinier

SÍNTESIS

En Cuba, las investigaciones sobre la compactación del suelo se han realizado en condiciones de campo, siendo muy escasa la aplicación de las técnicas de modelación y simulación a este problema. En el presente trabajo se desarrolló un modelo, válido para la simulación de la compactación provocada por el tráfico de neumáticos de los vehículos agrícolas, mediante el Método de los Elementos Finitos, que permite investigar los factores que provocan compactación del suelo. Para cumplimentar este objetivo se determinaron las propiedades y parámetros constitutivos que permitieron validar al modelo de Drucker Prager Modificado como adecuado para la representación de la respuesta mecánica del suelo Ferralítico rojo compactado y definir al modelo de Drucker Prager Extendido como el más apropiado y conveniente para la representación del modelo constitutivo de este tipo de suelo. Se desarrolló y validó en condiciones experimentales un modelo en Método de los Elementos Finitos de un neumático 3,5x10; el cual se utilizó para interaccionar con el suelo y formar el modelo de la simulación de la compactación, validándose este en condiciones de laboratorio. La aplicación del modelo permitió hacer recomendaciones para el diseño y administración de la maquinaria agrícola y constituye una base metodológica para la realización de investigaciones sobre el tema.

TABLA DE CONTENIDOS

INTRODUCCIÓN	Pág. 1
CAPÍTULO I. SITUACIÓN ACTUAL DEL TEMA DE INVESTIGACIÓN	10
1.1 Factores que provocan compactación del suelo agrícola	10
1.2 Métodos empleados para modelar la compactación del suelo	15
1.3 Modelos constitutivos utilizados para modelar la compactación mediante el MEF	18
1.4 Análisis de las investigaciones dirigidas a desarrollar modelos mediante el MEF para la simulación de la compactación del suelo	25
CAPÍTULO II. FUNDAMENTACIÓN TEÓRICA DE LOS MODELOS CONSTITUTIVOS Y DEL MODELO DEL CONTACTO	34
2.1. Fundamentación teórica de los modelos constitutivos empleados para la simulación de la compactación del suelo	34
2.2. Modelo constitutivo de Drucker Prager Extendido	36
2.3. Modelo constitutivo de Drucker Prager Modificado	39
2.4. Formulación del contacto neumático-suelo	41
CAPÍTULO III. PROPIEDADES, PARÁMETROS Y DEFINICIÓN DEL MODELO CONSTITUTIVO	44
3.1. Programa de las investigaciones experimentales	44
3.2. Metodologías empleadas para la determinación de las propiedades físicas, mecánicas y parámetros constitutivos	46
3.3. Resultados de las investigaciones experimentales realizadas para obtener las propiedades físicas, mecánicas y parámetros constitutivos	53
3.4. Implementación de los modelos en MEF	61
3.5. Procedimientos aplicados para comprobar el ajuste de los modelos a los resultados experimentales	66
3.6. Resultados de la simulación de la respuesta mecánica del suelo Ferralítico rojo compactado a compresión triaxial	66

CAPITULO IV. DESARROLLO Y VALIDACIÓN DEL MODELO PARA LA SIMULACIÓN DE LA COMPACTACIÓN DEL SUELO	Pág. 71
4.1. Desarrollo del modelo en MEF del neumático y su validación	71
4.1.1. Implementación del modelo del neumático	71
4.1.2. Metodología empleada para la determinación experimental del área de contacto del neumático	74
4.1.3. Metodología empleada para la determinación experimental de la deflexión del neumático	76
4.1.4. Metodología aplicada para la cuantificación del ajuste entre resultados experimentales y predicciones	77
4.1.5. Resultados de la medición experimental del área de contacto, deflexión del neumático y validación del modelo en MEF	77
4.2. Desarrollo del modelo para la simulación de la compactación del suelo	81
4.2.1. Implementación del modelo de la compactación del suelo	81
4.2.2. Metodologías empleadas para la determinación experimental, en condiciones de laboratorio, de la compactación del suelo	85
4.2.3. Resultados y discusión del modelo desarrollado mediante el MEF	90
4.3. Metodología para el desarrollo de modelos de simulación de la compactación del suelo mediante el MEF	100
4.4. Efecto económico de los resultados obtenidos	102
CONCLUSIONES	105
RECOMENDACIONES	107
REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS	108
ANEXOS	124

INTRODUCCIÓN

INTRODUCCIÓN

El suelo es un recurso esencial para el desarrollo económico-social y sostén físico y químico de todos los ecosistemas terrestres. Su degradación es definida como: “la pérdida a largo plazo en la función y productividad de los ecosistemas, causada por alteraciones a partir de las cuales el suelo no puede recuperarse sin ayuda” (Bai *et al.*, 2008). Constituye un problema de alcance global que afecta el medio ambiente y el desarrollo (Keller *et al.*, 2007b). Este fenómeno se ha extendido desde un 15% de la superficie terrestre total en 1991 a un 24% en la actualidad, y dentro de este, más del 20% está referido a suelos destinados a producción agrícola (Bai *et al.*, 2008). Las consecuencias del mismo incluyen la disminución de la productividad agrícola, la migración, la inseguridad alimentaria, los daños a recursos y ecosistemas básicos, y la pérdida de biodiversidad debido a cambios en los hábitat tanto a nivel de las especies como a nivel genético.

La degradación del suelo tiene causas naturales y antropogénicas siendo estas últimas las que mayores efectos negativos provocan (Figura 1). La *Evaluación Mundial de la Degradación de los Suelos* refiere a la compactación entre los factores que la provocan (Oldeman *et al.*, 1990); siendo considerada además, como la principal causa de degradación del suelo (Berli, 2001; Mosaddeghi *et al.*, 2003; Keller, 2004; Neményi *et al.*, 2006). Se reporta un área agrícola de 68 000 000 ha compactadas a nivel mundial, solo debido al tráfico vehicular (Hamza y Anderson, 2005).

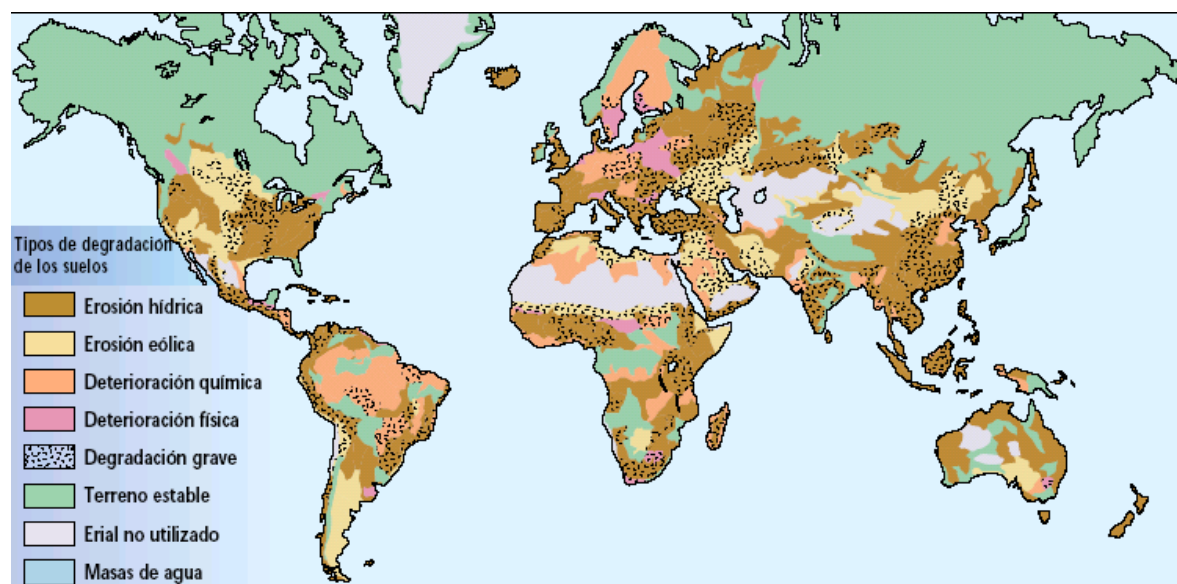


Figura 1. Degradación del suelo debido a actividades humanas, FAO 1990 (Oldeman, *et al.*, 1990).

Durante el Sexto Período de Sesiones de la Conferencia de las Partes de la Convención de Lucha contra la Desertificación y la Sequía, en el informe presentado por Cuba (CITMA 2000), y en Peláez (2011) se hace referencia a que alrededor del 70% de las áreas agrícolas del país están afectadas por alguno de los procesos de degradación del suelo. Bai *et al.*, (2008), refieren que Cuba en el año 2003 tenía 32 430 km² de áreas degradadas, lo que representa un 29,25% de su territorio. Por otra parte, el *Anuario Estadístico de Cuba* (ONE, 2008) registra que el 23,9% del área agrícola (1 600 000 ha) tiene problemas de drenaje o compactación natural y Tarawally *et al.* (2004) plantean que el 34% de los suelos pertenecientes al Ministerio de la Agricultura tienen niveles de compactación entre medio y alto. En la composición de suelos de uso agrícola en Cuba, la agrupación de los Ferralíticos es una de las más importantes teniendo en cuenta su fertilidad, excelentes condiciones para la producción y su amplia extensión en el territorio nacional, que de un fondo total de 8 725 300 ha, 1 461 200 ha pertenecen a estos tipos de suelos (ONE, 2008), lo que representa un 16,7% del área agrícola total.

En Cuba las investigaciones sobre esta problemática han estado dirigidas a evaluar el efecto de la humedad, la presión sobre el suelo, la carga sobre los sistemas de rodaje, la distribución de peso del vehículo y la influencia de las tecnologías de labranza. Determinándose fundamentalmente mediante el registro de la resistencia a la penetración, la densidad de volumen, la porosidad total y otras variables (Domínguez, 1986, 1987; León *et al.*, 1999; Noguera *et al.*, 1999; Rodríguez, 1999; Rodríguez y González, 2001; Rodríguez *et al.*, 2001; Herrera *et al.*, 2002, 2003; Tarawally *et al.*, 2004; González *et al.*, 2006, 2007; Morejón *et al.*, 2008). Estas investigaciones se han centrado en el cultivo de la caña de azúcar (*Saccharum Officinarum L.*) y de la papa (*Solanum Tuberosum L.*), en la agrupación de suelos Ferralíticos y Vertisoles; realizándose, salvo contadas excepciones en condiciones de campo (Domínguez, 1986, 1987).

En las investigaciones realizadas en condiciones de campo, no es posible evaluar todo el intervalo de valores de las diferentes variables que influyen en la respuesta del suelo al tráfico de la maquinaria agrícola, resulta difícil mantener en el tiempo y el espacio las condiciones establecidas de experimentación y se involucran gran cantidad de recursos materiales y humanos.

La modelación y simulación ofrecen la posibilidad de disminuir el tiempo, esfuerzos y cantidad de recursos para la investigación. La expansión de las capacidades computacionales y la necesidad de desarrollar soluciones a muy corto plazo para los problemas actuales de manejo agrícola y medioambiental han propiciado el desarrollo de la simulación en el área agrícola (López *et al.*, 2007). En Cuba, es a partir de los últimos años del siglo XX que esta técnica comienza a aplicarse, reflejándose en los trabajos publicados por Ruíz (1998); Ruíz y Utset (1998); López *et al.* (2000, 2002); Dominico *et al.* (2002);

Herrera y de las Cuevas (2003); Herrera *et al.* (2006); Herrera (2006); González *et al.*, (2009a) y otros.

La aplicación del Método de los Elementos Finitos (MEF), para resolver problemas de modelación del suelo agrícola, es muy novedoso en Cuba, debido a que no es hasta el año 2006 que se introduce esta técnica. Herrera (2006), desarrolló aspectos metodológicos de aplicación general a problemas relacionados con la interacción herramienta de labranza-suelo. Dentro de los principales resultados de este trabajo está la definición del modelo constitutivo de Drucker-Prager como adecuado para la modelación de la respuesta mecánica de los suelos Ferralíticos rojos compactados; aunque no se investigaron los modelos cap, los cuales son recomendados para representar la deformación volumétrica del suelo (Wulfsohn y Adams, 2002). Con respecto a la modelación de la compactación en Cuba, es con los trabajos de Iglesias *et al.*, (2008) y González *et al.*, (2009a, 2009b) que se inicia la aplicación de estos métodos.

La simulación de la compactación permite predecir la respuesta del suelo en términos de distribución de presiones en el perfil y del cambio en la densidad de volumen u otras variables, ante el tráfico de maquinaria; permitiendo hacer recomendaciones a los agricultores con respecto a las tecnologías y equipamiento agrícola a emplear, las condiciones del suelo que reducen el riesgo de compactación, la profundidad hasta la que se produce esta, o a la que se encontrará la capa de arado; además, constituye un medio indispensable para los diseñadores y fabricantes predecir el comportamiento de sus equipos o prototipos respecto a su efecto sobre el suelo.

En el ámbito internacional se han desarrollado modelos de interacción neumático-suelo que cuando han estado dirigidos a investigar la compactación tienen como principal limitación

que el neumático no se representa, solo se simula el efecto de una presión sobre un área del suelo con forma preestablecida, constituyendo una excesiva simplificación del problema, debido a que se desprecia la deformación del neumático y su influencia en la forma y dimensiones de la huella. Cuando han estado dirigidos a investigar diseño de neumáticos, traficabilidad o dinámica del vehículo se hace una representación del neumático que incluye todos los elementos de su estructura, demandando una alta capacidad computacional y ensayos especializados para la obtención de las propiedades del material.

Debido a las limitaciones de los modelos desarrollados para simular la compactación es necesario buscar nuevas vías de modelación que permitan representar la deformación del neumático y su influencia en la forma y dimensiones de la huella y que no demanden una alta capacidad computacional. Precisamente esta es la idea básica para desarrollar la modelación y simulación de la compactación que enfrenta este trabajo, la cual se logra representando el neumático con un modelo del material elástico lineal y una sola capa con las propiedades promedio de este, que resuelve el problema de las limitaciones de los modelos anteriores.

La degradación de los suelos y la compactación se han convertido en un importante problema medioambiental, no resuelto aún, tanto en el ámbito internacional como nacional. La modelación de la compactación es una técnica utilizada internacionalmente, para predecir la respuesta del suelo al tráfico de los vehículos agrícolas, posibilitando administrar la maquinaria y hacer un uso del suelo que limite la degradación de este recurso natural, no renovable en el corto plazo. Sin embargo, esta técnica ha sido poco utilizada en Cuba, representando un importante avance en el desarrollo científico lograr la simulación del tráfico de la maquinaria sobre el suelo.

A partir de los elementos presentados anteriormente se fundamenta esta investigación, la cual presenta como:

Objeto de Estudio: Modelos para la simulación de la compactación del suelo mediante el MEF.

Problema Científico: ¿Como desarrollar un modelo mediante el MEF, válido para la simulación de la compactación provocada por el tráfico de neumáticos de los vehículos agrícolas, en suelo Ferralítico rojo compactado?

Hipótesis: Si se desarrollan modelos para la simulación del neumático y del suelo y se logra la interacción de ambos, entonces, es posible obtener un modelo único para simular la compactación del suelo, mediante el MEF.

Objetivo: Desarrollar un modelo, válido para la simulación de la compactación provocada por el tráfico de neumáticos de los vehículos agrícolas, mediante el MEF, que permita investigar factores que provocan compactación del suelo Ferralítico rojo compactado.

Tareas de investigación:

1. Determinación de las propiedades y parámetros constitutivos requeridos para la simulación de la compactación, mediante el MEF, del suelo Ferralítico rojo compactado.
2. Definición del modelo constitutivo a emplear en la simulación de la respuesta mecánica del suelo.
3. Desarrollo mediante el MEF del modelo de neumático y su interacción con el suelo.
4. Validación del modelo desarrollado para la simulación de la compactación provocada por el tráfico de neumáticos de los vehículos agrícolas.

La **novedad científica** del trabajo radica en:

- Modelación y simulación mediante el MEF de la compactación del suelo provocada por el tráfico de neumáticos de los vehículos agrícolas, en suelo Ferralítico rojo compactado.

- La determinación de las propiedades y parámetros constitutivos del modelo de Drucker Prager Modificado, para el suelo Ferralítico rojo compactado.
- Definición del modelo constitutivo de Drucker Prager Modificado como adecuado para simular la respuesta mecánica del suelo Ferralítico rojo compactado.
- El desarrollo de un modelo en MEF, que permite representar el comportamiento del neumático agrícola tanto en superficies rígidas como deformables.
- Los procedimientos desarrollados para la modelación de la compactación del suelo constituyen una metodología para la realización de investigaciones de este tipo.

Actualidad del tema de investigación. La compactación del suelo agrícola es hoy un problema para la agricultura en Cuba y el mundo. El presente trabajo tiene una gran actualidad pues está dirigido a aplicar la modelación y simulación de la compactación al suelo agrícola, la cual tiene una alta aplicación en el ámbito internacional, sin embargo, en Cuba su utilización ha sido muy escasa. Con este trabajo, por primera vez, se modela la compactación como resultado de la interacción neumático-suelo y se aplica el modelo constitutivo de Drucker Prager Modificado a un suelo agrícola cubano, validándolo y definiéndolo como adecuado para representar la respuesta mecánica del suelo Ferralítico rojo compactado. El trabajo aporta una metodología para la investigación de este tipo de problemas.

Aportes Científicos Relevantes.

- Desarrollo de un modelo en MEF que permite simular el comportamiento de un neumático agrícola y la compactación del suelo, así como su validación mediante la comparación con resultados experimentales en condiciones de laboratorio.

- La obtención de las propiedades y parámetros del modelo constitutivo de Drucker Prager Modificado, y la definición de su validez para la simulación del comportamiento mecánico del suelo Ferralítico rojo compactado.
- El trabajo constituye una metodología para el estudio e investigación de problemas de modelación de la compactación en MEF, combinándose método numérico con resultados experimentales, y se presentan recomendaciones para su aplicación en otras investigaciones sobre modelación del neumático o el suelo.
- La determinación de las dimensiones del dominio geométrico del suelo, condiciones de bordes, tipo y dimensiones de los elementos.

Fundamento metodológico. Para la obtención de los objetivos el trabajo se estructura en varias etapas (Figura 2). La inicial incluye el análisis del estado actual del tema sobre los factores que provocan compactación del suelo y su modelación mediante el Método de los Elementos Finitos. A partir de los resultados de esta etapa, se plantea el objeto de estudio, problema científico, hipótesis, objetivo y tareas de investigación. En la siguiente fase, se fundamentan los modelos constitutivos a utilizar como modelo del material en la simulación y se determinan las propiedades y parámetros requeridos por estos. Posteriormente, se calibra y define el modelo constitutivo más adecuado, se procede a desarrollar el modelo del neumático y su validación, el cual es utilizado para establecer el modelo de la compactación del suelo. Como paso final, se realiza la validación experimental del modelo en condiciones de laboratorio.

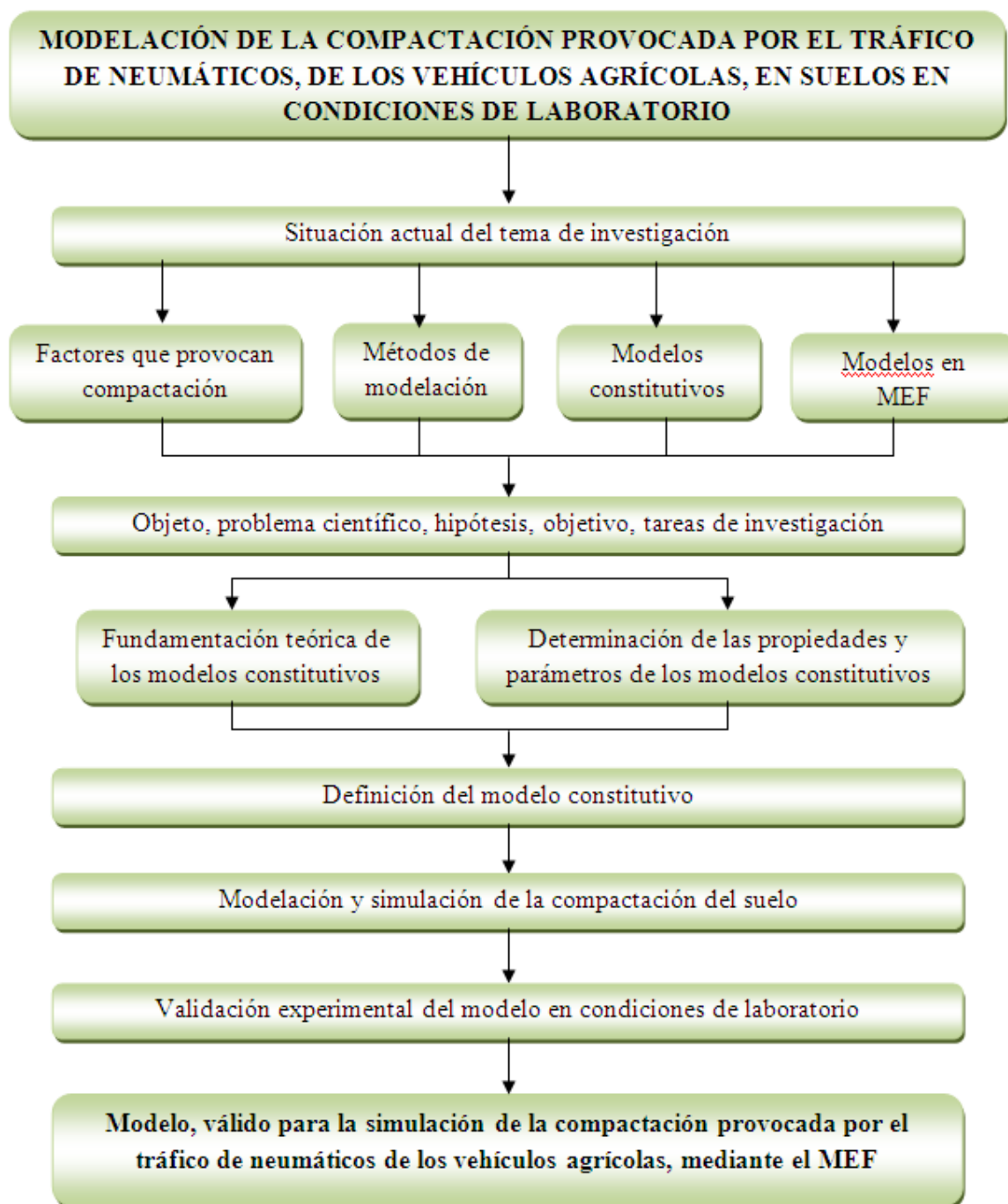


Figura 2. Diagrama lógico estructural de la investigación.

CAPÍTULO I

SITUACIÓN ACTUAL DEL TEMA DE INVESTIGACIÓN

CAPÍTULO I

SITUACIÓN ACTUAL DEL TEMA DE INVESTIGACIÓN

1.1. Factores que provocan compactación del suelo

La compactación es un serio problema agronómico y medioambiental provocado fundamentalmente por el tráfico de maquinaria (Parent *et al.*, 2008). La compactación disminuye el espacio poroso; cambia la forma, tamaño y distribución de los poros; limitando la capacidad de retención del suelo y el intercambio hídrico y gaseoso. En la planta disminuye el crecimiento de la raíz y las posibilidades de obtención de nutrientes, agua y aire. Además, provoca en el suelo escorrentía superficial, endurecimiento, mala aireación, se reduce el tiempo disponible para la realización de operaciones agrícolas, aumenta la resistencia al tiro de los implementos de labranza en un 60% y los requerimientos energéticos en 250% (Chamen *et al.*, 1990) y disminuyen los rendimientos agrícolas (Dexter, 2004; Cairo y Fundora, 2005; Stranks, 2006; Sidhu y Duiker, 2006; Ferreira *et al.*, 2007; Tolón-Becerra *et al.*, 2011). Aunque, un cierto grado de compactación puede ser beneficioso para el cultivo, superar este valor resulta perjudicial. La compactación puede generarse de forma natural, cuando ocurre el proceso de lixiviación de las partículas más finas del suelo, de los óxidos o hidróxidos de hierro y otros compuestos, hacia el interior del perfil, debido al arrastre de las aguas. Estas partículas se depositan y taponan los poros del suelo, formando un horizonte compactado (Urquiza, 2002).

Hamza y Anderson (2005) refieren que existe coincidencia en reconocer a la humedad como la variable que mayor influencia tiene en el proceso de compactación del suelo;

dado que, para cualquier valor de la densidad de volumen la resistencia a la penetración se incrementa con la disminución del contenido de humedad. Esta determina el máximo valor alcanzable de densidad de volumen, denominándosele a este valor humedad óptima de compactación, la cual se puede obtener mediante la prueba de densidad Proctor. Otros factores inherentes al suelo que influyen en la compactación son: tipo de suelo y composición, densidad de volumen, estructura y contenido de materia orgánica. Suelos con textura de granos gruesos o arenosos son menos susceptibles a la compactación que los de granos finos o arcillosos y en los suelos con buena estructura y contenido de materia orgánica la compactación provocada por el paso de las máquinas es menos profunda.

Arvidsson *et al.* (2004) sugieren que durante las labores agrícolas la humedad del suelo debe ser inferior al límite plástico (*LP*), coincidiendo con varios autores en que el contenido de humedad más apropiado es de 0,7 a 0,9 LP (Mosaddeghi *et al.*, 2000; Muller *et al.*, 2003; Barzegar *et al.*, 2004; Keller, 2004), dependiendo del tipo de suelo y textura. Tanto el límite plástico como el límite líquido (*LL*) son dependientes del contenido de arcilla y de sus características mineralógicas.

En la compactación del suelo influyen factores asociados a la maquinaria como: presión sobre el suelo, carga sobre los sistemas de rodaje, número de pases, velocidad de desplazamiento y patinaje.

Varias han sido las investigaciones que muestran el incremento de la compactación al aumentar la presión media sobre el suelo (Servadio *et al.*, 2001; Trautner, 2003; Pagliai *et al.*, 2003; Abou-Zeid *et al.*, 2003; Mary y Changying, 2008; Way *et al.*, 2009). Esta depende de la rigidez, presión de inflado y superficie de contacto del neumático con el suelo, así como, de la dureza de la superficie sobre la que se apoya (Arvidsson y Keller, 2007; Lamandé y Schjønning, 2008; Diserens, 2009). Los sistemas de rodaje por esteras

potencialmente compactan menos que los sistemas de rodaje por neumáticos debido a una mayor área de contacto y menor presión sobre el suelo (Wasterlund, 2003; Bygdén *et al.*, 2004)

Investigaciones realizadas por Gysi *et al.* (2001a), mostraron la presión ejercida por un neumático a un suelo duro y compacto (Figura 1.1), comprobándose que esta, casi en su totalidad, se transmite por las estrías o panes del neumático. Kirby *et al.* (1997) y Diserens (2009), reportan un resultado similar y afirman que la influencia de las estrías depende de la resistencia del suelo, pues en un suelo duro y seco estas soportan la carga total y en uno húmedo las estrías se hunden, realizándose el contacto y la transmisión de los esfuerzos con toda la banda de rodadura del neumático.

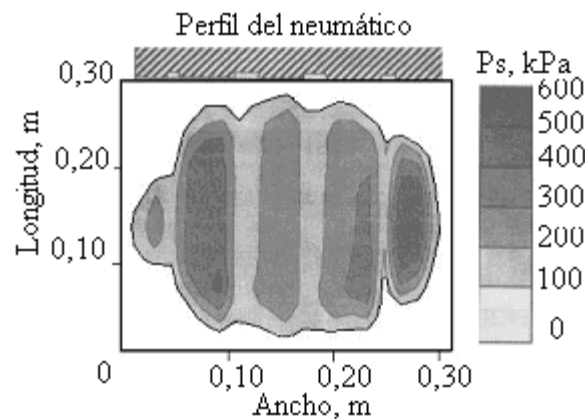


Figura 1.1. Presión sobre el suelo ejercida por un neumático 13/7.5-16, presión de inflado 180 kPa. Presión sobre el suelo media (P_s) de 147 kPa y carga sobre el neumático 15 kN (adaptado de Gysi *et al.*, 2001a).

El número de pases que realiza la maquinaria también influye en la compactación del suelo, durante el tráfico de una máquina agrícola sobre la misma huella, tres cuartas partes del cambio en la densidad de volumen y casi el 90% del hundimiento se originan durante el primer pase, siendo mayor la variación mientras más suelto o húmedo esté el suelo (Alakukku *et al.*, 2003; Botta *et al.*, 2003; Keller, 2004). Además, la profundidad de la capa de suelo que se compacta tiende a hacerse más superficial en la medida que

aumenta el número de pasadas, provocando la disminución de la profundidad a la que se originan valores críticos de impedancia mecánica (Botta *et al.*, 2003).

Ljungars (1977), encontró que a velocidades mayores de 7 km/h las vibraciones de las máquinas propician la compactación, anulando el efecto favorable del menor tiempo de exposición del suelo a las fuerzas externas. Sin embargo, Carman (2002) y Pytko (2003) afirman, que el incremento de la velocidad de movimiento de la máquina disminuye la compactación debido al menor tiempo de carga del suelo y que este efecto es mayor en uno suelto que en uno denso. Los resultados de las investigaciones no permiten sacar una conclusión determinante sobre la influencia de la velocidad de trabajo de las máquinas en la compactación; aunque, el hecho de realizarse en un intervalo muy bajo (2 a 12 km/h) permiten suponer que esta variable tiene poca influencia en la compactación del suelo.

El efecto del patinaje en la compactación se manifiesta a través del incremento de la longitud del área de contacto y por el esfuerzo cortante realizado sobre el suelo (Sánchez - Girón, 1996). Hamza y Anderson (2005) refieren que el patinaje del tractor compacta solo una capa delgada del suelo superficial, de hasta 0,05 m siendo mayor ese efecto a partir de 20 y hasta 30% de patinaje. Adebisi *et al.* (1991), refiere que no se aprecian diferencias entre la compactación provocada por una rueda motriz y una conducida.

Debido a las dificultades para la realización de investigaciones en condiciones de campo, en el ámbito internacional, los canales de suelos han sido ampliamente utilizados para la experimentación en condiciones controladas o de laboratorio. Ejemplo de estos son: el canal de suelos del National Soil Dynamic Laboratory en Auburn Estados Unidos (Raper y Erbach 1990a, 1990b; Degirmencioglu *et al.*, 1996, 1997) o el del Silsoe Research Institute en la Universidad de Cranfield en el Reino Unido (Godwin

et al., 2006; Ansorge y Godwin, 2006, 2007, 2008a, 2008b, 2009). En Cuba existen pocas referencias a resultados de investigaciones sobre compactación en canales de suelos, algunos trabajos han sido publicados por: Domínguez (1986 y 1987); Iglesias *et al.* (2008), González *et al.* (2009b).

En Cuba se han realizado gran cantidad de investigaciones relacionadas con la compactación del suelo, algunos ejemplos pueden encontrarse en: Domínguez (1986, 1987); León *et al.* (1999); Noguera *et al.* (1999); Rodríguez (1999); Rodríguez y González (2001); Rodríguez *et al.* (2001); Herrera *et al.* (2002, 2003); Tarawally *et al.* (2004); González *et al.* (2006, 2007); Morejón *et al.* (2008) y otros. Estas investigaciones se han centrado en la agrupación de suelos Ferralíticos y Vertisoles y se han ejecutado en condiciones de campo. Las principales limitaciones están dadas en que las variables han sido investigadas solo en condiciones específicas de carga, presión de inflado, dimensiones del rodaje, etc.; quedando por investigar un amplio intervalo de posibilidades de estas variables. Otras limitaciones están referidas a la determinación de la profundidad a la que se produce la compactación, no se ha tenido en cuenta el efecto de la velocidad de desplazamiento del vehículo ni la distribución de presiones en el perfil del suelo.

La utilización de investigaciones de campo dan lugar a relaciones empíricas, que luego pueden ser aplicadas solo en las mismas condiciones encontradas durante el experimento o necesitan para ser extendidas de nuevas investigaciones experimentales. Poodt *et al.* (2003) refieren que las investigaciones realizadas en condiciones de campo están limitadas por la gran cantidad de recursos materiales y humanos necesarios, por lo difícil que resulta la instrumentación y la precisión en el registro de los datos, por la acción directa del clima y la dificultad en establecer y mantener en el tiempo y espacio un valor determinado de las variables relacionadas con el suelo. Además, la

compactación provocada por el tráfico de las máquinas agrícolas depende de muchos factores relacionados con los equipos y el suelo, siendo difícil investigar en el campo todos ellos y su variabilidad (van den Akker, 2004; Marx *et al.*, 2006).

Los resultados de las investigaciones en condiciones de campo han realizado un gran aporte desde el punto de vista empírico; no obstante, quedan por investigar una serie de factores que pudieran ser estudiados aprovechando las posibilidades que brinda la modelación.

1.2. Métodos empleados para modelar la compactación del suelo

Defossez y Richard (2002), refieren que la modelación de la compactación del suelo se ha basado en los métodos: analítico y numérico; criterio que han adoptado también Trautner (2003); Keller (2004); Cui *et al.* (2006) y Keller *et al.* (2007b). Sin embargo, estos autores no han tenido en cuenta los modelos logrados, a través de los métodos empíricos, criterio que sí han considerado Mao y Han (2008). Estos últimos están fundamentados en parámetros que combinan características de los sistemas de rodaje y las cargas aplicados a estos. El efecto sobre el terreno se expresa a través del cambio, en las condiciones iniciales, de la densidad de volumen, resistencia a la penetración, conductividad hidráulica, permeabilidad al aire o al agua, porosidad y otras variables. Algunos de los modelos fueron desarrollados por Bailey y Johnson (1989) y Lerink (1990). El hecho de estar basados solo en relaciones empíricas les imponen similares limitaciones que al método de investigación experimental analizado anteriormente.

Las bases del modelo analítico fueron desarrolladas por Boussinesq (1885), quien estableció una solución para la propagación de los esfuerzos verticales originados por un punto con carga o área circular cargada. Posteriormente, este modelo fue mejorado por Fröhlich (1934) y Söhne (1953), constituyendo la base de los modelos de O'Sullivan *et al.* (1999); Arvidsson *et al.* (2001); Trautner (2003); van den Akker

(2004); Keller (2005) y Keller *et al.* (2007b). Estos modelos presuponen que el suelo es un medio homogéneo, isotrópico y elástico; sin embargo, en el suelo no se cumplen estos supuestos, dado que su deformación no es solo elástica, sino también y en mayor medida plástica (Söhne, 1958). Defosse y Richard (2002) consideran que los métodos analíticos son apropiados para las condiciones del subsuelo, donde el material es más homogéneo, tiene mayor rigidez y por lo tanto ocurrirán menores deformaciones, lográndose mayor exactitud en las predicciones que en la capa superficial.

Liu y Wong (1996), consideran que los modelos numéricos tienen un mayor potencial para obtener resultados más precisos durante la modelación de la compactación del suelo debido a: la introducción de un menor número de supuestos y simplificaciones; caracterizan el suelo como un medio continuo o discreto; usan directamente las condiciones límites en la superficie del suelo logrando mayor precisión en la modelación del área de la huella, presión sobre el suelo y forma del contacto neumático-suelo. Además, pueden considerar el efecto dinámico y calculan simultáneamente la relación esfuerzo-deformación para obtener la distribución de desplazamiento dentro del suelo (Defosse y Richard, 2002). Los modelos numéricos más empleados se fundamentan en los Métodos de Elementos Distintos o Discretos (MED) y de Elementos Finitos (MEF).

El MED es un método desarrollado por Cundall (1971) para el análisis de materiales granulares, siendo posteriormente extendido a la mecánica de los sólidos para estudiar el proceso de falla de geomateriales y concreto (Wang y Tonon, 2009). Las formulaciones originales del MED fueron derivadas para materiales granulares y han sido aplicadas para analizar el comportamiento de suelos arenosos, extendiéndose posteriormente a suelos cohesivos (Upadhyaya *et al.*, 2002). El MED ha sido utilizado con éxito para la modelación dinámica y mecánica de medios granulares, dentro de

estos se ha aplicado a la interacción neumático-suelo (Nakashima y Oida, 2004; Nakashima, 2004; Asaf *et al.*, 2004 y 2006; Nakashima *et al.*, 2007; Khot *et al.*, 2005 y 2007); sin embargo, su aplicación a estudios de compactación del suelo ha sido escaso, en la mayoría de los casos ha estado dirigido a la determinación del patinaje, traficabilidad, y durabilidad de los neumáticos (Figura 1.2).

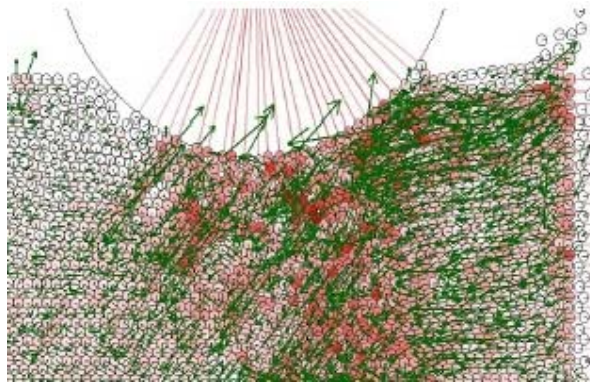


Figura 1.2. Deformación y dirección de las fuerzas en las partículas, para un desplazamiento de 0,04 m de una rueda rígida con una carga vertical de 14,7 N (Khot *et al.*, 2005).

La aplicación del MED tiene limitaciones referidas a la alta capacidad computacional, imprescindible para desarrollar los modelos (Upadhyaya *et al.*, 2002; Wang y Tonon, 2009). Además, los ensayos necesarios para determinar las propiedades de las partículas son costosos y aún no tienen una metodología establecida (Franco *et al.*, 2005, 2007; Bertrand *et al.*, 2008; Bharadwaj *et al.*, 2008). Otra limitación representa la ausencia de softwares comerciales disponibles para su empleo. Sin embargo, Cundall (2002), refiere que este es un método que tendrá un gran desarrollo dentro de los próximos 20 años, debiendo extenderse su aplicación a investigaciones sobre compactación del suelo.

El MEF es en la actualidad la técnica más apropiada para la solución numérica de una variedad de problemas encontrados en la ingeniería (Rashidi *et al.*, 2010), siendo adecuado para el estudio de los fenómenos referidos a deformación, tracción y compactación (Wulfsohn y Adams, 2002). Cui *et al.*, (2006) consideran que el MEF

representa con mayor precisión el fenómeno físico real de la interacción neumático-suelo que los modelos empíricos o analíticos, lo cual ha propiciado su amplio empleo para la modelación de la compactación del suelo (Perumpral *et al.*, 1971; Pollock *et al.*, 1986; Raper y Erbach, 1990a, 1990b; Poodt *et al.*, 2003; Cui *et al.*, 2006, 2007; Biris *et al.*, 2009).

Al evaluar los métodos utilizados para el desarrollo de modelos de compactación del suelo se aprecia que, en este momento, el MEF es el método más adecuado para su aplicación debido a su confiabilidad, grado de madurez en su desarrollo y a la disponibilidad del equipamiento y metodologías necesarias para la obtención de los parámetros constitutivos y propiedades del suelo necesarias para su implementación.

1.3. Modelos constitutivos utilizados para modelar la compactación mediante el MEF

Wulfsohn y Adams (2002), consideran que los modelos constitutivos son modelos analíticos que permiten describir la relación esfuerzo-deformación de un material. Estos son idealizaciones que incorporan las principales propiedades del material, excluyéndose los aspectos considerados de menor importancia. El modelo constitutivo debe aplicarse solo para las condiciones en las cuales estos fueron desarrollados o validados (Desai, 2005).

El comportamiento esfuerzo-deformación del suelo es complejo y difícil de describir con modelos elásticos no lineales como los utilizados en los trabajos desarrollados por Perumpral *et al.* (1971); Yong *et al.* (1978); Raper y Erbach (1990a, 1990b). Kondner y Zelasko (1963) desarrollaron una variante de modelo elástico no lineal de tipo hiperbólico, siendo posteriormente mejorado por Duncan y Chang (1970), el cual ha sido utilizado con éxito en la simulación de la interacción neumático-suelo (Pollock *et al.*, 1986; Chi *et al.*, 1993a y 1993b; Chi y Tessier, 1994; Liu, 1995). Liu (1995), refiere que el éxito del modelo se debe a su generalidad y a la conveniencia de la

determinación de los parámetros constitutivos mediante ensayos triaxiales; sin embargo, presenta limitaciones en la precisión de las predicciones de la deformación volumétrica, después que el suelo alcanza su máximo esfuerzo cortante (Chi y Kushwaha, 1988) y sus formulaciones no están implementadas en muchos de los software de elementos finitos de propósito general.

Los modelos constitutivos elastoplásticos han sido ampliamente utilizados para describir el comportamiento del suelo agrícola (Liu y Wong, 1996; Kirby *et al.*, 1997; Jiang *et al.*, 1999; Gysi, 2000; Gysi, 2001; Shoop, 2001; Poodt *et al.*, 2003; Berli *et al.*, 2004; Fervers, 2004; Herrera, 2006; Herrera *et al.*, 2008a; Iglesias *et al.*, 2008; González *et al.*, 2009b). Estos modelos asumen al suelo como un material elástico lineal mientras está sometido a bajas cargas, y a partir del punto de fluencia lo representan mediante un comportamiento plástico. Wulfsohn y Adams (2002) establecen cinco invariantes que deben cumplir estos modelos: comportamiento elástico que describe la deformación recuperable del suelo; existencia de una superficie de fluencia que define la frontera del dominio elástico, determinando cuándo ocurre deformación plástica; una ley de endurecimiento que establece la magnitud a la cual la superficie de fluencia se expande o contrae; una superficie de potencial plástico en el espacio de esfuerzos, que detalla el modo de deformación plástica en este punto, especificando la extensión relativa de la deformación plástica incremental cuando el material está fluyendo; y una regla de flujo que relaciona el incremento de deformación plástica al incremento de esfuerzos.

Chi *et al.* (1993c) refieren que Drucker (1950) fue el primero en desarrollar una relación esfuerzo-deformación en base a la teoría de la plasticidad, posteriormente esta formulación fue mejorada por Drucker y Prager (1952), siendo empleada con frecuencia en la modelación de problemas relacionados con la interacción neumático-suelo

(Degirmencioglu *et al.*, 1996, 1997; Iglesias *et al.*, 2008; González *et al.*, 2009b; Biris *et al.*, 2009, Rashidi *et al.*, 2010). Herrera (2006), comprobó la correlación entre predicciones y resultados experimentales de los modelos de Mohr-Coulomb y DPE, encontrando que el modelo de Mohr-Coulomb no es capaz de predecir con la exactitud requerida la respuesta mecánica del suelo Ferralítico rojo compactado. Además, determinó que el modelo de Drucker-Prager Extendido es adecuado para simular el comportamiento mecánico de este tipo de suelos.

Los modelos iniciales como el de Drucker Prager tienen como limitación la asunción de una regla de flujo asociada que implica una excesiva dilatación durante la falla del material (Grujicic *et al.*, 2009). Este fue modificado posteriormente con la inclusión de una serie de superficies de fluencia que se mueven simétricamente, interceptando un cono de falla centrado en el eje de presión hidrostática, proporcionando una regla de flujo no asociada en la región de falla cortante. La serie de superficies de fluencia tienen una forma esférica que cierran el cono de Drucker-Prager, este modelo es conocido como modelo cap de Drucker-Prager o Drucker Prager Modificado. Algunas investigaciones donde se emplea este modelo para resolver problemas de interacción neumático-suelo fueron presentadas por: Aubel (1993, 1994); Fervers (1999, 2002, 2004); Shoop (2001); Zhang y Lee (2004); Shoop *et al.* (2005); Chiroux *et al.* (2005); Lee (2009). Han *et al.* (2008) consideran que la superficie cap sirve a dos propósitos principales: limitar la superficie de fluencia en compresión hidrostática, creando un mecanismo de endurecimiento inelástico para representar la compactación plástica y ayudar a controlar la dilatación cuando el material fluye en cortante, aportando una función de ablandamiento del incremento de volumen inelástico creado cuando el material fluye en la superficie de falla cortante y la superficie de transición.

Las modificaciones propuestas de una superficie de fluencia cerrada debido al endurecimiento llevó al desarrollo de otros modelos cap como el Cam Clay, desarrollado por Roscoe *et al.* (1958), el cual fue formulado para arcillas normalmente consolidadas o ligeramente sobreconsolidadas. Posteriormente fue modificado por Roscoe y Burland (1968), dando lugar al modelo Cam Clay Modificado. Este tiene como limitación la utilización de ensayos de consolidación para la determinación de parámetros constitutivos y dificultades en la implementación computacional.

Otros modelos constitutivos como el modelo cap de Di Maggio y Sandler (1971) o el modelo cap avanzado de Chen y Baladi (1985), requieren de un complicado procedimiento computacional para su implementación o como el modelo de Lade (1977) que solo es válido para suelos arenosos (Chi *et al.*, 1993c) han tenido poca aplicación a problemas de interacción neumático-suelo. A su vez, modelos más modernos como los de Klubertanz *et al.*, (1999); Desai (2001); Desai (2005) y otros, han tenido también poca aplicación debido al gran número de parámetros constitutivos necesarios para ejecutar las simulaciones; así como, a la complejidad de su determinación.

El ensayo triaxial es el más empleado en la determinación del comportamiento esfuerzo-deformación de los suelos y en la validación de los modelos constitutivos (Liyanapathirana *et al.*, 2005). Este es un instrumento universal que permite la medición de varios parámetros del suelo incluyendo la resistencia al esfuerzo cortante. Estas pruebas son realizadas con probetas de suelo inalteradas o remoldeadas. Los especímenes remoldeados son los más utilizados para investigaciones fundamentales dedicadas a la investigación de la respuesta mecánica del suelo (Wulfsohn *et al.*, 1998). Los modelos constitutivos requieren de un grupo de propiedades y parámetros como datos de entrada. La precisión resultante de las predicciones depende, en gran medida,

de la exactitud con que estos representen las propiedades físicas y mecánicas del suelo (Chi *et al.*, 1993c; Mouazen *et al.*, 2002).

Los procedimientos de ensayos y la respuesta del suelo bajo diferentes condiciones de carga han sido ampliamente investigados en el ámbito internacional, encontrándose referencias a investigaciones desde suelos arenosos hasta cohesivos (Adams y Wulfsohn, 1997, 1998; Wulfsohn *et al.*, 1998; Sánchez - Girón *et al.*, 2001; Perdok *et al.*, 2002; Mouazen *et al.*, 2002; Srivastava *et al.*, 2006, Nhantumbo, y Cambule, 2006). Sin embargo, para las condiciones de Cuba, los Vertisoles (Rodríguez, 1999; Rodríguez *et al.*, 1999; Rodríguez *et al.*, 2001; Rodríguez y González, 2001; Herrera *et al.*, 2001a, 2001b), y los suelos Ferralíticos (García de la Figal, 1978; Herrera *et al.*, 2004; Pérez de Corcho *et al.*, 2004; Herrera, 2006; Herrera *et al.*, 2008b y 2008c, Morejón *et al.*, 2008) han sido los más estudiados. Con vistas a la modelación de la respuesta mecánica mediante el MEF el único suelo agrícola investigado ha sido el Ferralítico rojo compactado, para el cual se han determinado los parámetros que responden a los modelos constitutivos de Mohr-Coulomb y Drucker-Prager Extendido (Herrera 2006; Herrera *et al.*, 2008a; Iglesias *et al.*, 2008, González *et al.*, 2009a).

Los parámetros constitutivos más utilizados para representar la deformación elástica del suelo son el módulo de elasticidad y el coeficiente de Poisson (Raper y Erbach, 1990a). Ambos se obtienen mediante ensayos triaxiales o de cortante directo; aunque el coeficiente de Poisson (ν) se puede asumir con un valor entre 0,3 y 0,45 (Raper y Erbach, 1990a),

Los modelos constitutivos establecidos para suelos saturados han sido utilizados con éxito en la investigación de la respuesta mecánica de suelos no saturados, como es el caso de la mayoría de los suelos agrícolas, ejemplo de esto son los trabajos realizados por: Hettiaratchi y O'Callaghan (1980); Kirby *et al.* (1997); Kirby y Zoz (1997);

Degirmencioglu *et al.* (1997); Fervers (1999, 2002, 2004); Shoop (2001) y Herrera (2006). La mayoría de ellos consideraron formulaciones en términos de esfuerzos totales en lugar de esfuerzos efectivos, la cual es más simple y conveniente para las condiciones de carga muy complejas provocadas por los neumáticos y esteras (Berli, 2001). Wulfsohn y Adams (2002), consideran que dado el breve período de carga del suelo durante el tránsito de la rueda no se provocan cambios en la presión de poros, resultando adecuado asumir un enfoque a partir de los esfuerzos totales. Además, para el suelo agrícola el espacio poroso y el aire están unidos e interconectados con la atmósfera, bajo estas condiciones la presión de aire en los poros se hace cero, quedando reducidos el esfuerzo neto y la matriz de succión a la presión total y la presión de agua en los poros (Wulfsohn *et al.*, 1998).

Los modelos constitutivos dinámicos son aplicables al comportamiento dependiente del tiempo, donde las fuerzas de inercia tienen una alta incidencia (Hibbitt, Karlsson & Sorensen (HKS), 2008b); sin embargo, aunque el efecto del tráfico de la maquinaria sobre el suelo depende de la velocidad de desplazamiento, el hecho de que las operaciones agrícolas se realicen a bajas velocidades hacen posible evitar la inclusión del efecto dinámico. Rosa y Wulfsohn (1999), consideran que la modelación cuasi-estática de la interacción máquina-suelo es adecuada para el bajo intervalo de velocidades de las operaciones agrícolas, siendo ampliamente utilizada en este tipo de investigaciones (Goldstein, 1996). Criterio similar expresa Shoop (2001), quien plantea que simulaciones cuasi-estáticas representan adecuadamente el movimiento del vehículo a baja velocidad, siendo apropiada para velocidades de hasta 8 km/h. Wulfsohn y Adams (2002) consideran que los modelos constitutivos dinámicos han tenido menor utilización en la simulación de la compactación del suelo debido a la complejidad adicional que aportan desde el punto de vista teórico y computacional.

Chi *et al.* (1993d), plantean tres criterios para la selección de los modelos constitutivos.

El primero, se refiere a la precisión del modelo en la representación de los principales aspectos de la respuesta mecánica del suelo; el segundo, a que sea conciso; y el tercero, a la conveniencia en la determinación de parámetros e implementación.

Al revisar los modelos constitutivos con los criterios de selección anteriormente mencionados se considera, que en la modelación de la compactación del suelo, para las condiciones de Cuba, deben emplearse modelos elastoplásticos en condiciones cuasi-estáticas, como los de Drucker Prager Extendido y Drucker-Prager Modificado.

Los modelos desarrollados internacionalmente se han establecido para suelos de regiones con diferentes características a los encontrados en Cuba. Debido a que la respuesta mecánica de los suelos varía de acuerdo a su naturaleza, textura, composición y ubicación geográfica, por consiguiente sus propiedades mecánicas también varían. El desarrollo de modelos constitutivos que han sido validados en condiciones diferentes a las cubanas, condiciona la investigación o determinación de los modelos constitutivos más adecuados para simular la respuesta mecánica de los suelos agrícolas cubanos.

Herrera (2006) realizó estudios de modelación del suelo agrícola o no saturado, en MEF; tratando aspectos metodológicos de aplicación general a cualquier problema de modelación y en específico para los relacionados con la interacción herramienta de labranza-suelo; sin embargo, no fueron incluidos los aspectos relacionados con la compactación. Dentro de los principales resultados de este trabajo está la definición del modelo constitutivo de Drucker-Prager como válido para su aplicación a los suelos Ferralíticos rojos compactados, aunque no se investigaron modelos cap, los cuales son recomendados para resolver problemas de deformación volumétrica del suelo (Wulfsohn y Adams, 2002).

1.4. Análisis de las investigaciones dirigidas a desarrollar modelos mediante el MEF para la simulación de la compactación del suelo

Los primeros trabajos de aplicación del MEF a los estudios de interacción neumático-suelo se hicieron a finales de la década del 60 y del 70 (Perumpral *et al.*, 1971; Yong *et al.*, 1978). Hasta la década de los noventa del pasado siglo siguieron una tendencia en su desarrollo con la aplicación de modelos elásticos no lineales y elastoplásticos. Estos modelos se caracterizaron por: problemas de deformación plana, o axial simétricos; no tuvieron en cuenta el efecto de grandes desplazamientos (Chi *et al.*, 1993c) y no se representa la interacción neumático-suelo, solo se simula el efecto de una presión uniformemente distribuida sobre un área de contacto circular (Figura 1.3).

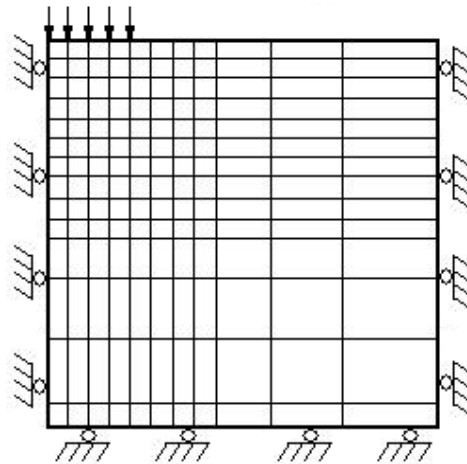


Figura 1.3. Malla de elementos finitos (Raper y Erbach, 1990b).

El avance de las capacidades computacionales y el desarrollo de los modelos constitutivos en los finales de la década de los 90, permitieron concentrarse en expresar con mayor exactitud la geometría; en incluir, además, de la no linealidad material la geométrica, logrando con ello un aumento en la precisión de las predicciones. Los modelos más avanzados se han caracterizado por representar el fenómeno como un problema tridimensional, donde la distribución de presiones, la formación de la huella y la interacción son el resultado de las propiedades representadas por el neumático y el

suelo (Shoop, 2001; Zhang y Lee, 2004; Mohsenimanesh, 2009a, 2009b; Hambleton y Drescher, 2009b).

Shoop (2001) y Fervers (2004) refieren que la solución en MEF, de problemas de modelación de la interacción neumático-suelo, puede dividirse en tres partes: el modelo del suelo, el modelo del neumático y el modelo de la interacción entre ambos.

En la modelación de la interacción neumático-suelo se diferencian los modelos desarrollados con el objetivo de resolver problemas de tracción, traficabilidad, dinámica, diseño del vehículo o del neumático y los dirigidos a predecir la compactación del suelo. Cuando el propósito es el diseño de neumáticos se hace una representación detallada de este, se incluyen: la carcasa, compuesta de varios estratos de cuerdas flexibles (acero o nylon) incrustadas en compuestos de goma; alambres de acero y cables de rayón o nylon; y la banda de rodadura. Cada uno de estos materiales tiene propiedades diferentes, lo que hace al neumático estructuralmente complejo y heterogéneo (Figura 1.4). Estos modelos demandan una alta capacidad computacional (Mathers, 2002); necesitan de técnicas especializadas para obtener los datos de entrada que expresan el comportamiento del neumático a partir de modelos constitutivos más complejos como los hiperelásticos y viscoelásticos. Algunos de los modelos de neumáticos han sido presentados por Darnell *et al.* (1997); Shoop (2001); Pelc (2002); Zhang y Lee (2004); Ghoreishy (2006); Park *et al.* (2007); Mohsenimanesh *et al.* (2009a). Luego de desarrollado el modelo del neumático se valida; generalmente, comparando la deflexión, área de contacto u otras variables con valores observados experimentalmente (Shoop, 2001; Zhang y Lee, 2004; Gruber *et al.* 2008; Suripa y Chaikittiratana, 2008).

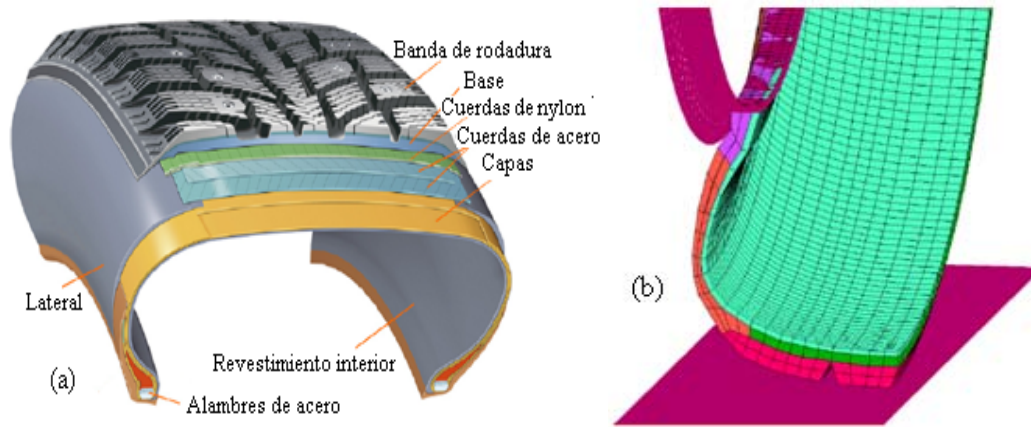


Figura 1.4. Representación del neumático; a) sección transversal (adaptado de Ojala, 2005); b) corte a través de un modelo en elemento finito del neumático, diferentes colores representan partes diferentes (adaptado de Holscher *et al.*, 2004)

La simplificación de las características físicas del neumático ha sido un método utilizado, durante la modelación de la interacción neumático-suelo, con el objetivo de facilitar el desempeño computacional (Nakashima y Wong, 1993; Hu y Abeels, 1994; Aubel, 1994; Shoop 2001; Fervers, 2004; Grujicic *et al.*, 2009). Estas simplificaciones pueden incluir la idealización del neumático con una sola capa y banda de rodadura lisa, la cual representa las propiedades generales de este (Chen y Wong, 1988; Nakashima y Wong, 1993; Hu y Abeels, 1994). Shoop 2001, representó un neumático tridimensional con dos variantes, una con banda de rodadura sin estrías y el otro con estrías, encontrando que las corridas del primer modelo fueron cuatro veces más rápidas que con el segundo y que en la mayoría de los casos, el ajuste de las predicciones a los datos experimentales del ejemplo con banda lisa fueron tan buenos o mejores que el modelo con estrías (Figura 1.5). Ghoreishy (2009) refiere que para estudios del comportamiento global del neumático un modelo con la banda de rodadura simple o con pocos detalles es suficiente, dado que se evita el alto costo computacional de modelos más complejos.

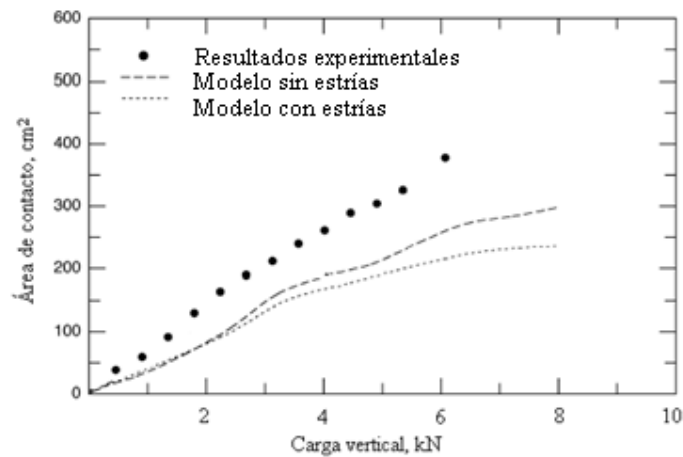


Figura 1.5. Característica carga-área de contacto de un neumático Wrangler AT, comparación con simulaciones en elementos finitos (Shoop, 2001).

En los modelos desarrollados con el objetivo de predecir la compactación, generalmente el neumático no se representa, solo se simula el efecto de una presión uniforme sobre un área del suelo con forma preestablecida (Figura 1.6), constituyendo una excesiva simplificación del problema, debido a que se desprecia la deformación del neumático y su influencia en la forma y dimensiones de la huella (Shoop 2001).

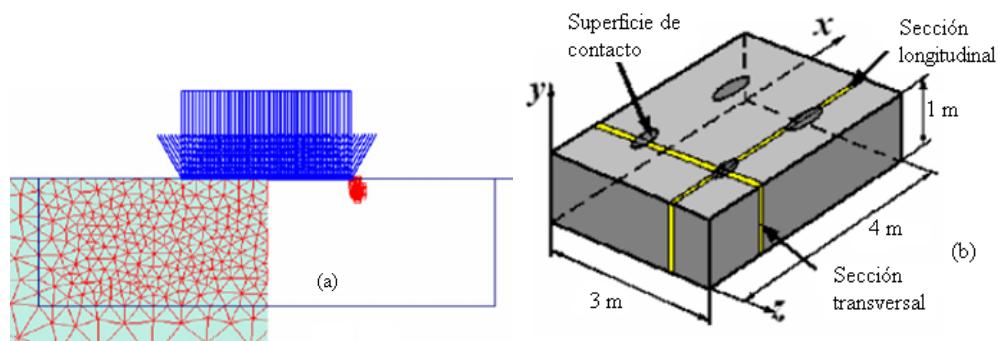


Figura 1.6. Representación del contacto neumático-suelo en investigaciones sobre compactación del suelo; a) Cui *et al.*, 2007; b) Biris *et al.*, 2009.

Los modelos elásticos han sido utilizados para representar el modelo del material de los neumáticos con el objetivo de disminuir la demanda computacional, favorecer la convergencia y ante dificultades en la obtención de parámetros constitutivos del neumático (Chen y Wong, 1988; Nakashima y Wong, 1993; Hu y Abeels, 1994; Tonuk y Unlusoy, 2001; Ali *et al.* 2007, Hambleton y Drescher, 2008b, Flores *et al.*, 2010),

llegando a representarse, en ocasiones, por una rueda rígida (Liu y Wong, 1996; Chiroux *et al.*, 2005; Hambleton y Drescher, 2008a, 2009a, 2009b). Las propiedades elásticas del neumático son descritas por el módulo de elasticidad y el coeficiente de Poisson, los cuales caracterizan el comportamiento combinado de los elementos estructurales (Nakashima y Wong, 1993). Criterios ampliamente aceptados consideran el material de los neumáticos con bajo módulo de elasticidad, alta deformabilidad e incompresibles. Esta última característica permite asumir valores del coeficiente de Poisson cercanos a 0,5 (Nakashima y Wong, 1993; Hu y Abeels, 1994).

Durante el proceso de discretización del neumático los elementos híbridos han sido usados con frecuencia (Hu y Abeels, 1994; Ghoreishy, 2006; Gruber *et al.*, 2008; Suripa y Chaikittiratana, 2008; Grujicic *et al.*, 2009). Hu y Abeels (1994), refieren que los elementos híbridos son especialmente adecuados para modelar material incompresible.

En la modelación de la interacción neumático-suelo una parte muy importante es el análisis de los esfuerzos y deformaciones durante el contacto entre ambos. Pelc (2002) y Mohsenimanesh *et al.* (2009a) refieren que los métodos más empleados para la representación del contacto son las funciones “penalty” y multiplicador de Lagrange, los cuales son adecuadas para resolver problemas de contacto no lineales. Este criterio es compartido por Gonzalez *et al.* (2008); sin embargo, estos consideran que entre ambos la mejor alternativa es el multiplicador de Lagrange. No obstante, Ghoreishy (2001) considera que este método provoca un incremento en la demanda computacional lo cual reduce su eficiencia. El otro factor que interviene en la modelación del contacto es el comportamiento friccional entre el suelo y el neumático, el cual es representado mediante el criterio de fricción de Coulomb (Hu y Abeels, 1994; Shoop 2001; Zhang y Lee, 2004; Gruber *et al.*, 2008, Ghoreishy, 2009a y 2009b, Hambleton y Drescher, 2009a, 2009b).

La respuesta del suelo al tráfico del neumático está caracterizada por la no linealidad material (relación esfuerzo-deformación no lineal) y geométrica (grandes desplazamientos y grandes deformaciones); la solución de ambas se realiza mediante un procedimiento de carga incremental para hacer lineal la relación esfuerzo-deformación y lograr convergencia. En cada paso la carga se aplica en incrementos suficientemente pequeños, de modo tal que el problema no lineal pueda ser aproximado a una serie de problemas lineales (Shen y Kushwaha, 1988). Raper y Erbach (1990a) consideran que teóricamente se obtiene una aproximación más cercana a la solución exacta cuando la carga de cada incremento es menor y el número de pasos de carga mayor.

Para la solución de la no linealidad del material los procedimientos de iteración más frecuentes son los de Newton-Raphson y Newton-Raphson modificado. En el primero la matriz de rigidez es actualizada en cada iteración y en el segundo, llamado también iteración de rigidez constante, la matriz de rigidez es actualizada solo en cada incremento de carga (Upadhyaya y Wulfsohn, 2002).

Para la solución de la no linealidad geométrica se utilizan las técnicas iterativas de Newton-Raphson, el método de carga incremental y una combinación de ambos (Shen y Kushwaha, 1988). Zinkiewicz y Taylor (1991), consideran que el primero es probablemente el proceso que más rápidamente converge, plantean, además, que la rapidez de su convergencia tiene como inconveniente que una nueva matriz tiene que ser resuelta para cada paso de integración y en algunas ocasiones, como en elastoplasticidad no asociada, la matriz de rigidez simétrica se convierte en no simétrica y consecuentemente se necesita un método no simétrico. El método de Newton-Raphson modificado usa esencialmente el mismo algoritmo que el anterior, pero sustituye la rigidez jacobiana variable por una aproximación constante, llevando frecuentemente a problemas de convergencia en presencia de no linealidad del material

y grandes deformaciones, como en el caso de interacción máquina-suelo lo que hace preferible el método básico de Newton-Raphson (Desai *et al.*, 1982; Upadhyaya y Wulfsohn, 2002).

Mair (2001), refiere la calibración como el proceso de ajuste numérico de los parámetros físicos del modelo y coeficientes, con el propósito de aumentar la exactitud de las predicciones. Criterios similares expresan Rechenmacher y Medina-Zetina (2007); Wang y Tonon (2009); Zhang *et al.* (2009). La calibración se realiza determinando los parámetros experimentalmente o mediante el método de prueba y error. Otros procedimientos de calibración incluyen las teorías del problema inverso (Calvello y Finno, 2004; Azaf *et al.*, 2005; Franco *et al.*, 2005 y 2007), la utilización de redes neuronales (Obrzud *et al.*, 2009) y algoritmos genéticos (Samarajiva *et al.*, 2005). El método de análisis inverso se aplica estimando valores iniciales a los parámetros a calibrar, a partir de un juicio ingenieril o de referencias de publicaciones. Los resultados alcanzados son comparados con los datos experimentales, procediéndose iterativamente a variar los datos de entrada hasta alcanzar el ajuste adecuado (representado por un valor dado o norma o una función objetivo) entre la simulación y los datos observados. Calvello y Finno (2004) consideran a las técnicas de análisis inverso un modo más objetivo y efectivo de calibrar un modelo.

La validación de los modelos en elementos finitos de la interacción neumático-suelo se ha realizado a partir de la comparación de las predicciones con resultados experimentales, de ensayos en canales de suelo bajo condiciones controladas (Degirmencioglu *et al.*, 1996; Kirby *et al.*, 1997; Jiang *et al.*, 1999), en experimentos de campo (Chi *et al.*, 1993a y 1993b; Berli, 2001; Berli *et al.*, 2003, 2004; Liu y Wong, 1996; Gysi, 2000; Gysi *et al.*, 2001b; Shoop, 2001; Poodt *et al.*, 2003; Fervers, 1999, 2002, 2004) y en otros casos comparando las predicciones con otros modelos (analíticos

o MEF) desarrollados anteriormente, (Raper y Erbach, 1990a, 1990b; Degirmencioglu *et al.*, 1996; Degirmencioglu, 1997). En el ajuste del modelo a los datos experimentales influyen factores como: el modelo constitutivo empleado, la exactitud en la determinación de los parámetros constitutivos, la precisión en la representación geométrica y física del modelo, las condiciones de bordes y cargas, la discretización del modelo y otros factores presentes durante el proceso de modelación (Fervers 1999; Herrera 2006; Shoop 2001).

Para la simulación mediante el MEF de la respuesta mecánica del suelo, se utilizan programas especializados para suelos saturados, como es el caso de Plaxis BV y SoilVision o de propósito general como el ABAQUS, ANSYS, LS-DYNA, MSC-NASTRAN; COSMOSM, y otros. Para su elección se debe tener en cuenta que el software disponga de los modelos constitutivos que representan el fenómeno físico y que su formulación teórica coincida con el problema a resolver; su disponibilidad; así como la capacidad computacional requerida para la corrida de los modelos. Ghoreishy (2008) refiere que ABAQUS ha sido el que más se ha utilizado para resolver problemas de interacción neumático-suelo y de compactación (Hu y Abeels, 1994; Shoop 2001; Fervers, 2004; Hambleton y Drescher, 2008b; Hambleton y Drescher 2009a; Zamzamzadeh y Negarestani, 2009).

Conclusiones parciales del capítulo

1. La modelación de la compactación mediante el Método de Elementos Finitos constituye una herramienta fundamental para la predicción de la compactación del suelo, siendo ampliamente empleada en el ámbito internacional, sin embargo, en Cuba ha sido muy poco utilizada.
2. El desarrollo de los modelos constitutivos, la adecuada representación del fenómeno físico real de la interacción neumático-suelo, el desarrollo computacional actual, la

disponibilidad de instalaciones y recursos para realizar los ensayos a partir de los cuales obtener los datos de entrada para las simulaciones, hacen al MEF la técnica más apropiada para la modelación de la compactación del suelo.

3. Los modelos constitutivos de Drucker-Prager Extendido y Drucker Prager Modificado han sido ampliamente utilizados para modelar la interacción neumático-suelo.
4. El hecho de que las velocidades de desplazamiento de los tractores durante la realización de las labores agrícolas son bajas, a que es posible despreciar el efecto de las cargas de inercia durante el tráfico del neumático y a la complejidad adicional que aportan, desde el punto de vista teórico y computacional, los modelos constitutivos dinámicos, hacen que las simulaciones cuasi-estáticas hayan sido más utilizadas para la modelación de la interacción neumático-suelo.
5. Los modelos constitutivos elásticos han sido ampliamente utilizados para representar mediante el MEF, la respuesta mecánica de los neumáticos.
6. El software de elementos finitos de propósito general **ABAQUS** ha sido ampliamente utilizado para modelar problemas de interacción neumático-suelo.

CAPÍTULO II

FUNDAMENTACIÓN TEÓRICA DE LOS MODELOS CONSTITUTIVOS Y DEL MODELO DEL CONTACTO

CAPÍTULO II

FUNDAMENTACIÓN TEÓRICA DE LOS MODELOS CONSTITUTIVOS Y DEL MODELO DEL CONTACTO

En el capítulo anterior se definió que los modelos constitutivos de Drucker Prager Extendido (DPE) y Drucker Prager Modificado (DPM), para el suelo, y elasticidad lineal para el neumático son apropiados para la modelación de la compactación del suelo. En el presente capítulo se fundamentan teóricamente las leyes constitutivas de DPE y DPM para el suelo y de elasticidad lineal para el neumático, así como la formulación del contacto entre ambos. Estos modelos se encuentran implementados en ABAQUS, 6.8-1, el cual es el software seleccionado para la simulación de la compactación debido a su éxito y amplia utilización.

2.1. Fundamentación teórica de los modelos constitutivos empleados para la simulación de la compactación del suelo

El estudio del comportamiento elasto-plástico de los materiales sometidos a esfuerzos, descompone la deformación en una parte elástica o recuperable (ϵ^{el}) y otra plástica o irrecuperable (ϵ^{pl}), ecuación [2.1]. Esta separación está basada en la asunción de que hay una relación aditiva entre las deformaciones.

$$\epsilon = \epsilon^{el} + \epsilon^{pl} \quad [2.1]$$

El estado de esfuerzos dentro de una masa de suelo puede ser representado por un cubo infinitesimal con tres componentes de esfuerzos (uno normal y dos tangenciales o cortantes) en cada una de sus seis caras (Figura 2.1).

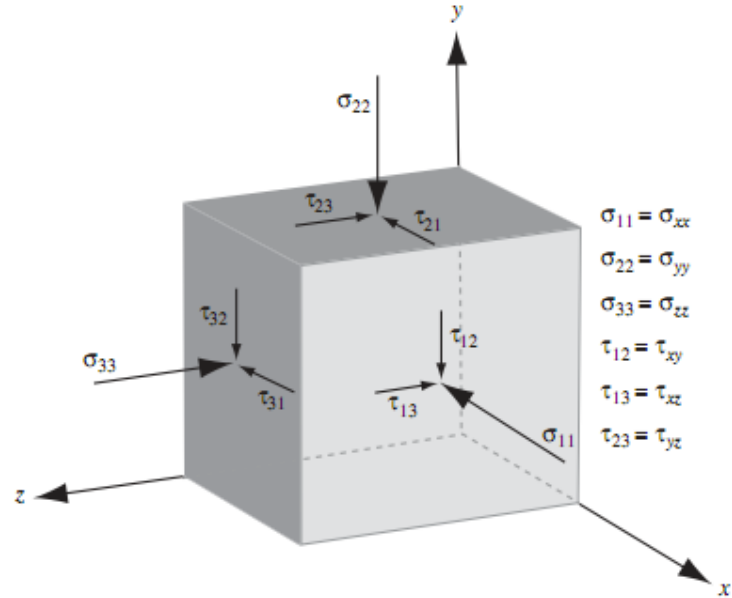


Figura 2.1. Estado de esfuerzos tridimensional (Helwany, 2007).

Estos nueve componentes son suficientes para representar el estado de esfuerzos en el volumen de suelo. Estos pueden ser organizados en la matriz de esfuerzos:

$$[\sigma] = \begin{pmatrix} \sigma_{11} & \tau_{12} & \tau_{13} \\ \tau_{21} & \sigma_{22} & \tau_{23} \\ \tau_{31} & \tau_{32} & \sigma_{33} \end{pmatrix} \quad [2.2]$$

Donde: σ_{11} , σ_{22} y σ_{33} : esfuerzos normales a los planos principales; τ_{12} , τ_{13} , τ_{21} , τ_{23} , τ_{31} y τ_{32} son los esfuerzos cortantes.

Como resultado del equilibrio estático los esfuerzos cortantes a través de las diagonales son iguales, es decir, $\tau_{12} = \tau_{21}$, $\tau_{13} = \tau_{31}$ y $\tau_{23} = \tau_{32}$. La organización de los nueve componentes de esfuerzos es conocida como el tensor de esfuerzos [2.2]. Los componentes normales de este son nombrados como esfuerzos principales. Si un material es isotrópico, la dirección de los esfuerzos en un punto no es importante y el estado de esfuerzos puede ser completamente descrito en términos de los tres esfuerzos principales.

El comportamiento isotrópico en elasticidad lineal expresa que los módulos de elasticidad (E , ν) son independientes de su orientación en el material. La relación-esfuerzo deformación elástica lineal, en condiciones isotrópicas tridimensionales se presenta en [2.3].

$$\begin{Bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \tau_{12} \\ \tau_{13} \\ \tau_{23} \end{Bmatrix} = \frac{E}{(1 + \nu)(1 - 2\nu)} \begin{bmatrix} 1 - \nu & \nu & \nu & 0 & 0 & 0 \\ \nu & 1 - \nu & \nu & 0 & 0 & 0 \\ \nu & \nu & 1 - \nu & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 - 2\nu & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 - 2\nu & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 - 2\nu \end{bmatrix} \quad [2.3]$$

La deformación plástica o irreversible, la cual ocurre cuando el esfuerzo a que se somete el material es superior al de fluencia, se representa mediante modelos de plasticidad formulados en términos de las cinco invariantes referidas en el Capítulo I, pág. 19.

2.2. Modelo constitutivo de Drucker Prager Extendido

El modelo constitutivo de 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. Generalmente, permite cambio de volumen con comportamiento inelástico, la regla de flujo definiendo la deformación inelástica permite simultáneamente dilatación inelástica (incremento de volumen) y cortante inelástico (HKS, 2008a).

El criterio de fluencia en este modelo se basa en la forma de la superficie de fluencia en el plano meridional. Puede tener forma lineal, hiperbólica o exponencial. La selección, entre las tres formas de la superficie de fluencia, se realiza considerando el tipo de análisis, la clase del material y los datos disponibles para la calibración de los parámetros del modelo.

El modelo hiperbólico es útil para materiales frágiles, en los cuales están disponibles datos de compresión y de tracción triaxial como el caso de las rocas. El criterio exponencial es el más general, determina los parámetros del material usando el método de los mínimos cuadrados directamente de datos de los ensayos triaxiales. Para la realización de esta investigación se seleccionó el modelo lineal, dado que está dirigido a aplicaciones donde prevalecen esfuerzos de compresión, flujo inelástico asociado y ángulos separados de dilatación y fricción.

El modelo lineal de DPE se muestra en la Figura 2.1, en este se representa el comportamiento esfuerzo deformación, a través de las tres invariantes de esfuerzos. Este puede ser expresado analíticamente mediante las formulaciones siguientes:

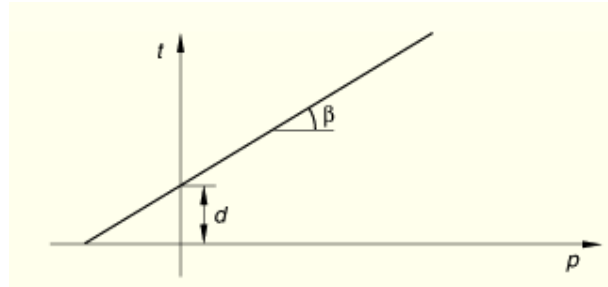


Figura 2.1 Criterio de fluencia lineal (HKS, 2008a).

$$F = t - p \tan \beta - d = 0 \quad [2.4]$$

Donde, F – superficie de fluencia lineal; t – esfuerzo desviador; p – presión normal media; β – ángulo de fricción del material; d – cohesión del material.

$$t = \frac{q}{2} \left[1 + \frac{1}{K} - \left(1 - \frac{1}{K} \right) \left(\frac{r}{q} \right)^3 \right] \quad [2.5]$$

Donde, r – tercer invariante del esfuerzo desviador; K – coeficiente de esfuerzos.

$$r^3 = (\sigma_1 - \sigma_3)^3 \quad [2.6]$$

El coeficiente de esfuerzos es un parámetro que controla la dependencia de la superficie de fluencia del valor del esfuerzo principal intermedio (Figura 2.2).

Cuando $K = 1$, $t = q$; lo cual implica que la superficie de fluencia es el círculo de von Mises, en el plano del esfuerzo desviador principal (plano π); en este caso el esfuerzo

de fluencia en tracción triaxial es igual que en compresión triaxial. Para asegurar que la superficie de fluencia permanezca convexa se requiere $0,8 \leq K \leq 1$ (Figura 2.2).

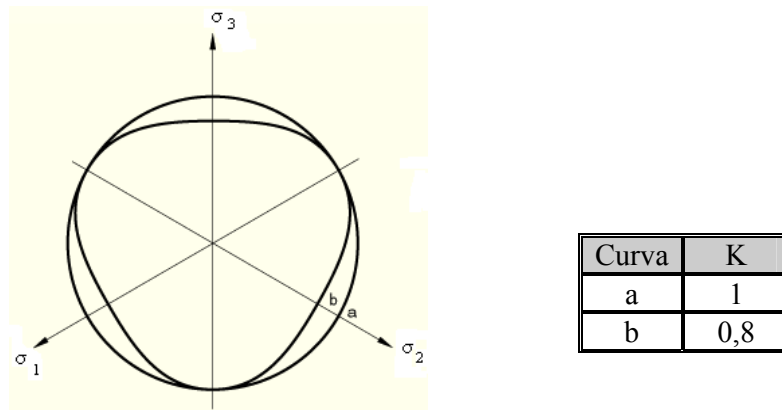


Figura 2.2 Superficies de fluencia en el plano desviador (HKS, 2008a).

$$p = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3} \quad [2.7]$$

Donde, σ_1 – esfuerzo principal mayor; σ_2 – esfuerzo principal intermedio; σ_3 – esfuerzo principal menor.

$$q = \sigma_1 - \sigma_3 \quad [2.8]$$

Donde, q – esfuerzo equivalente o de von Mises.

$$G = t - p \tan \psi \quad [2.9]$$

Donde, G – Potencial de flujo plástico; ψ – ángulo de dilatación en el plano $t - p$.

En materiales granulares como el suelo se aplica la regla de flujo no asociada en el plano $p - t$, en el sentido de que el flujo se asume normal a la superficie de fluencia en el plano π , pero con un ángulo ψ al eje t en el plano $p - t$, donde usualmente $\psi < \beta$ (Figura 2.3). La regla de flujo asociada se aplica de establecer $\psi = \beta$. Si $\psi = 0$ la deformación inelástica es incompresible, si $\psi \geq 0$ el material se dilata.

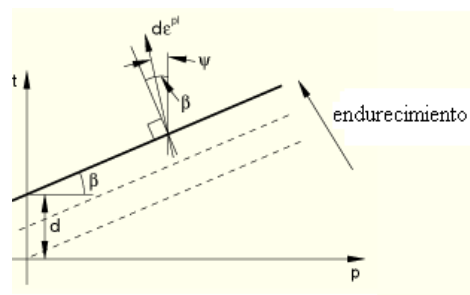


Figura 2.3 Modelo lineal de Drucker Prager, superficie de fluencia y dirección de flujo en el plano $p - t$ (HKS, 2008b).

2.3. Modelo constitutivo de Drucker Prager Modificado

Está basado en la adición de una capa que cierra la superficie de fluencia del modelo lineal de DPE, la cual provee un mecanismo de endurecimiento inelástico para ayudar a controlar la dilatación en volumen cuando el material fluye en cortante. Se utiliza para materiales geológicos cohesivos que presentan fluencia dependiente de la presión, como el suelo y rocas. En la superficie de fluencia se distinguen dos secciones principales, la primera, formada por la superficie de fluencia a cortante, la cual se corresponde con la del modelo lineal de DPE y la otra, que cierra la superficie de compresión (Figura 2.4). Entre estas dos hay una superficie de transición que une los dos segmentos anteriores. El modelo establece una regla de flujo no asociada en la región de fluencia cortante y de flujo asociada en la superficie de fluencia a compresión.

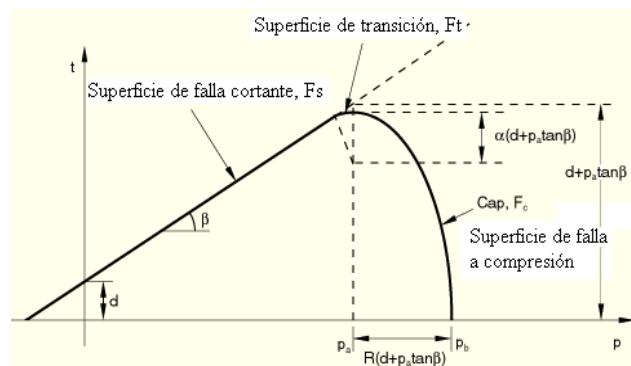


Figura 2.4 Modelo de Drucker Prager modificado (HKS, 2008b).

La superficie de fluencia que cierra el cono de falla (F_c) tiene forma elíptica con excentricidad constante en el plano $p - t$. La superficie capa se endurece o ablanda en función de la deformación plástica volumétrica (ϵ_v^p). La deformación plástica de compactación causa endurecimiento (se produce la fluencia en la superficie capa), y dilatación plástica volumétrica causa ablandamiento (se produce la fluencia en la superficie falla cortante).

$$F_c = \sqrt{(p - p_a)^2 + \left[\frac{R_t}{(1 + \alpha - \alpha/\cos \beta)} \right]^2} - R(d + p_a \tan \beta) = 0 \quad [2.10]$$

Donde, R – parámetro del material que controla la forma de la superficie capa, relaciona la longitud entre la altura de esta superficie, toma valor entre $0,0001 \leq R \leq 1000$; α – radio de la superficie de transición, toma valor entre $0 \leq \alpha \leq 0,05$; p_a – representa la deformación plástica volumétrica en endurecimiento o ablandamiento.

$$p_a = \frac{p_b - R_d}{(1 + R \tan \beta)} \quad [2.11]$$

Donde, p_b – esfuerzo de fluencia en compresión hidrostática.

La ley de endurecimiento-ablandamiento es una función que relaciona el esfuerzo de fluencia en compresión hidrostática y la deformación volumétrica inelástica (ε_{vol}^{in}).

$$\varepsilon_{vol}^{in} = \varepsilon_{vol}^{pl} + \varepsilon_{vol}^{cr} \quad [2.12]$$

En el capítulo I se hace referencia a no incluir el efecto del tiempo en el análisis de la respuesta mecánica del suelo al tránsito de neumáticos; esta afirmación hace cero la deformación volumétrica creep (ε_{vol}^{cr}), dado que esta se refiere a la deformación del suelo variable con el tiempo (Helwany, 2007).

La formulación que describe la superficie de transición se expresa en la ecuación 2.13

$$Ft = \sqrt{(p - p_a)^2 + \left[t - \left(1 - \frac{\alpha}{\cos \beta} \right) (d + p_a \tan \beta) \right]^2} - \alpha(d + p_a \tan \beta) = 0 \quad [2.13]$$

El potencial de flujo en el plano $p - t$ se muestra en la figura 2.5.

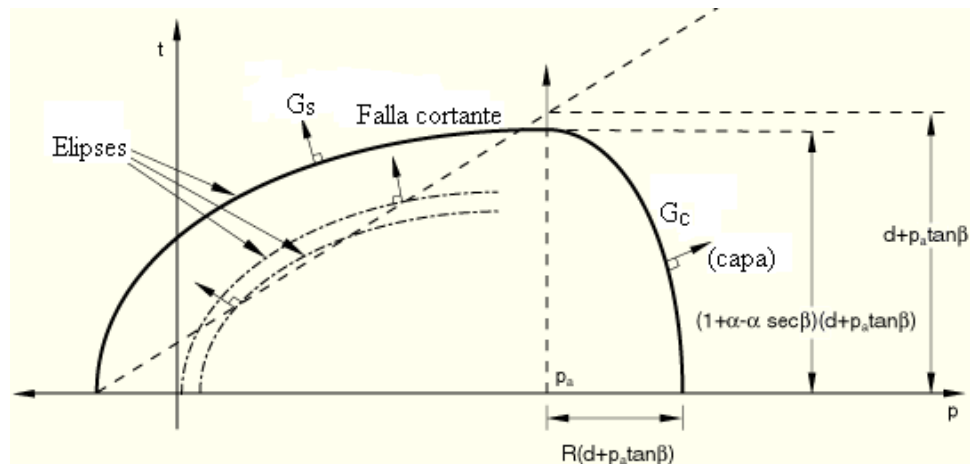


Figura 2.5. Potencial de flujo en el plano $p - t$ (HKS, 2008b).

El potencial de flujo en la superficie capa (G_c) y en las de falla cortante y de transición (G_s) se expresan mediante las ecuaciones 2.14 y 2.15.

$$G_c = \sqrt{(p - p_a)^2 + \left[\frac{Rt}{1 + \alpha - \alpha/\cos \beta} \right]^2} \quad [2.14]$$

$$G_s = \sqrt{[(p_a - p) \tan \beta]^2 + \left[\frac{t}{1 + \alpha - \alpha/\cos \beta} \right]^2} \quad [2.15]$$

2.4. Formulación del contacto neumático-suelo

Los problemas del contacto son inherentemente no lineales, ya que, antes de que se produzca el contacto las condiciones de contorno son condiciones de esfuerzo, mientras que durante el contacto deben imponerse restricciones cinemáticas para impedir la penetración de un contorno a través del otro (Zienkiewicz y Taylor, 2010). ABAQUS/CAE 6.8-1 establece los modelos analíticos para la simulación del contacto entre dos cuerpos deformables. Cada uno de ellos se basa en la selección de una discretización del contacto (algoritmo que identifica qué puntos de un segmento del contorno interaccionan con otros situados en otro segmento del contorno), un criterio de rastreo (tracking approach) que tiene en cuenta el movimiento relativo de las dos superficies que forman el par, la asignación de “maestra” o “esclava” a las superficies en contacto y la introducción de las propiedades del contacto.

La discretización nodo a superficie realiza el contacto de modo que cada nodo esclavo, en un lado del contacto interactúa con un punto de proyección en la superficie maestra, en el lado opuesto. Así, cada condición de contacto incluye un solo nodo esclavo y el grupo de nodos maestros más cercanos, a partir del cual los valores son interpolados al punto de proyección. En el método superficie a superficie las condiciones de contacto son establecidas en un sentido promedio, no como puntos discretos (nodo a superficie). Además, se representan los esfuerzos y presiones resultantes con mayor precisión y es menos sensitivo a la designación de “esclava” y “maestra” en el par de contacto.

Los criterios de rastreo implementados en ABAQUS 6.8-1 son el de deslizamiento finito (finite sliding) y el de pequeños deslizamientos (small sliding). Dado que este ultimo criterio asume que habrá poco deslizamiento relativo de una superficie a lo largo de la otra, se considera que el primero, representa con mayor fidelidad, el problema del contacto de un neumático rodando sobre el suelo. Esta formulación es la más general y se aplica donde se produce deslizamiento relativo de amplitud finita y rotación arbitraria de las superficies.

El suelo y el neumático solo pueden interactuar uno con otro, en dos direcciones: normal y tangencial. Las propiedades de la interacción se refieren a la selección de los métodos de solución de las ecuaciones en ambas direcciones y la inserción de condiciones apropiadas para evitar la penetración y transmitir correctamente las fuerzas entre los cuerpos. ABAQUS/CAE 6.8-1 dispone de varios algoritmos, a través de los cuales las restricciones de penetración, resultantes del análisis de la dirección de contacto normal son resueltas. Entre estas, el método del multiplicador de Lagrange y otro basado en una función de penalización, son los más utilizados. La diferencia fundamental entre ambos es que, el primero refuerza la restricción del contacto añadiendo grados de libertad al problema, con lo que se incrementan las dimensiones de las ecuaciones de trabajo y el tiempo de cálculo, reduciéndose la eficiencia computacional. Mientras, la función de penalización no añade grados de libertad, sino que se añaden valores numéricos en la matriz de rigidez del sistema para simular la rigidez entre nodos (Ghoreishy, *et al.*, 2001). La restricción de penetración del contacto, debido a la fricción (tangencial) es resuelta mediante una formulación de penalización, que tiene en cuenta el desplazamiento relativo de las superficies interactuando y una formulación de “Lagrange”, que es más cara en términos de recursos de computación, debido a que usa variables adicionales para cada nodo en la superficie con contacto de fricción.

ABAQUS/CAE 6.8-1 establece la relación entre esfuerzo normal y tangencial, mediante el modelo de fricción isotrópica de Coulomb. El máximo esfuerzo cortante que puede realizarse entre dos cuerpos en contacto depende de la presión normal entre ellos. Dos superficies en contacto pueden soportar una cierta magnitud de fuerza cortante actuando sobre una de ellas, hasta que se produzca el patinaje de una con respecto a otra.

$$\tau_{crit} = \mu P \quad [2.16]$$

El modelo de Coulomb (ecuación 2.16) define τ_{crit} como el esfuerzo cortante al cual se produce el patinaje de la superficie; P el esfuerzo normal actuando sobre esta y μ el coeficiente de fricción.

Conclusiones parciales

1. Los parámetros constitutivos necesarios para la implementación de las leyes constitutivas de DPE y DPM son: módulo de Young, coeficiente de Poisson, ángulo de fricción del material, coeficiente de esfuerzos, ángulo de dilatación, coeficiente de excentricidad de la superficie capa, cohesión del material, deformación volumétrica inicial y radio de la superficie de transición.
2. La formulación del contacto incluye la selección de un método de discretización del contacto, un algoritmo de rastreo, y la asignación de propiedades de interacción, normal o cortante.
3. La relación entre propiedades de la interacción de contacto normal y tangencial se logra mediante la formulación clásica del modelo de fricción isotrópica de Coulomb.

CAPÍTULO III

PROPIEDADES, PARÁMETROS Y DEFINICIÓN DEL MODELO CONSTITUTIVO

CAPÍTULO III

PROPIEDADES, PARÁMETROS Y DEFINICIÓN DEL MODELO CONSTITUTIVO

En el Capítulo II se fundamentaron teóricamente los modelos constitutivos de Drucker Prager Extendido y de Drucker Prager Modificado; ambos, según las investigaciones realizadas, pueden predecir la respuesta mecánica de suelos similares al Ferralítico rojo; por tanto, se hace necesario definir cuál de estos dos hace una representación más exacta del comportamiento de este tipo de suelos a compresión triaxial. Como paso previo se deben obtener las propiedades mecánicas y parámetros constitutivos que caracterizan el comportamiento del suelo y que aportan los datos de entrada para las simulaciones.

3.1. Programa de las investigaciones experimentales

Las investigaciones experimentales se realizaron en el Laboratorio de Suelos y Rocas, de la Empresa Nacional de Investigaciones Aplicadas (ENIA), perteneciente al Ministerio de la Construcción, en la provincia de Villa Clara. El programa (Tabla 3.1) incluye la determinación de las propiedades físicas del suelo, las propiedades mecánicas y parámetros necesarios para los modelos constitutivos antes mencionados. El suelo objeto de estudio fue un Rhodic Ferralsol, según la clasificación FAO-UNESCO (1988) y Ferralítico rojo compactado según la tercera clasificación genética de los suelos de Cuba (Instituto de Suelos, 1980). Las muestras fueron recogidas de la zona agrícola de

San José de las Lajas, provincia Mayabeque, Cuba, en las coordenadas 23° 00' 06,27'' de latitud norte y 82° 08' 35,39'' de longitud oeste, en un área de producción aledaña al Centro de Mecanización Agropecuaria de la Universidad Agraria de la Habana. Este tipo de suelo tiene un alto contenido de arcilla y de sesquióxidos de hierro y aluminio, los cuales influyen en el endurecimiento, se caracterizan por ser suelos arcillosos muy plásticos en estado húmedo y muy duros o compactos en estado seco

Tabla 3.1. Programa de las investigaciones experimentales.

Tarea	Objeto de estudio	Aspectos a analizar	Lugar
1	Propiedades físicas del suelo	Granulometría. Peso específico. Límites de plasticidad. Contenido de materia orgánica	Laboratorio de suelo y rocas, (ENIA, VC).
2	Propiedades mecánicas.	Módulo de elasticidad. Módulo cortante. Coeficiente de Poisson. Esfuerzo de fluencia	Laboratorio de suelo y rocas, (ENIA, VC).
3	Parámetros constitutivos del modelo de DPE.	Ángulo de fricción del material en el plano q-p. Ángulo de dilatación.	Laboratorio de suelo y rocas, (ENIA, VC).
4	Parámetros constitutivos del modelo de DPM.	Cohesión del material en el plano q-p.	Laboratorio de suelo y rocas, (ENIA, VC).

La determinación de las propiedades mecánicas y parámetros constitutivos incluyeron condiciones de suelo desde seco hasta muy húmedo y densidades desde suelo suelto hasta compacto (Tabla 3.2).

Tabla 3.2. Valores de humedad y densidad de volumen a las que se realizaron los ensayos.

$W, \%$	$\rho_d, \text{g cm}^{-3}$	$W, \%$	$\rho_d, \text{g cm}^{-3}$	$W, \%$	$\rho_d, \text{g cm}^{-3}$	$W, \%$	$\rho_d, \text{g cm}^{-3}$
20	1,0	25	1,0	35	1,0	40	1,0
20	1,1	25	1,1	35	1,1	40	1,1
20	1,175	25	1,175	35	1,175	40	1,175
20	1,25	25	1,25	35	1,25	40	1,25

3.2. Metodologías empleadas para la determinación de las propiedades físicas, mecánicas y parámetros constitutivos

➤ **Metodología para la recogida de muestras.** En la parcela experimental se realizaron cinco calicatas en una de sus diagonales, recogiendo en cada una de estas el suelo en tres capas; la primera de 0 a 0,15 m; la segunda de 0,15 a 0,3 m y la tercera desde 0,30 a 0,50 m. Posteriormente las muestras se trasladaron hasta el laboratorio en sacos de nailon (NC 10:1998).

➤ **Metodologías utilizadas para la determinación de propiedades del suelo.**

- **Ensayos de granulometría.** Se realizó mediante la separación y clasificación por tamaños de las partículas. Para las partículas mayores de 75 mm se empleó el método del tamiz y para las menores de 75 mm se utilizó un proceso de sedimentación, midiéndose posteriormente la densidad del conjunto suelo-agua con un areómetro (NC 20: 1999). El defloculante utilizado fue el metafosfato de sodio.

- **Ensayos de peso específico (G_s).** Se realizó mediante el método del tamizado para las partículas mayores de 2 mm y del picnómetro para las menores de esas dimensiones (NC 19: 1999).

- **Límites de plasticidad.** Se realizó mediante la determinación del límite superior de plasticidad o límite líquido (LL) utilizando el método y aparato de Casagrande, y el límite inferior de plasticidad o límite plástico (LP) empleando el método de los rollitos de Atterberg (NC 58: 2000). El índice de plasticidad del suelo (IP) se obtuvo como:

$$IP=LL-LP \quad [3.1]$$

Donde: IP - Índice de plasticidad, %; LL - Límite líquido, %; LP - Límite plástico, %.

- **Contenido de materia orgánica (MO).** Se realizó mediante el método colorimétrico, oxidación con dicromato de potasio y ácido de sulfúrico concentrado (Walkley y Black, 1947).

- **Humedad del suelo.** Se realizó mediante el secado de las muestras en la estufa a una temperatura de $110 \pm 5^\circ \text{C}$, hasta alcanzar una masa seca constante, determinándose el contenido de humedad como la relación entre la masa de agua de la muestra y la masa de los sólidos (NC 67: 2000).
- **Densidad de volumen.** Se realizó mediante el método de los cilindros de Kopecki. Cilindros huecos de volumen conocido, de paredes delgadas y bordes biselados fueron introducidos en el suelo a diferentes profundidades. Una vez extraído el cilindro la muestra de suelo se pesa y conocida su masa y volumen se obtiene la densidad de volumen como el cociente de la masa entre el volumen (Sánchez-Girón, 1996).
- **Preparación de las probetas de suelo.** Se utilizó el método de remoldeo, consistente en adicionar a un volumen de suelo la cantidad de agua necesaria para alcanzar la densidad y humedad seleccionadas. Luego el suelo se introdujo en un molde cilíndrico y conformado en una prensa axial, obteniéndose un espécimen con dimensiones de 0,1 m de longitud por 0,05 m de diámetro (NC 10: 1998). Posteriormente, este se dejó reposar durante una semana, en condiciones controladas, hasta lograr el equilibrio interno del suelo.
- **Ensayos triaxiales.** Se realizaron 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 (NC 55: 2002). Cada ensayo contó de cuatro especímenes, 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 y densidad de volumen. La velocidad de rotura fue de $0,021 \text{ mm s}^{-1}$.

- **Ensayos de corte.** Se utilizó el aparato de corte directo con deformación controlada, en una caja de sección circular. Dentro de esta se situó la muestra de suelo con piedras porosas en ambos extremos. Se aplicó una carga vertical de confinamiento coincidente con las aplicadas en el ensayo triaxial. Luego, se aplicó una carga horizontal creciente a una velocidad constante de $1,2 \text{ mm min}^{-1}$, que origina el desplazamiento de la mitad móvil de la caja provocando el corte de la muestra (NC 325: 2004). Cada ensayo contó de cuatro especímenes, 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 (Herrera, 2006).

➤ **Metodologías utilizadas para la determinación de los parámetros constitutivos del suelo**

- **Coefficiente de Poisson (ν).** Se utilizó la relación existente entre el módulo de elasticidad, el módulo cortante y el coeficiente de Poisson (ecuación 3.2) (Wulfsohn y Adams, 2002).

$$G = E/2(1 + \nu) \quad [3.2]$$

Donde: G - módulo cortante; E – módulo de elasticidad; ν – coeficiente de Poisson.

- **Módulo de elasticidad del suelo (E).** Se utilizó el módulo tangente a la sección de deformación elástica de la curva esfuerzo deformación del suelo sometido a ensayo triaxial, como se muestra en la Figura 3.1 (Helwany, 2007).

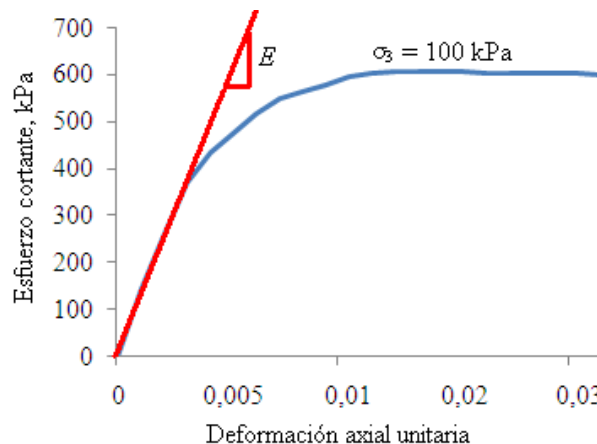


Figura 3.1. Determinación del módulo de elasticidad tangente.

- **Esfuerzo de fluencia (σ_f).** Se utilizó el punto de la curva esfuerzo deformación donde esta comienza a abandonar el comportamiento lineal (Wulfsohn y Adams, 2002; Herrera, 2006).
- **Módulo cortante (G).** Se utilizó el módulo tangente a la sección de deformación elástica de la curva esfuerzo deformación cortante del suelo sometido al ensayo de corte directo (Herrera, 2006).

Metodologías utilizadas para determinar los parámetros constitutivos en la sección de deformación plástica del modelo de DPE.

- **Ángulo de fricción del material en el plano q - p (β).** Se obtuvo β 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 cada una de las presiones de confinamiento (Figura 3.2), (HKS, 2008b; Helwany, 2007).

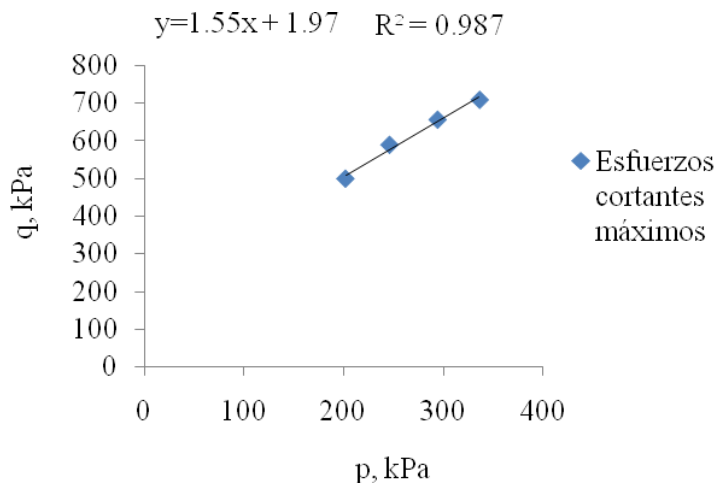


Figura 3.2. Determinación de β y d .

- **Ángulo de dilatación (ψ).** En las arcillas o limos no consolidados $\psi = 0$, sin embargo, este tiene una fuerte presencia en los suelos sobreconsolidados o las arenas. Se calculó mediante la expresión $\psi = \phi - 30^\circ$, según sugieren Wakai *et al.* (1999), Liao (2003), Plaxis (2004) y Radampola (2006).

- **Coefficiente de esfuerzos (K).** Se seleccionaron los valores extremos recomendados en HKS (2008a), es decir $K = 1$ y $K = 0,8$.

Metodologías utilizadas para determinar los parámetros constitutivos en la sección de deformación plástica del modelo de DPM

Los parámetros constitutivos del modelo de DPM que coinciden con los del DPE fueron establecidos mediante los mismos procedimientos y valores descritos en el apartado anterior.

- **Cohesión del material en el plano q-p (d).** Se obtuvo d como el intercepto de la línea que mejor ajusta con los esfuerzos cortantes máximos determinados en los ensayos de compresión triaxial, para cada una de las presiones de confinamiento. En la Figura 3.2, $d = 1,97 \text{ kg cm}^{-2}$, (HKS, 2008b; Helwany, 2007).
- **Coefficiente de excentricidad de la superficie cap (R).** Se determinó a través de un procedimiento de análisis inverso, en el cual se asumieron valores iniciales para la realización de simulaciones, (HKS 2008c, sugiere, para suelos valores de R entre 0 y 1), posteriormente las predicciones fueron correlacionadas a los datos experimentales y seleccionados los que mostraron las predicciones más exactas (Chi *et al.*, 1993d).
- **Deformación volumétrica inelástica inicial ($\epsilon_{vol}^i|_0$).** Se estimó como 0,001 según Shoop (2001); Shoop *et al.* (2005); Helwany (2007) y HKS (2008c).
- **Radio de la superficie de transición (α).** El parámetro α es un número pequeño, típicamente se asume entre 0,01 y 0,05 (Helwany 2007). Se estimó como 0,01. (HKS, 2008a).

➤ **Metodología utilizada para el procesamiento estadístico de los resultados experimentales y de los parámetros de entrada**

Para el procesamiento estadístico de los resultados experimentales y de los parámetros de entrada se utilizó el paquete estadístico Statgraphics 5. Los principales

procedimientos empleados fueron la obtención de los estadígrafos descriptivos, regresiones simples y multivariada y pruebas de Kolmogorov-Smirnov.

➤ **Metodología empleada para la determinación de los errores**

Se realizó según la metodología seguida por Herrera (2006). La determinación del error absoluto para cada sistema de medición parte del supuesto de que los valores de las mediciones posean una distribución normal, determinándose como:

$$\Delta X = \Sigma \Delta X_a + \Sigma \Delta X_s$$

Donde: ΔX , error absoluto;

ΔX_a , error aleatorio;

ΔX_s , error sistemático.

Para el caso de las mediciones directas el error aleatorio se calcula como:

$$\Delta X_a = K \frac{S}{\sqrt{n}}$$

Donde: K , coeficiente que depende del nivel de confianza y del número de muestras;

S , desviación típica de la muestra;

n , número de muestras.

El error sistemático se determina como la sumatoria de los errores límites de exactitud de los instrumentos y los errores de apreciación del observador:

$$\Delta X_s = \Sigma E_{instrumental} + \Sigma E_{apreciación}$$

Donde: $E_{instrumental}$, error de exactitud del instrumento,

$E_{apreciación}$, error de apreciación del observador.

El error de apreciación se determina, como:

$$E_{apreciación} = \frac{1}{2} A$$

Donde: A , apreciación.

Para las mediciones indirectas el error aleatorio se determinó por el método de reducción a mediciones directas, el cual evalúa la ecuación base $(\tilde{W} = f(\tilde{X}, \tilde{Y}, \tilde{Z}))$ a partir de las mediciones directas corregidas, donde $\tilde{X}, \tilde{Y}, \tilde{Z}$ son valores corregidos parcialmente de errores sistemáticos. El método a seguir consta de los siguientes pasos:

1. Se realizan N mediciones de conjuntos X,Y,Z;
2. Se elabora una tabla con los valores corregidos parcialmente de errores sistemáticos y se evalúa la función $f(.)$ para cada terna corregida. En este paso las cantidades $\tilde{W}_1... \tilde{W}_n$ se pueden tomar como si fueran observaciones directas corregidas, si la distribución de probabilidades de $\tilde{W}_1$, es normal. En caso contrario se procede como indica el paso 3;
3. Se agrupan los valores de $\tilde{W}_1, \tilde{W}_2, ..., \tilde{W}_n$ en n conjuntos de m elementos y se calcula el promedio de cada grupo. Después de este procedimiento las cantidades $\tilde{W}_1, \tilde{W}_2, ..., \tilde{W}_n$ se consideran como si fueran mediciones directas normales (corregidas);
4. La estimación de los errores aleatorios:

$$\Delta X_a = K \frac{S_{\tilde{W}}}{\sqrt{n}}$$

Donde: $\mu_{\tilde{W}}$, valor desprovisto de errores aleatorios;

$S_{\tilde{W}}$, Desviación del promedio de los promedios.

El error sistemático para este tipo de mediciones se determinó aplicando el método de las expresiones nómima, donde:

$$\Delta X_s = \frac{\varepsilon_s(\tilde{W})}{|\tilde{W}|} = a \frac{\varepsilon_s(\tilde{X})}{|\tilde{X}|} + b \frac{\varepsilon_s(\tilde{Y})}{|\tilde{Y}|} + c \frac{\varepsilon_s(\tilde{Z})}{|\tilde{Z}|}$$

Donde: ε_s , cotas del error sistemático en las mediciones directas;

$\tilde{X}, \tilde{Y}, \tilde{Z}$, promedios corregidos;

a, b, c , exponentes de la función que se evalúa ($\tilde{W}$).

El error relativo depende de la unidad de medida utilizada, por lo que para una mejor comprensión se puede determinar el error relativo límite y expresarlo en porcentaje:

$$E_{relativo} = \frac{\Delta X}{X_o} \cdot 100$$

Donde: $E_{relativo}$, error relativo, %;

X_o , Valor exacto o verdadero.

3.3. Resultados de las investigaciones experimentales realizadas para obtener las propiedades físicas, mecánicas y parámetros constitutivos

Las propiedades físicas medias del suelo (Tabla 3.3) muestran que el suelo es arcilloso limoso; sin embargo, la capa superficial tiene textura franco arcillosa y las dos capas restantes textura arcillosa limosa. El incremento del contenido de arcilla en las capas más profundas, Cairo (1985) lo explica a partir de la lixiviación de las arcillas, la cual se acumula en profundidad y puede provocar el endurecimiento del perfil. El índice de plasticidad es alto (35,6%), clasificándose como un suelo plástico, con contenido de materia orgánica medio, según los criterios de Cairo y Fundora (2005). En el triángulo textural, la media del tamaño de las partículas en las tres capas, ubican a este suelo casi en el límite entre el suelo arcilloso limoso y los suelos franco arcilloso y franco arcilloso arenoso. Cairo y Fundora (2005) refieren que estos suelos alcanzan valores de limo de hasta 50% y que poseen cualidades tanto de las arenas como de las arcillas.

Debido a que el suelo utilizado para la validación del modelo de la compactación se preparó con una sola capa de material homogéneo, los resultados de las propiedades mecánicas y parámetros constitutivos se obtuvieron como la media de los valores de las tres capas.

Tabla 3.3. Resultados de los ensayos de propiedades del suelo.

Profundidad, m	Gs, g cm ⁻³	Límites de consistencia, %			Granulometría, %			MO %	
		LL	LP	IP	Arena	Limo	Arcilla		
0	0,15	2,61	65,7	30,3	35,4	23	46	31	3,44
0,15	0,30	2,71	63,9	29,1	34,8	15	40	45	2,58
0,30	0,50	2,70	67,4	30,7	36,7	17	36	47	2,58
Media		2,67	65,6	30,0	35,6	18,33	40,67	41	2,86

➤ **Resultados de la determinación del módulo de elasticidad del suelo (E)**

La Figura 3.3 muestra el comportamiento de E respecto a la humedad y la densidad de volumen. En la zona correspondiente a humedades de 20 a 25%, es decir, cuando el suelo está seco se obtienen los mayores valores de E , disminuyendo este en la medida que aumenta W , hasta llegar a valores cercanos a un MPa, en el caso de 40% de humedad y 1 g cm⁻³ de densidad de volumen. El incremento de ρ_d origina el crecimiento del módulo de elasticidad, alcanzando los mayores valores los especímenes secos y compactos.

Resultados similares a los encontrados aquí, en cuanto a la influencia de la humedad, aparecen reportados en Herrera (2006), quien obtuvo un decrecimiento del módulo de elasticidad con el incremento de la humedad. Así como, los presentados por Mouazen *et al.* (2002) quienes reportan también un decrecimiento de E respecto a la humedad, para un Arenic Cambisol. Otros investigadores que han reflejado este efecto son Chancellor (1994), Hossne *et al.* (2003) y Herrera *et al.* (2008b). Este resultado se explica porque al aumentar el contenido de agua esta actúa como un lubricante, permitiendo que con mayor facilidad los granos de suelo sean reorganizados entre los espacios vacíos, propiciando la fluencia del material a un menor esfuerzo cortante. Además, el incremento de la humedad provoca una disminución de la rigidez y de la resistencia al corte, debido a que el volumen de sólidos disminuye y decrece la fuerza de atracción entre las partículas del suelo.

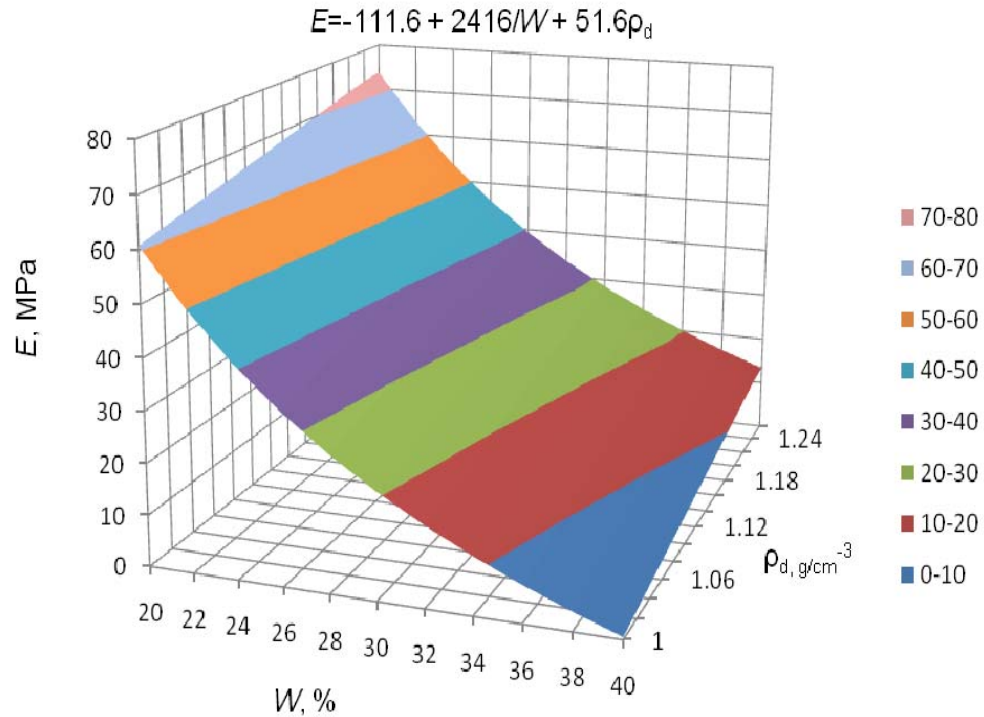


Figura 3.3. Variación del módulo de elasticidad en función de la humedad del suelo y la densidad de volumen.

Estos resultados, en cuanto a la influencia de la densidad de volumen, coinciden con los reportados por Mouazen y Neményi, (1999), Herrera (2006) y Herrera *et al.*, (2008b) quienes obtuvieron un incremento del módulo de elasticidad a medida que crece la densidad de volumen. Mouazen *et al.*, (2002) y Mouazen (2002), reportan un comportamiento similar para un Arenic Cambisol y para un suelo franco arenoso. En el estado más compacto del suelo hay un contacto más cercano entre las partículas, aumenta su resistencia mecánica y rigidez, lo cual incrementa su módulo de elasticidad.

Para cuantificar la influencia de estos dos factores (W y ρ_d) en el módulo de elasticidad se realizó una regresión multivariada (Anexo III - I), demostrándose la dependencia estadísticamente significativa de esta variable con respecto a la humedad y densidad de volumen; aunque, mayor con respecto a la humedad (P valor = 0,0000) que a la densidad de volumen (P valor = 0,0011).

➤ **Resultados de la determinación del coeficiente de Poisson (ν)**

La Figura 3.4 muestra el comportamiento de ν respecto a la humedad y la densidad de volumen. En la zona correspondiente a humedades de 20 a 25%, es decir, cuando el suelo está seco, se obtienen los mayores valores de ν , disminuyendo este en la medida que aumenta W , hasta llegar a valores cercanos a 0,21, en el caso de 40% de humedad y 1 g cm^{-3} de densidad de volumen. El incremento de ρ_d origina el crecimiento del coeficiente de Poisson alcanzando el máximo con especímenes secos y compactos. Herrera (2006) y Herrera *et al.* (2008b), obtuvieron ν en un intervalo de 0,3 a 0,4 para, suelo Ferralítico rojo compactado y Mouazen (2002) valores desde 0,34 hasta 0,42 en suelo franco arenoso. Sin embargo, Raper y Erbach, (1990a) establecieron el coeficiente de Poisson desde 0,13 hasta 0,38 a partir de cálculos realizados por Bailey *et al.* (1984). Raper *et al.* (1994) consideran que los suelos blandos deben tener un ν cercano a cero y a medida que estos se compactan los suelos arcillosos deben tener valores de ν cercanos a 0,5. Bajos valores del coeficiente de Poisson indican que la fuerza aplicada no es transferida muy lejos lateralmente dentro del volumen de suelo y es absorbida cerca del punto de aplicación. Un alto ν provoca una mayor transferencia de la fuerza hacia los laterales del punto de aplicación teniendo una mayor influencia en el volumen del suelo. Los resultados presentados aquí coinciden con otras investigaciones realizadas en el ámbito internacional, donde ν ha sido asumido con valores entre 0,25 y 0,49 (Chi *et al.*, 1993a; Kirby *et al.*, 1997; Jiang *et al.*, 1999; Shoop 2001; Gysi, 2001; Cui *et al.*, 2007; Biris *et al.*, 2009).

Para cuantificar la influencia de estos dos factores (W y ρ_d) en el coeficiente de Poisson se realizó una regresión multivariada (Anexo III - 2), demostrándose la dependencia estadísticamente significativa de esta variable con respecto a la humedad y densidad de volumen.

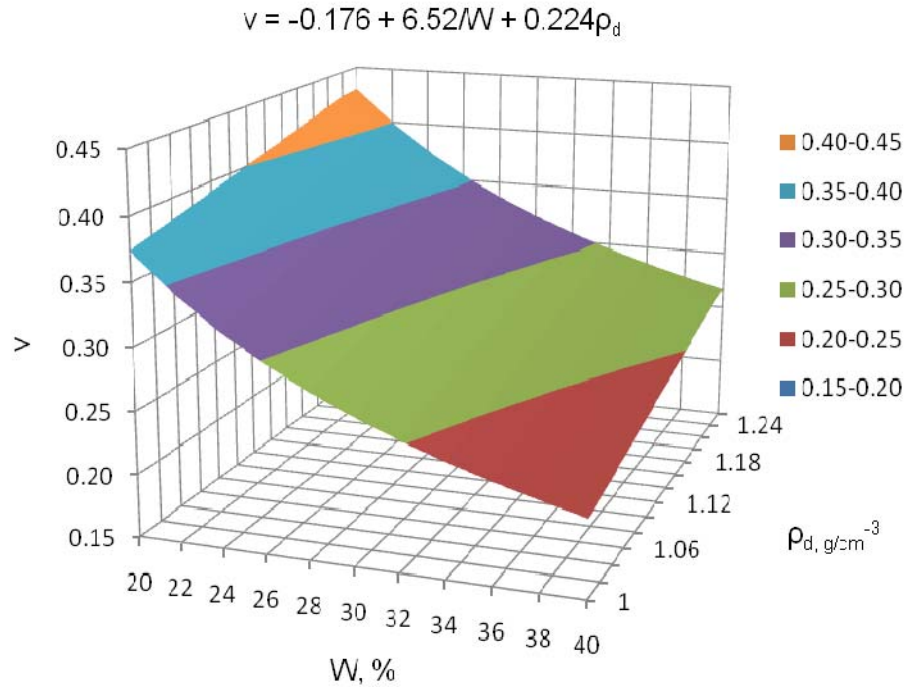


Figura 3.4. Variación del coeficiente de Poisson en función de la humedad del suelo y la densidad de volumen.

➤ **Resultados de la determinación del ángulo de fricción del material en el plano q-p (β)**

La figura 3.5 presenta el comportamiento de β respecto a la humedad y la densidad de volumen. En la zona correspondiente a humedades de 20 a 25%, es decir, cuando el suelo está seco se obtienen los mayores valores de β , los cuales disminuyen hasta llegar a 8° para 40% de humedad y 1 g cm^{-3} de ρ_d . Este comportamiento se explica por la acción del contenido de agua que actúa como lubricante disminuyendo la fricción interpartículas. Al analizar la influencia de la densidad de volumen se aprecia que el aumento de esta provoca un incremento de β , debido a que en la medida que crece ρ_d disminuye el espacio poroso y el contacto entre los componentes del suelo es mayor, elevándose la fricción interpartículas.

Para el caso de respuesta triaxial, β está relacionada con ϕ mediante [3.3].

$$\tan \beta = 6 \sin \phi / (3 - \sin \phi) \quad [3.3]$$

La respuesta mecánica de β está sujeta a la respuesta de ϕ . McKyes *et al.* (1994) y Mouazen *et al.* (2002), encontraron muy pequeños cambios de ϕ con la densidad de volumen para diferentes contenidos de humedad del suelo.

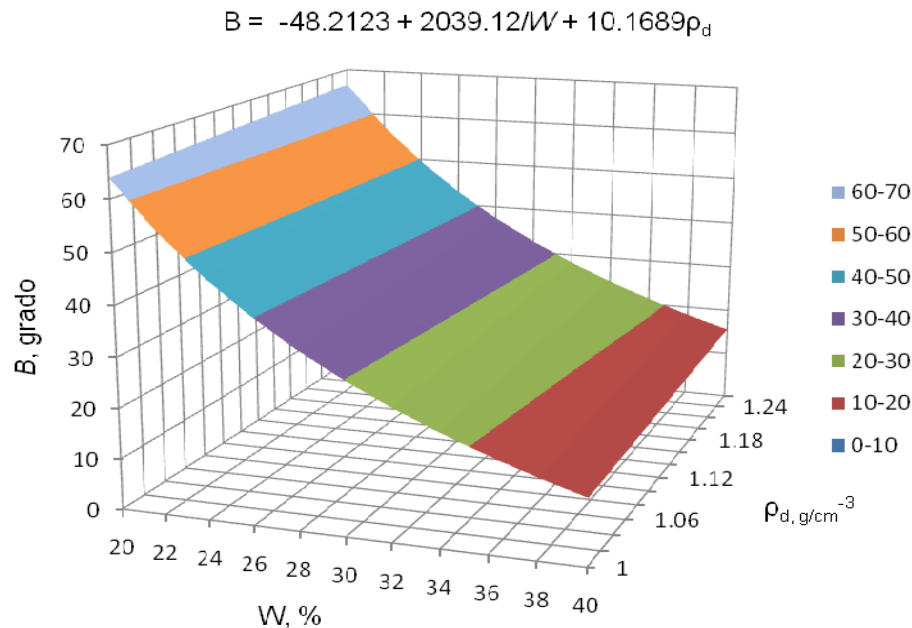


Figura 3.5. Variación del ángulo de fricción del material en el plano q-p en función de la humedad del suelo y densidad de volumen.

Koolen y Vaandrager (1984), consideran que ϕ varía desde 25° para los suelos agrícolas húmedos, sueltos y de textura fina, hasta alrededor de 45° para suelos secos, densos y de grano grueso. Sin embargo, Murthy (2002) considera que para las arenas este parámetro varía desde 28° en arena suelta a 48° en arena densa. Al aplicar estos criterios a la ecuación 3.3 encontramos que β varía de 44° a 64° y los resultados alcanzados en este trabajo están en un intervalo de 13° hasta 66° . Con respecto a ϕ se obtuvieron valores inferiores a 25° , los cuales están por debajo de los propuestos por Koolen y Vaandrager (1984) debido a que estos no tuvieron en cuenta que en suelos arcillosos húmedos es usual encontrar valores de ϕ inferiores a 25° , como aparece en Hossne *et al.* (2003), Pérez de Corcho *et al.* (2004); Herrera (2006); Herrera *et al.* (2008b), Gitau *et al.* (2008). Chancellor (1994) y Herrera *et al.* (2008b) encontraron que

ϕ disminuye con la humedad y que se incrementa con el aumento de la densidad del suelo. McKyes (1994) y Durán (2002) refieren poca variación del ángulo de fricción interna respecto a la densidad de volumen, resultado similar al presentado aquí. El incremento de ϕ respecto al aumento de la densidad de volumen se explica porque el decrecimiento en el índice de poros generalmente implica un incremento en el área de contacto interpartículas y este de la resistencia a cortante y del ángulo de fricción interna (Therzaghi *et al.*, 1996). El efecto del aumento de la humedad provoca una acción contraria, es decir, conduce a una disminución de la densidad de volumen, el agua actúa como lubricante entre las partículas de suelo y disminuye el valor del ángulo de fricción interna.

Para cuantificar la influencia de estos dos factores (W y ρ_d) en el ángulo de fricción del material se realizó una regresión multivariada (Anexo III - 3), demostrándose la dependencia estadísticamente significativa de esta variable con respecto a la humedad del suelo (P valor = 0,0000), no siendo así respecto a la densidad de volumen (P valor: 0,3590).

➤ **Resultados de la determinación de la cohesión en el plano q-p (d)**

La Figura 3.6 muestra la disminución de la cohesión con respecto al incremento de la humedad y su aumento en la medida que la densidad de volumen es mayor. Al igual que en el caso de β , la cohesión, en el plano $q - p$, está relacionada con la cohesión (c) del plano de rotura de Mohr-Coulomb ($\tau - \sigma$) o plano de los esfuerzos principales máximos y mínimos (HKS, 2008c). Para el caso de compresión triaxial, d está relacionada con c mediante la ecuación [3.4]

$$d = (18 c \cos \phi / (3 - \sin \phi)) \quad [3.4]$$

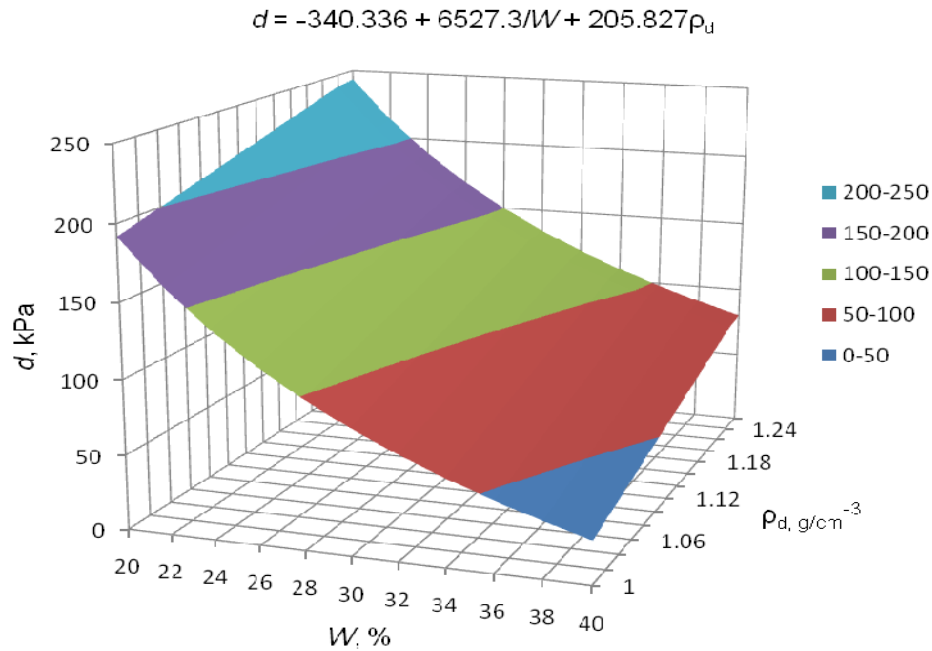


Figura 3.6. Variación de la cohesión en el plano q-p en función de la humedad y densidad de volumen del suelo.

Varios investigadores han encontrado que c alcanza un valor máximo para un contenido de humedad determinado (Rajaram y Erbach, 1997; Rajaram y Erbach, 1999; Durán, 2002); sin embargo, otros, al igual que en esta investigación, encontraron que c disminuye con la humedad (Chancellor, 1994; Mouazen *et al.*, 2002; Herrera, 2006; Herrera *et al.*, 2008b). Mouazen *et al.* (2002) explican que el incremento de la humedad es acompañado por un decrecimiento de la densidad de volumen, lo cual disminuye las fuerzas de atracción interpartículas. Mouazen (2002) y Ayers (1987) encontraron que la cohesión se incrementa con respecto a la densidad de volumen, resultado similar al reportado en esta investigación y a los presentados por Herrera (2006) y Herrera *et al.* (2008b).

Para cuantificar la influencia de estos dos factores (W y ρ_d) en d se realizó una regresión multivariada (Anexo III - 4), demostrándose la dependencia estadísticamente significativa de esta variable con respecto a la humedad y densidad de volumen; aunque, mayor con respecto a la humedad (P valor = 0,0000) que a la densidad de volumen (P valor: 0,0021).

3.4. Implementación de los modelos en MEF

Descripción del problema objeto de simulación. El problema a simular es un ensayo triaxial, no drenado, sin consolidar, con presión de cámara de 100 kPa; el cual se realizó a probetas remoldeadas de suelo Ferralítico rojo compactado (Figura 3.7).



Figura 3.7. Probeta de suelo.

Modelo geométrico. Representa una probeta que se corresponde con los especímenes experimentales, tanto en su forma como en las dimensiones.

Modelo del material. Para la simulación del comportamiento esfuerzo deformación del suelo se emplearon los modelos de DPE y DPM. Las propiedades del material se muestran en las Tablas 3.4 y 3.5

Tabla 3.4. Propiedades del material, modelo DPE.

W , %	ρ_d , g cm^{-3}	Elásticas			Plásticas, DPE		
		E , MPa	ν	σ_f , MPa	β°	K	ψ°
20	1,0	93,1	0,4	0,619	57	1	57
20	1,0	93,1	0,4	0,619	57	0,8	57
20	1,0	93,1	0,4	0,619	57	1	13
20	1,0	93,1	0,4	0,619	57	0,8	13
40	1,25	11,44	0,3	0,055	8	1	0
40	1,25	11,44	0,3	0,055	8	0,8	0

Tabla 3.5. Propiedades del material, modelo DPM. Las propiedades elásticas son las mismas que las del DPE.

W , %	ρ_d , g cm^{-3}	β°	d , kPa	DPM			
				R	$\sigma_{vol,0}$	K	α
20	1,0	57	194	0,35	0,001	1	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	0,01
40	1,25	8	106	0,05	0,001	0,8	0,01

Este tipo de suelo, arcilloso, cuando se seca después de fuertes lluvias tiene la característica de que adquiere una extraordinaria dureza debido al proceso de retracción o contracción de las arcillas durante la desecación. El suelo disminuye en volumen a causa de la reducción del espesor de la capa de agua que rodea las partículas y sus proximidades, provocando el incremento de la cohesión interpartículas y de la resistencia del suelo (Cairo y Fundora, 2005). Este suelo se manifiesta desde el punto de vista de sus propiedades mecánicas como una arena cuando está seco y como una arcilla cuando húmedo, comportamiento que ha sido documentado por Cairo y Quintero (1980), Herrera (2006), Iglesias *et al.*, (2008), Herrera *et al.* (2008a, b. c) y González *et al.* (2009b). Estas características del suelo Ferralítico rojo se tuvieron en cuenta para la selección de las condiciones en que se validaron los modelos constitutivos (Figura 3.8), que incluyen desde una falla frágil (W , 20% y ρ_d , 1,0 g cm⁻³), donde el esfuerzo cortante que soporta el suelo crece rápidamente, en bajas deformaciones, hasta alcanzar un valor máximo a partir del cual se produce la falla en un punto bien definido de la curva. Hasta una falla plástica (W , 40% y ρ_d , 1,25 g cm⁻³), donde el esfuerzo cortante que soporta el suelo es muy pequeño, produciéndose la falla plástica del suelo sin un punto bien definido.

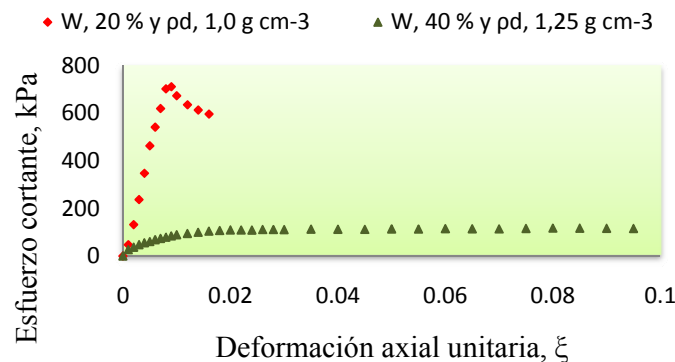


Figura 3.8. Comportamiento esfuerzo-deformación del suelo Ferralítico rojo compactado con presión de confinamiento de 100 kPa.

En la determinación de los parámetros constitutivos se tuvo en cuenta que el modelo de DPE con la aplicación de la regla de flujo asociada asume que $\psi = \beta$, por lo tanto, se utiliza un valor de ψ superior al determinado por la metodología descrita en el epígrafe 3.2.

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 de suelo es sometida a una presión de confinamiento (100 kPa) y posteriormente, en la parte superior, se le aplica la fuerza desviadora que va comprimiendo el espécimen de suelo. Simultáneamente se determina el esfuerzo en dirección axial y la deformación (Figura 3.9).

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.

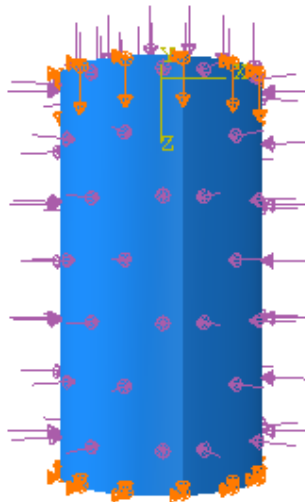


Figura 3.9. Condiciones de cargas y bordes impuestas a la probeta de suelo.

Calibración matemática del modelo. La exactitud de la solución mediante el MEF depende de la densidad de malla y del tipo de elemento finito empleado. La selección de

ambos aspectos influye en la exactitud de las predicciones y el costo computacional (tiempo de cálculo). Por lo tanto es necesario hacer un análisis de densidad de malla y de tipo de elemento a utilizar para el problema planteado.

Selección del tipo de elemento finito y de la densidad de malla. El software ABAQUS/CAE 6.8-1 incluye tres tipos básicos de elementos: de cuatro, seis y ocho nodos; de forma triangular (C3D4), tipo prisma (C3D6) y rectangulares (C3D8) (Figura 3.10); con integración de primer orden y cuadrática. El elemento rectangular genera un menor número de ecuaciones para el mismo volumen y el elemento de cuatro nodos se adapta a cualquier forma de la superficie (López, 2010).

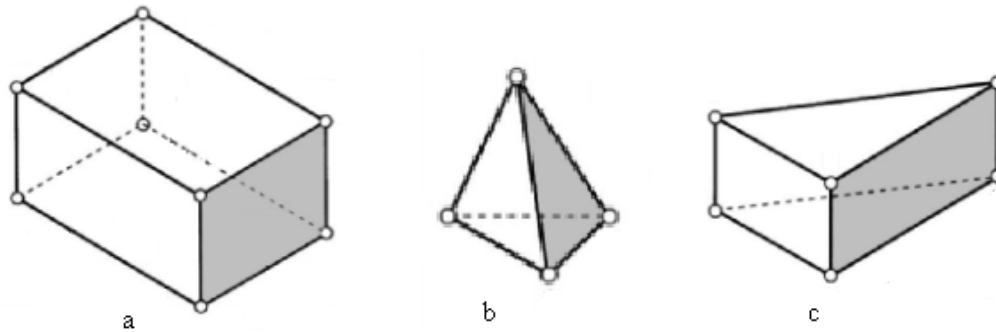


Figura 3.10. Elementos lineales; a- rectangular hexaédrico (C3D8), b- triangular tetraédrico (C3D4) y c- prisma triangular (C3D6).

Para la selección del tipo de elemento finito se realizaron simulaciones del ensayo triaxial con los elementos C3D4, C3D6 y dos variantes del elemento hexaédrico, con integración completa C3D8 y con integración reducida C3D8R. Como variable de control se utilizó el esfuerzo desviador máximo, el cual se obtuvo para seis dimensiones diferentes de los elementos. Posteriormente se determinó el error absoluto mediante la ecuación [3.5]. Para el caso de los dos tipos de elementos con menores errores absolutos se analizó, además, el tiempo de cómputo para la realización de las predicciones.

$$e = (v_{exp} - v_{pred})/v_{exp} \quad [3.5]$$

Donde: e – error absoluto; v_{exp} – valor experimental, v_{pred} – valor predicho.

La Figura 3.11 muestra que los elementos C3D8 y C3D8R, de dimensiones menores a 3 mm, tienen un error absoluto cercano a 5%. Entre estos, el elemento con integración reducida demanda un tiempo de cómputo inferior al C3D8. HKS (2008a) refiere que los elementos con integración reducida proveen resultados más precisos y reducen el tiempo de cómputo. A partir de estos criterios se seleccionó el elemento con integración reducida de dimensión 2,5 mm para la simulación del ensayo triaxial. Hu y Abeels (1994) consideran que la solución mediante el MEF converge hacia una solución exacta, si al discretizar usando mallas más finas los resultados numéricos de las simulaciones se mantienen casi constantes; criterio este que sustenta la decisión anterior y que se muestra en la Figura 3.12.

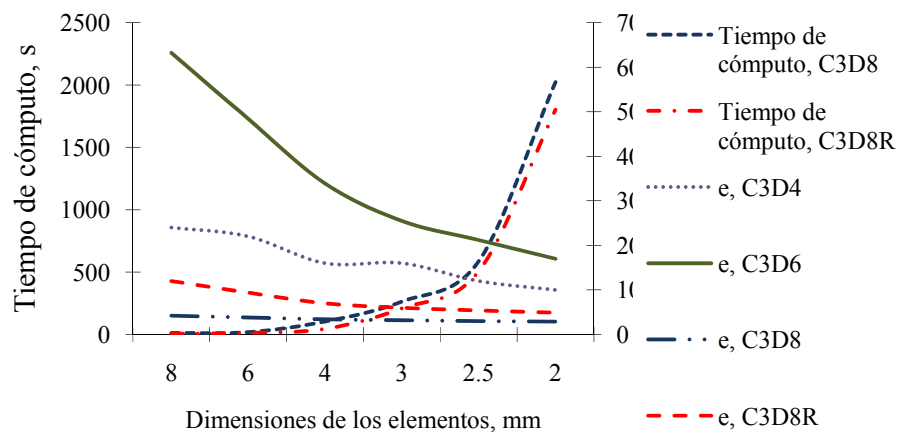


Figura 3.11. Error absoluto, y tiempo de cómputo en base a un procesador Dual Core a 2,5 GHz y 4,0 GB de memoria RAM, para diferentes dimensiones de elementos.

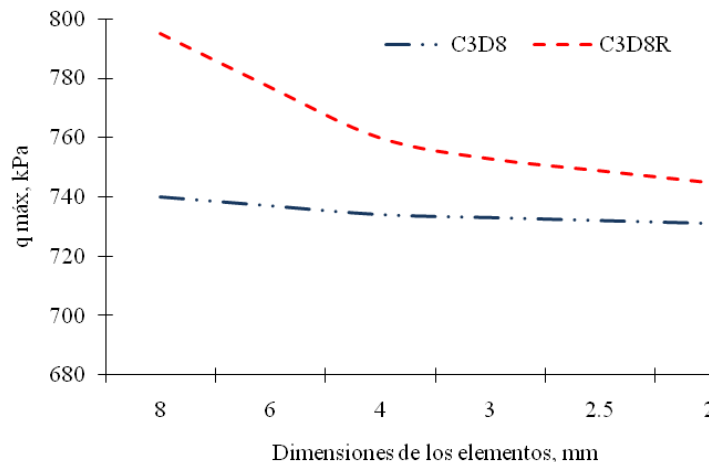


Figura 3.12. Esfuerzo desviador máximo ($q_{\max}$) para cada dimensión de los elementos.

3.5. Procedimientos aplicados para comprobar el ajuste de los modelos a los resultados experimentales

El ajuste de las simulaciones a los resultados experimentales se realizó mediante la aplicación de la prueba de Kolmogorov - Smirnov y la determinación del error medio absoluto (e_{ma}), calculado mediante la ecuación [3.6] (López, 2010).

$$e_{ma} = \frac{\sum_{i=1}^n \left(\frac{q_{ei} - q_{si}}{q_{ei}} \right)}{n} \quad [3.6]$$

Donde: q_{ei} – i-ésimo esfuerzo cortante del estudio experimental; q_{si} – i-ésimo esfuerzo cortante de la simulación; n – número de puntos i .

3.6. Resultados de la simulación de la respuesta mecánica del suelo Ferralítico rojo compactado a compresión triaxial

La Tabla 3.6 muestra los estadísticos de Kolmogorov-Smirnov y el e_{ma} de las simulaciones, apreciándose que no hay diferencias estadísticas significativas entre predicciones y resultados experimentales.

Tabla 3.6. Estadísticos de Kolmogorov-Smirnov y e_{ma} para el ajuste de las simulaciones a los datos experimentales.

20% y 1 g cm ⁻³	DN	P Valor*	e_{ma} %	40% y 1.25 g cm ⁻³	DN	P Valor	e_{ma} %
DPE, $\beta=57^\circ$, K=1, $\psi=57^\circ$	0,21	0,90 a	14,0	DPE, $\beta=8^\circ$, K=1, $\psi=0^\circ$	0,38	0,13 b	13,4
DPE, $\beta=57^\circ$, K=0,8, $\psi=57^\circ$	0,28	0,61 a	14,3	DPE, $\beta=8^\circ$, K=0,8, $\psi=0^\circ$	0,22	0,76 b	9,6
DPE, $\beta=57^\circ$, K=1, $\psi=13^\circ$	0,42	0,15 a	18,8	DPM, K=1	0,27	0,50 b	9,4
DPE, $\beta=57^\circ$, K=0,8, $\psi=13^\circ$	0,42	0,15 a	19,1	DPM, K=0,8	0,27	0,50 b	9,0
DPM, K=1	0,21	0,90 a	18,8				
DPM, K=0,8	0,21	0,90 a	19,8				

*Letras diferentes en el P value indican diferencias estadísticas significativas con los datos experimentales ($P < 0,05$).

La Figura 3.13 muestra el ajuste de las simulaciones a los resultados experimentales, en condición de suelo suelto y seco, 20% de humedad y $1,0 \text{ g cm}^{-3}$ de densidad de volumen. En el modelo de DPE al aplicarse la regla de flujo asociada ($\beta = \psi$), se obtuvieron las predicciones más exactas, tanto para $K=1$ como $K=0,8$. El suelo seco 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. Cuando se aplicó la regla de flujo no asociada ($\psi < \beta$), los ajustes de las predicciones con los datos experimentales fueron inferiores debido a que menor ángulo de dilatación provoca que la tendencia al ablandamiento del material sea menor. Estos resultados difieren a los presentados por Herrera (2006), quien, para las mismas condiciones de suelo, encontró mejores 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.

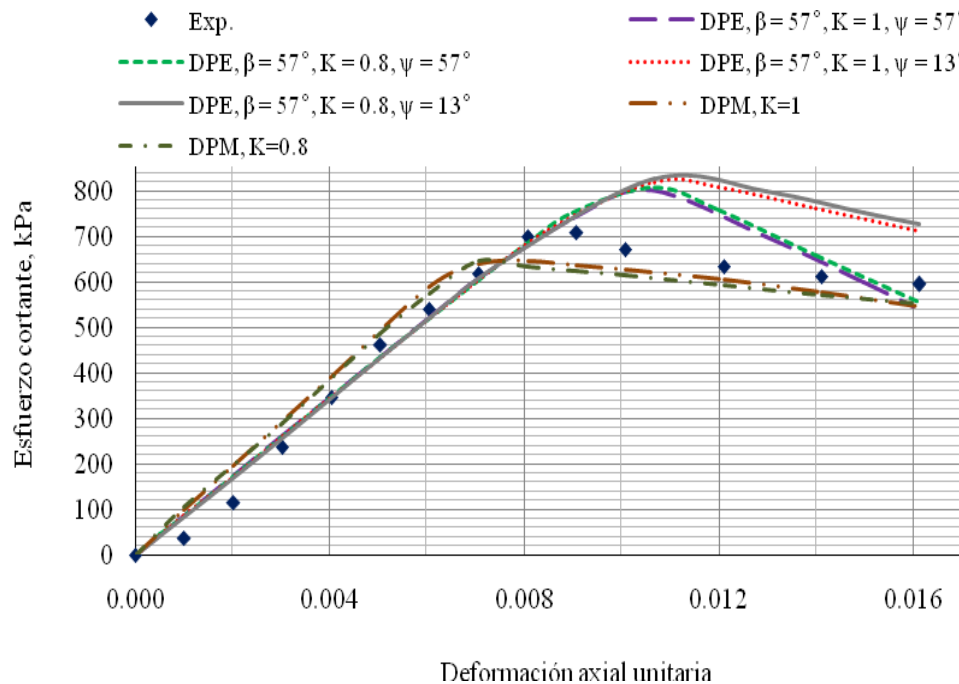


Figura 3.13. Curvas esfuerzo-deformación, predichas y experimental ($W = 20\%$ y $\rho_d = 1,0 \text{ g cm}^{-3}$).

Los resultados para el modelo de DPM muestran un comportamiento similar al de los datos experimentales, con un buen ajuste entre estos y las simulaciones, 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. El modelo DPM fue desarrollado con el objetivo de reducir el efecto de la dilatación en las predicciones del modelo original de DPE (Otarawanna *et al.* 2004), 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 de 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), Di Maggio y Sandler (1971) y Wagle (2006). Otawanna *et al.* (2004), consideran que la asunción de una regla de flujo asociada lleva a excesiva dilatación, criterio que se ve reflejado en los resultados de estas simulaciones.

Los resultados para el suelo con 40% de humedad y $1,25 \text{ g cm}^{-3}$ de densidad de volumen se muestran en la Figura 3.14. El modelo de DPE aún mantiene una cierta tendencia al ablandamiento, como se observa en la zona de esfuerzos máximos, coincidiendo con lo planteado en el párrafo anterior. Tanto con $K=1$ como con $K=0,8$ se obtuvieron buenos ajustes de las predicciones, pero con el segundo valor fueron más exactas. Herrera (2006), en igual condición de suelo alcanzó las mejores predicciones con la variante $K=0,8$ resultados similares a los presentados aquí. El modelo de DPM hace una representación de la falla casi perfectamente plástica del suelo. En estas condiciones la curva esfuerzo deformación muestra una falla plástica muy similar al modelo perfectamente plástico de DP, no hay dilatación, ni contracción del material.

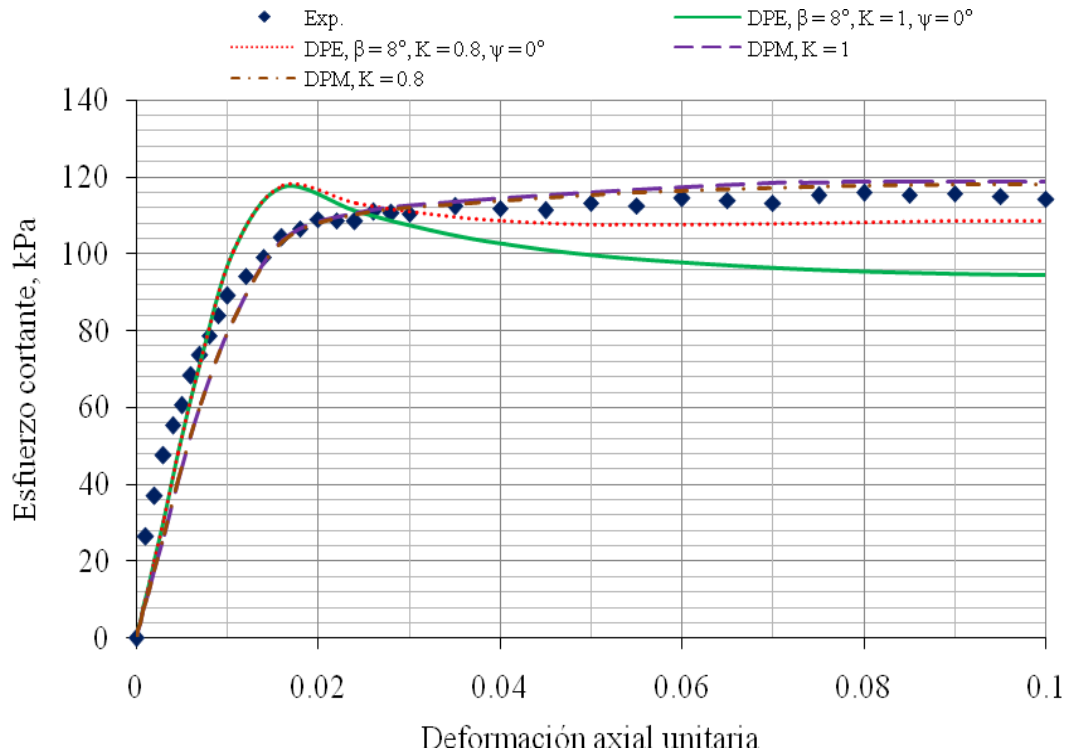


Figura 3.14. Curvas esfuerzo-deformación predichas y experimental ($W = 40\%$ y $\rho_d = 1,25 \text{ g cm}^{-3}$).

En sentido general, los modelos de Drucker Prager hacen una buena representación de la respuesta del suelo, tanto en condiciones húmedas como secas, donde el suelo se muestra suelto o blando. Aunque ambos modelos muestran un ajuste similar con los resultados experimentales, el de DPE demanda menor capacidad computacional, dado que el tiempo de cómputo de este es casi tres veces menor que el modelo de DPM. Además, el hecho de que el primero sea más sencillo, requiera menor cantidad de parámetros constitutivos y que estos se puedan obtener con el equipamiento tradicionalmente disponible en los laboratorios de mecánica de suelos, lo hacen preferible para su aplicación en este trabajo.

Conclusiones parciales

1. Los resultados de la determinación de las propiedades y parámetros constitutivos del suelo coinciden con trabajos anteriores realizados por otros autores, en cuanto a las magnitudes y tendencias en su comportamiento.

2. La aplicación de la regla de flujo asociada ($\beta = \psi$), en el modelo constitutivo de DPE, en la condición de suelo seco logra una representación más exacta de la respuesta mecánica del suelo, dado que predominan las condiciones de falla frágil donde el ablandamiento del material prevalece sobre el endurecimiento, aunque la dilatación del modelo es excesiva.
3. La aplicación de la regla de flujo no asociada ($\beta \neq \psi$), en el modelo constitutivo de DPE, en la condición de suelo húmedo no resuelve completamente el problema de la dilatación excesiva del material debido a que se mantiene una cierta tendencia al ablandamiento.
4. Los estadísticos de Kolmogorv-Smirnov y los valores del error absoluto medio confirman el adecuado ajuste entre resultados experimentales y predicciones, cuando se utilizan los modelos constitutivos de DPE y DPM, para representar la respuesta mecánica del suelo Ferralítico rojo compactado, tanto en condiciones húmedas como secas.
5. Se define el modelo constitutivo de DPE para su empleo, como modelo del material, en la simulación de la compactación del suelo, debido a que hace una adecuada representación de la respuesta mecánica del suelo Ferralítico rojo compactado, requiere pocos parámetros constitutivos y estos se pueden obtener con el equipamiento tradicionalmente disponible en los laboratorios de mecánica de suelos.

CAPÍTULO IV

DESARROLLO Y VALIDACIÓN DEL MODELO PARA LA SIMULACIÓN DE LA COMPACTACIÓN DEL SUELO

CAPÍTULO IV

DESARROLLO Y VALIDACIÓN DEL MODELO PARA LA SIMULACIÓN DE LA COMPACTACIÓN DEL SUELO

El desarrollo del modelo para la simulación de la compactación del suelo se dio inicio mediante la implementación en ABAQUS/CAE 6.8-1 del modelo del neumático, su validación experimental en superficie rígida y posteriormente la interacción de este con el suelo, lográndose así la simulación de la compactación. Como último paso se realizó la validación experimental en condiciones de laboratorio.

4.1. Desarrollo del modelo en MEF del neumático y su validación

4.1.1. Implementación del modelo del neumático

Descripción del problema objeto de simulación. Representa el proceso de compresión del neumático sobre una superficie rígida y la obtención de su deflexión y área de contacto con el suelo.

Modelo geométrico. El modelo geométrico comprendió un sólido tridimensional que en su conjunto representó las diferentes capas del neumático. Este incluyó las principales dimensiones y formas del neumático 3,5x10; representándose la banda de rodadura como una superficie lisa, debido a que el neumático utilizado no es de tracción y sus estrías conforman casi una capa uniforme; además, de este modo se disminuye la demanda computacional. La Figura 4.1a, muestra el aspecto del neumático después de implementado en el software ABAQUS/CAE 6.8-1 y la Figura 4.1b el neumático original.

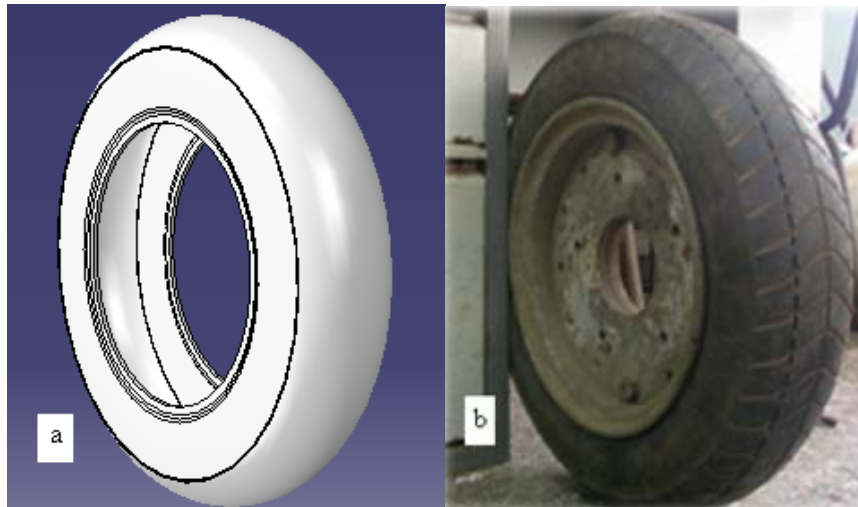


Fig. 4.1. a) Modelo del neumático representado en ABAQUS/CAE 6.8-1; b) modelo físico del neumático 3,5x10.

Modelo del material. Tanto el neumático como la superficie rígida fueron representados por un modelo elástico lineal. El coeficiente de Poisson (ν) se estableció con un valor de 0,48 y el módulo de elasticidad (E) se obtuvo mediante un procedimiento de análisis inverso. Se realizaron simulaciones con diferentes valores de E hasta obtener el ajuste más exacto entre la predicción de la deflexión y el área de contacto neumático-suelo y los resultados experimentales.

Condiciones de cargas y bordes. Se realizó en dos pasos; en el primero, se aplicó una presión uniforme en la superficie interior con valor igual a la presión de inflado del neumático y en el segundo, se aplicó una fuerza concentrada en el centro de la llanta con valor igual a la carga sobre el neumático. A la superficie rígida se le limitaron los tres grados de libertad traslacionales (X ; Y ; Z). Al neumático se le asignó una restricción de acoplamiento cinemático, logrando que el centro de este simule una llanta (Figura 4.2a). En el punto central se asignó un punto de referencia (RP) que controla el desplazamiento de todo el neumático. En este se restringieron los desplazamientos en X y Y , dejando libre el desplazamiento en Z de modo tal que el neumático se pueda comprimir contra el suelo, (Figura 4.2b).

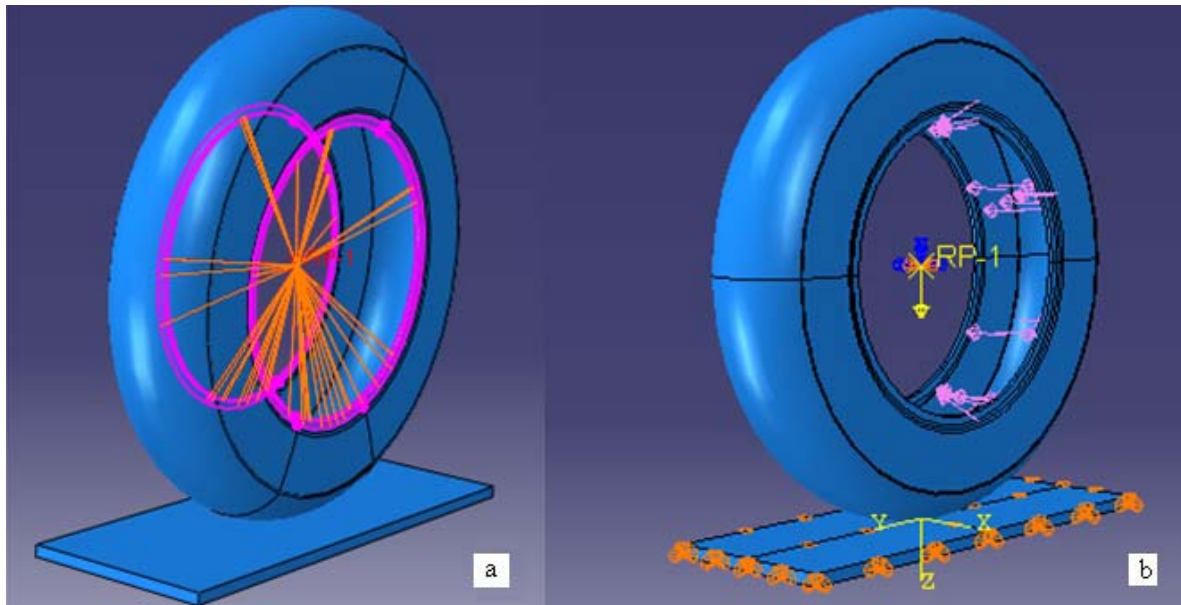


Fig. 4.2. a) Restricción de acoplamiento cinemático; b) condiciones de cargas y bordes.

Modelo del contacto. La formulación del contacto se discretizó mediante el método superficie a superficie y el criterio de rastreo utilizado fue el de deslizamiento finito. El neumático fue seleccionado como la superficie “esclava” y la superficie rígida como “maestra”, conteniendo ambas el mismo tipo de elemento con iguales dimensiones. Las propiedades de la interacción incluyeron las originadas por interacción normal y tangencial, empleando el método de reforzamiento de la restricción del contacto “penalty”. El coeficiente de fricción se estableció como 0,5 según Degirmencioglu *et al.* (1996) y Hambleton y Dresher (2008a, 2008b; 2009a y 2009b).

Selección del tipo de elemento finito y de la densidad de malla. Para la discretización del neumático se utilizaron elementos híbridos, lineales, hexaédricos de ocho nodos (C3D8H) y para la superficie rígida, elementos de integración reducida, lineales hexaédricos de ocho nodos (C3D8R). La selección de la densidad de malla se realizó mediante un procedimiento similar al empleado en el Capítulo III, epígrafe 3.4, aplicándose solamente a los elementos C3D8H. La Figura 4.3 muestra valores constantes del área de contacto del neumático a

partir de dimensiones de los elementos inferiores a 6 mm. Para elementos menores de 5 mm el tiempo de CPU se hace excesivamente alto, elevando el costo computacional. Como resultado de estos análisis se definen los elementos C3D8H de 6 mm como los adecuados para la discretización del neumático.

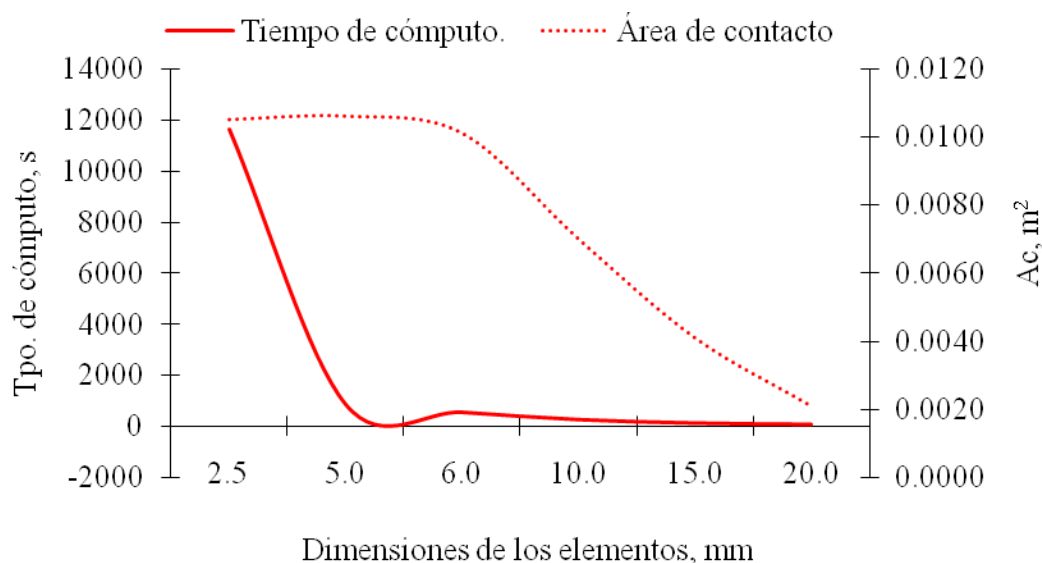


Figura 4.3. Variación del área de contacto y el tiempo de cómputo en función de las dimensiones de los elementos.

4.1.2. Metodología empleada para la determinación experimental del área de contacto del neumático

El proceso incluyó la selección de un neumático de pequeñas dimensiones para acoplarlo al carro portaherramientas instalado en el canal de suelos, que cumpliera con los requisitos principales de los neumáticos agrícolas en cuanto a: presiones de inflado, presión sobre el suelo y características constructivas. Se seleccionó un neumático 3,5x10 de carcasa diagonal, utilizado como rueda motora en una plantadora de tubérculos, el cual ejerce presiones sobre el suelo de 150 - 450 kPa a presiones de inflado de 100 - 325 kPa, condiciones similares a las encontradas habitualmente en las operaciones de maquinaria realizadas con tractores de ruedas.

La determinación experimental del área de contacto del neumático se realizó en el canal de suelos del Centro de Mecanización Agropecuaria de la Universidad Agraria de la Habana, mediante la utilización de la siguiente metodología.

Como primer paso, se seleccionaron los niveles de carga y presión de inflado a los cuales se realizaron las mediciones. Estos se obtuvieron respetando el valor recomendado por el fabricante de una carga máxima de 2 430 N y presión de inflado máxima de 325 kPa. Como presión de inflado mínima se estableció 100 kPa debido a que es una presión usual en los neumáticos agrícolas. A partir de estos valores se seleccionó un punto intermedio para la presión de inflado y un total de cuatro puntos para las cargas, según se muestra en la Tabla 4.1.

Tabla 4.1. Condiciones de carga y presión de inflado a la que se realizaron las mediciones del área de contacto y la deflexión.

C , (N)	P_i , (kPa)	C , (N)	P_i , (kPa)	C , (N)	P_i , (kPa)
712	100	712	160	712	325
1 328	100	1 328	160	1 328	325
1 740	100	1 740	160	1 740	325
2 350	100	2 350	160	2 350	325

Después de establecida la presión de inflado y situada la carga, el neumático fue separado del suelo por medio de un cilindro hidráulico. En la superficie del suelo se depositó una plancha de acero que hizo la función de superficie rígida. Sobre esta se situó una hoja de papel en blanco y encima un papel carbón (Figura 4.4). Posteriormente, se liberó el cilindro hidráulico y el neumático hizo contacto con el papel carbón, se mantuvo en esta posición unos segundos y luego se levantó nuevamente la rueda, quedando libre la hoja de papel con la marca de la huella del neumático (Upadhyaya y Wulfsohn, 1990; Kumar y Dewangan, 2004).



Figura 4.4. Obtención del área de contacto del neumático

Luego, la huella es escaneada y mediante la utilización de un software para el tratamiento de imágenes (Image Tool 3) se obtuvo el área de contacto. Este procedimiento se repitió en tres ocasiones para cada condición: presión de inflado-carga ($Pi-C$); luego se determinaron los estadísticos y se obtuvo el área de contacto. Para verificar la exactitud de las mediciones realizadas con el software, se realizaron adicionalmente tres impresiones de la huella de contacto en papel milimetrado; en tres combinaciones distintas de $Pi-C$. Luego se determinó el área de contacto mediante el conteo del área registrada en el papel milimetrado. Se realizaron verificaciones del ajuste mediante ambos métodos, aplicándose un análisis de varianza para la media de ambas mediciones, no encontrándose diferencias significativas entre los mismos ($P < 0,05$).

4.1.3. Metodología empleada para la determinación experimental de la deflexión del neumático

Como primer paso se desarrolló un dispositivo (Figura 4.5) que permitió situar sobre el neumático las cargas establecidas en la tabla 4.1. Posteriormente se infló el neumático a la presión prevista y se le determinó el diámetro exterior sin carga (ϕ_{sc}) con la utilización de un pie de rey (tres repeticiones). Luego se estableció la carga y se situó sobre el neumático un indicador fijo, primeramente se midió la distancia del extremo del indicador hasta la base de apoyo del neumático en el piso de la instalación ($Isuelo$) y después la distancia desde el centro de la superficie exterior de la banda de rodadura del neumático hasta el

indicador (I_{cn}). El diámetro exterior con carga (ϕ_{cc}) se determinó como $\phi_{cc}=I_{suelo}-I_{cn}$, del cual se realizaron tres repeticiones para cada condición P_i-C . La deflexión (δ) se obtuvo como la diferencia entre la media del diámetro exterior sin carga y cada repetición del diámetro exterior con carga. Luego se determinaron los estadísticos y se obtuvo la deflexión.

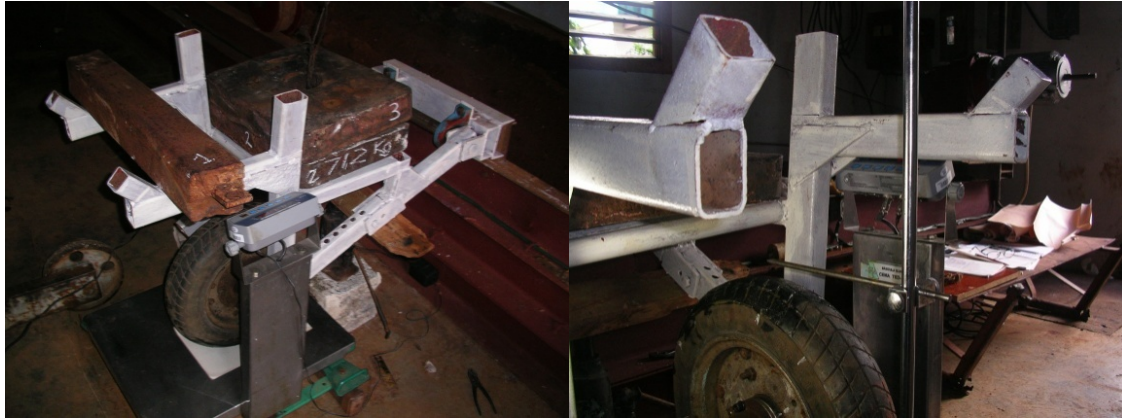


Figura 4.5. Instalación experimental para la determinación de la deflexión del neumático.

4.1.4. Metodología aplicada para la determinación del ajuste entre resultados experimentales y predicciones

Se realizó mediante un Análisis multivariado (Statgraphics Centurion XV) y la determinación del error medio absoluto.

4.1.5. Resultados de la medición experimental del área de contacto, deflexión del neumático y validación del modelo en MEF

La Figura 4.6 muestra un incremento lineal de la deflexión (δ) del neumático 3,5x10 cuando se aumenta la carga sobre el eje (C) para cada presión de inflado (P_i), disminuyendo cuando se incrementa P_i a carga constante. Resultados similares obtuvieron Kumar y Dewangan (2004) en un neumático 6x12 de un motocultor, al igual que Sharma y Pandey (1996) en tres neumáticos agrícolas.

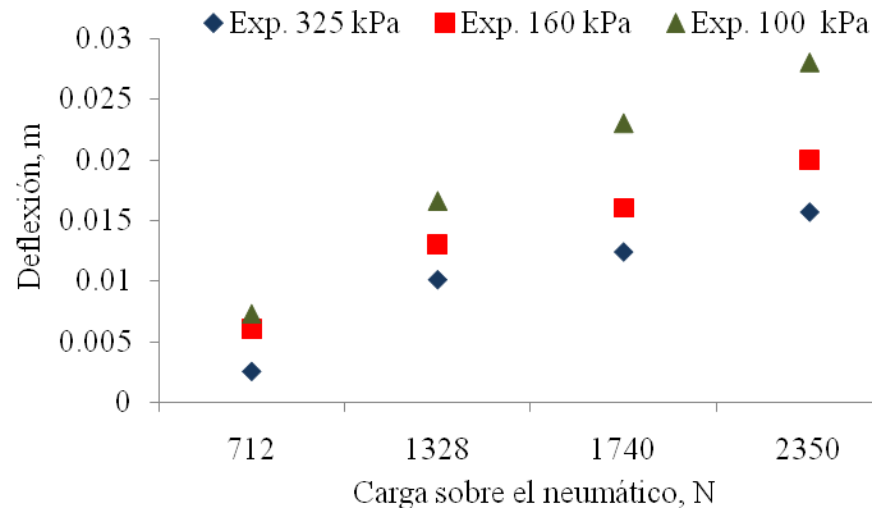


Figura 4.6. Comportamiento de la deflexión de un neumático 3,5x10 con respecto a la carga sobre el eje para diferentes presiones de inflado.

Sharma y Pandey (1996) y Kumar y Dewangan (2004), atribuyen estos resultados (δ se incrementa con el aumento de la carga a P_i constante), a que al mantenerse la P_i constante mayor por ciento de la carga es soportada por la carcasa del neumático y en el otro caso (decrecimiento de δ con el incremento de P_i a carga constante), a que un mayor por ciento de la carga es soportada por la presión de inflado del neumático. La deflexión del neumático depende tanto de la rigidez de la carcasa, la cual está determinada por las propiedades de los materiales empleados en su construcción y diseño; así como, de la presión de inflado del neumático. Goering *et al.* (2006), consideran que la deflexión del neumático está determinado en primer lugar por la presión de inflado y en menor magnitud por la rigidez de la carcasa.

La Figura 4.7 muestra un incremento lineal del área de contacto (A_c) del neumático cuando se aumenta la carga sobre el eje manteniendo constante la presión de inflado y su disminución, cuando se incrementa la P_i a carga constante. Resultados similares obtuvieron otros autores para neumáticos agrícolas de carcasa radial y diagonal (Upadhyaya y

Wulfsohn, 1990; Wulfsohn y Upadhyaya, 1992; Sharma y Pandey, 1996; Santos y Lancas, 1999; Kumar y Dewangan, 2004). Las dimensiones del área de contacto dependen de la rigidez del neumático y de la superficie de apoyo; a una carga y presión de inflado dadas, el área de contacto se incrementará en la medida que la superficie del suelo sea menos firme y que la carcasa del neumático sea más elástica, criterio este ampliamente aceptado (Wulfsohn y Upadhyaya, 1992; Hallomborg, 1996).

Los resultados del neumático 3,5x10 en cuanto al comportamiento del área de contacto y la deflexión es similar al de otros neumáticos agrícolas, por lo tanto, se demuestra la validez de la selección de este neumático para la realización de la investigación.

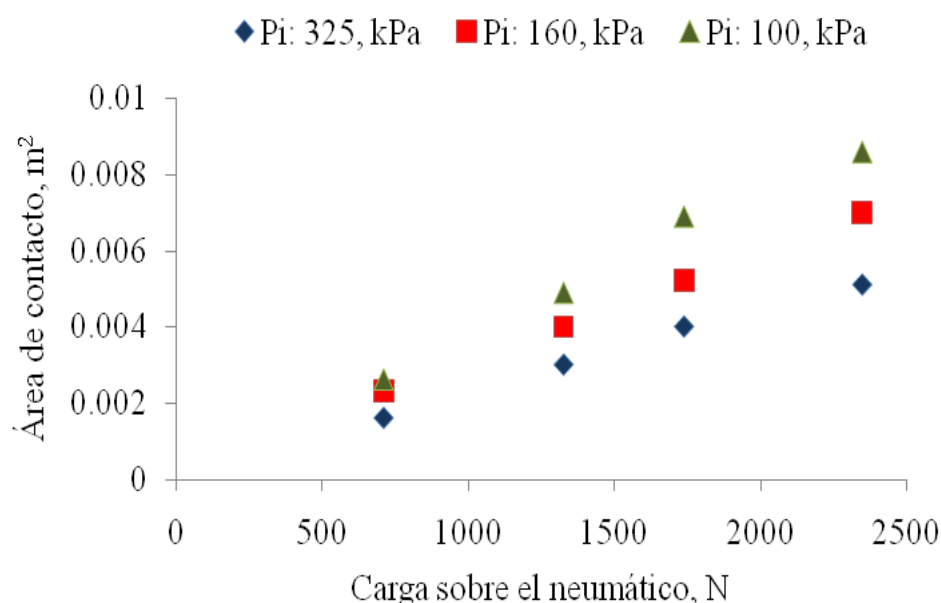


Figura 4.7. Comportamiento del área de contacto de un neumático 3,5x10 con respecto a la carga sobre el eje para diferentes presiones de inflado.

Para la validación del modelo del neumático se compararon los resultados experimentales y predicciones de carga-deflexión (Figura 4.8) y carga-área de contacto (Figura 4.9), mostrando la estrecha relación existente entre ambos, lo cual evidencia la validez del modelo desarrollado.

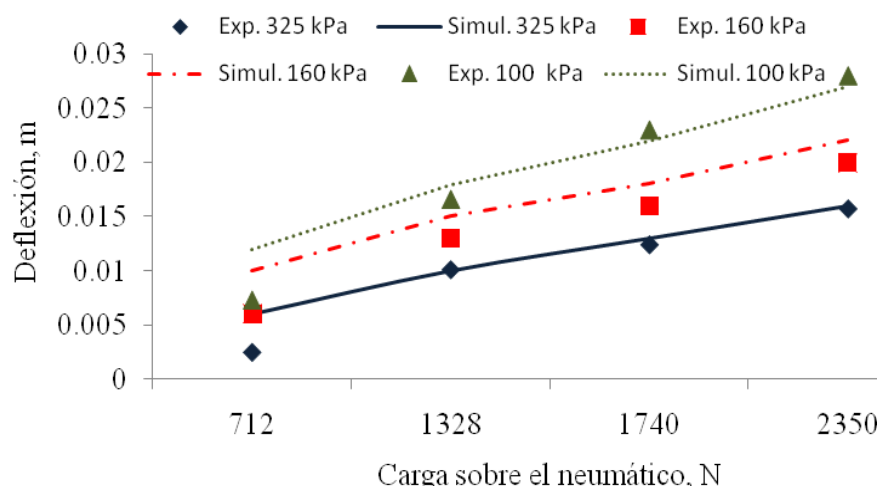


Figura 4.8. Característica carga-deflexión del neumático 3,5x10 en superficie rígida; experimental vs. simulación.

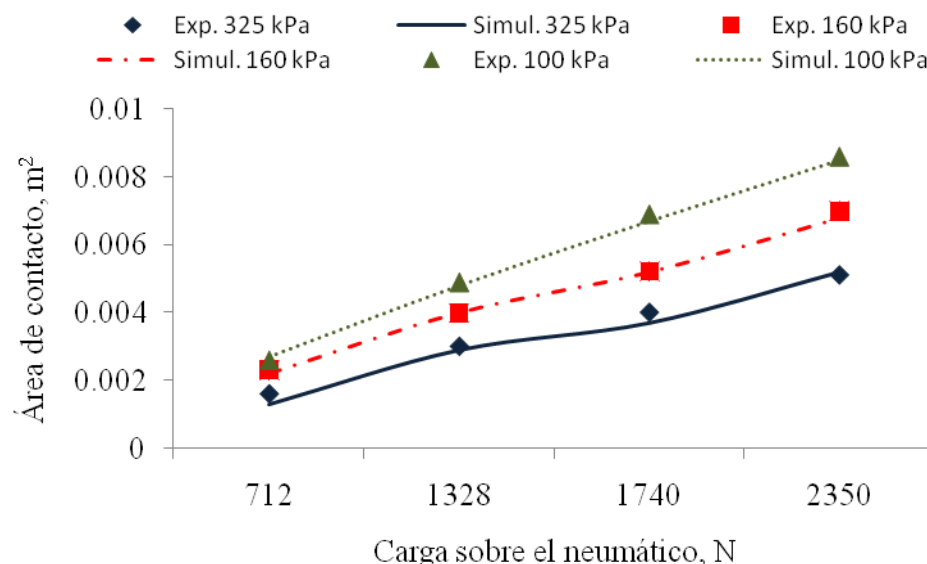


Figura 4.9. Característica carga-área de contacto del neumático 3,5x10 en superficie rígida, experimental vs. simulación.

Para determinar la correlación entre resultados experimentales y simulación se realizaron sendos análisis de regresión lineal, demostrándose para ambos casos la relación estadísticamente significativa entre las mediciones experimentales y la simulación (Anexo IV-1). Shoop (2001), Zhang y Lee (2004), Suripa y Chaikittiratana (2008) y Grujicic *et al.* (2009) han aplicado estos procedimientos para validar sus modelos obteniendo resultados similares.

4.2. Desarrollo del modelo para la simulación de la compactación del suelo

4.2.1. Implementación del modelo de la compactación del suelo

Consiste en la interacción del modelo del neumático desarrollado en el epígrafe 4.1.1. con el bloque que representa el suelo existente en el canal.

Descripción del problema objeto de simulación. Representa el proceso de compactación del suelo provocada por el tránsito de un neumático 3,5x10.

Modelo geométrico. El suelo a representar es la porción del canal donde se realizaron los ensayos. Para mejorar la eficiencia computacional se calibró el dominio geométrico variando las dimensiones del bloque en los tres ejes principales. Luego se seleccionaron las menores dimensiones en que las condiciones de bordes no influyen en los resultados. Posteriormente se verificó el cumplimiento de este requisito mediante corridas en las que se mantuvieron constantes todos los elementos del modelo y se variaron las condiciones de bordes. En la condición número uno (Figura 4.10a), se restringieron los desplazamientos y rotaciones en los tres ejes, en los dos planos laterales y en el fondo del bloque, quedando libre de rotar o desplazarse el suelo en la superficie superior (en las tres condiciones de bordes probadas). En la condición dos (Figura 4.10b) en los dos planos laterales se restringieron los desplazamientos en **X** y **Z**, quedando libre el desplazamiento en **Y**, en el fondo del bloque se restringieron los desplazamientos; no se restringieron las rotaciones en ninguna dirección. En la condición tres (Figura 4.10c) en el plano **XY** se restringió el desplazamiento en **Z** y en el plano **YZ** se restringió el desplazamiento en **X**; en el fondo del bloque se restringieron los tres desplazamientos y no se restringieron las rotaciones.

La Figura 4.11 muestra los resultados de la presión vertical a diferentes profundidades del suelo para las condiciones de bordes descritas en el párrafo anterior. En esta se aprecia la

insignificante diferencia que hay entre cada una de las curvas. Se aplicó un análisis multivariado para determinar la correlación entre estas, obteniéndose una alta significación estadística de las correlaciones (Anexo IV - 2) y demostrándose que las dimensiones del bloque de suelo de: longitud (0,7 m) (eje **Z**), profundidad 0,4 m (eje **Y**) y ancho de 0,4 m (eje **X**), son adecuadas.

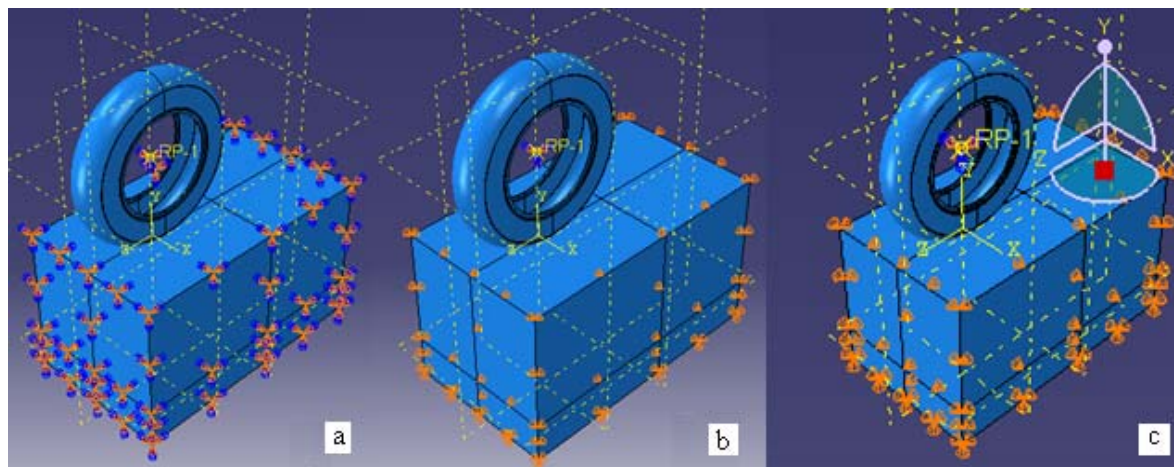


Figura 4.10. Condiciones de vínculos o apoyos utilizados para calibrar el dominio geométrico.

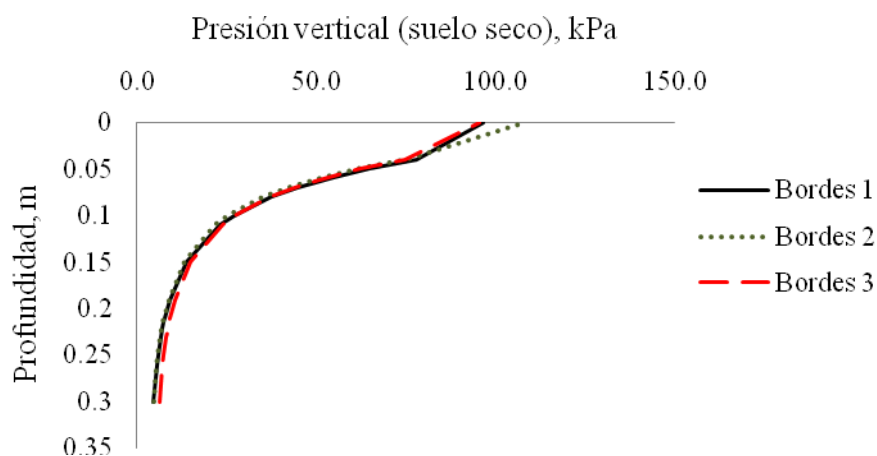


Figura 4.11. Presión vertical en función de la profundidad del suelo para diferentes condiciones de bordes.

Para determinar la extensión de las presiones en dirección transversal y la validez de simular el tráfico de un solo neumático, se realizaron simulaciones con carga de 2 350 N y P_i de 325 kPa. La Figura 4.12 muestra un corte del suelo en dirección transversal, donde se

aprecia que presiones mayores a 65 kPa no se extienden a más de 0,1 m del lateral del neumático (presiones de hasta 106 kPa están dentro del intervalo elástico). Este resultado confirma que en las condiciones de trabajo más frecuentes, donde el ancho de la trocha de los equipos generalmente es de 1,6 m o mayor, las presiones provocadas por un neumático no interactúan con las del otro.

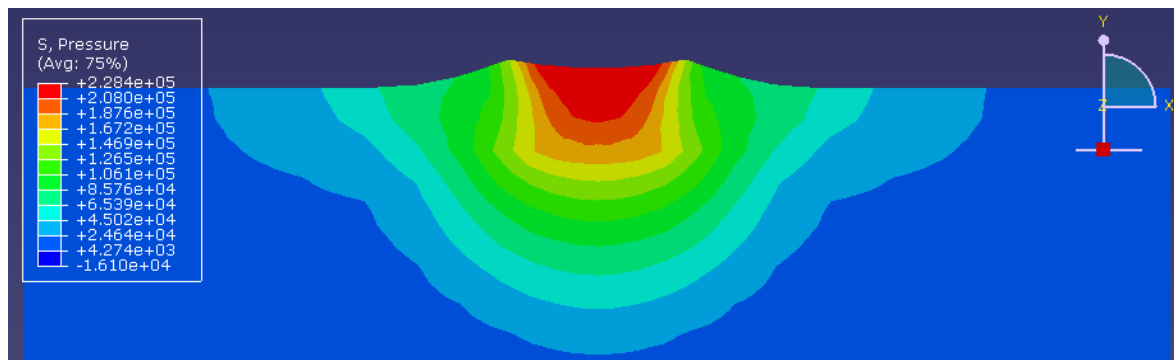


Figura 4.12. Presiones en dirección transversal, neumático 3,5x10 con carga de 2 350 N y P_i de 325 kPa, ancho del bloque 0,4 m.

Modelo del material. Para el suelo se empleó el modelo elastoplástico de Drucker Prager Extendido. Los parámetros constitutivos se determinaron a partir de ensayos de compresión triaxial y de cortante directo (Tabla 4.2). Las propiedades del material corresponden a las de un bloque de suelo homogéneo e isotrópico dado que el suelo utilizado para la validación en condiciones de laboratorio tiene esta característica.

Tabla 4.2. Propiedades del material.

Propiedades	E (MPa)	ν	σ_f (MPa)	β°	K	Ψ°
Suelo seco	16	0,34	0,106	23	1	23
Suelo húmedo	1,2	0,24	0,055	9	1	0

Condiciones de cargas y bordes. En el bloque de suelo se restringió el desplazamiento en los tres ejes de la superficie inferior, en el plano **XY** se restringió el desplazamiento en el eje **Z** y en el plano **YZ** se restringió el desplazamiento en el eje **X**. Al punto de referencia del neumático, en el paso de movimiento y rotación, se le restringió el desplazamiento en

X, se permitió el desplazamiento en **Y** y se impuso un desplazamiento en **Z**, dejando libre la rotación en **X** y limitando la rotación en **Y** y **Z** (Figura 4.10c).

Modelo del contacto. Se representó según aparece descrito en el epígrafe 4.1.1.

Selección del tipo de elemento finito y de la densidad de malla. Para la discretización del suelo se utilizaron elementos lineales, hexaédricos de ocho nodos e integración reducida (C3D8R), como fue definido en el Capítulo III. La selección de la densidad de malla se realizó mediante un procedimiento similar a los anteriormente empleados en este trabajo. La Figura 4.13 muestra como a partir de dimensiones de los elementos inferiores a 0,025 m se obtienen valores casi constantes de la presión vertical a 0,1 m de profundidad. Debido a que discretizar todo el dominio geométrico del bloque de suelo a 0,01 m conlleva una muy alta capacidad computacional, se refinó la malla en la zona donde se produce el contacto con un tamaño de elemento de 0,01 m. En la medida en que se separan de esta zona los elementos estos crecen en sus dimensiones, mejorando la eficiencia computacional del análisis. El número total de elementos fue de 45 300 con 75 211 nodos y 176 340 grados de libertad.

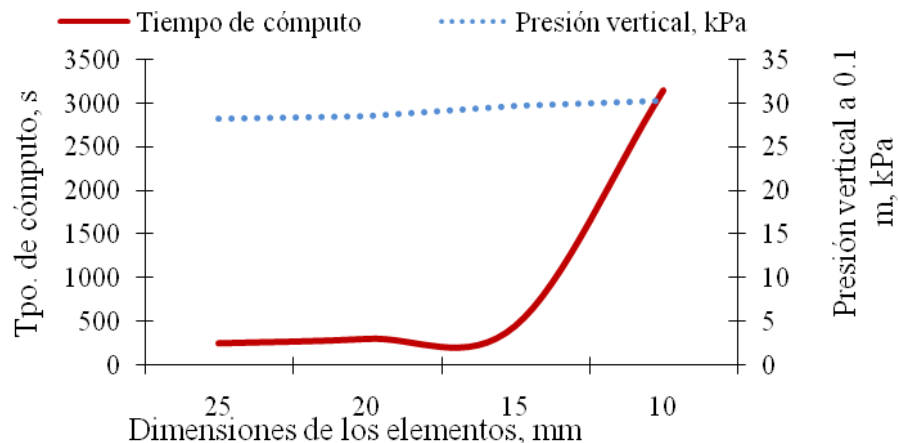


Figura 4.13. Variación de la presión vertical a 0,1 m de profundidad en función del tiempo de cómputo para diferentes dimensiones de los elementos.

4.2.2. Metodologías empleadas para la determinación experimental, en condiciones de laboratorio, de la compactación del suelo

Las investigaciones experimentales se realizaron en el canal de suelos del Centro de Mecanización Agropecuaria, para lo cual se desarrollaron varios dispositivos y metodologías.

Metodología empleada para la preparación y acondicionamiento del canal de suelos.

Partió de la selección de los dos valores de humedades a las que se realizaron los experimentos de tráfico. En el Capítulo I se estableció que las operaciones agrícolas deben hacerse cuando el suelo tiene un contenido de humedad de 0,7 - 0,9 del límite plástico (LP); por lo tanto se seleccionó un valor de $0,8LP$; correspondiente al 25% de humedad, es decir, un suelo seco dentro del intervalo recomendado para la realización de las operaciones agrícolas. El otro valor seleccionado fue de $0,96LP$ equivalente al 30% de humedad. La Figura 4.14 muestra los resultados de ensayos Proctor al suelo objeto de estudio, determinándose que el contenido de humedad óptima de compactación es de 31%. En la figura se aprecia la posición de las dos humedades seleccionadas y como la densidad de volumen se incrementa con el aumento del contenido de humedad hasta alcanzar la humedad óptima de compactación, a partir de este valor no se obtienen aumentos de la densidad de volumen.

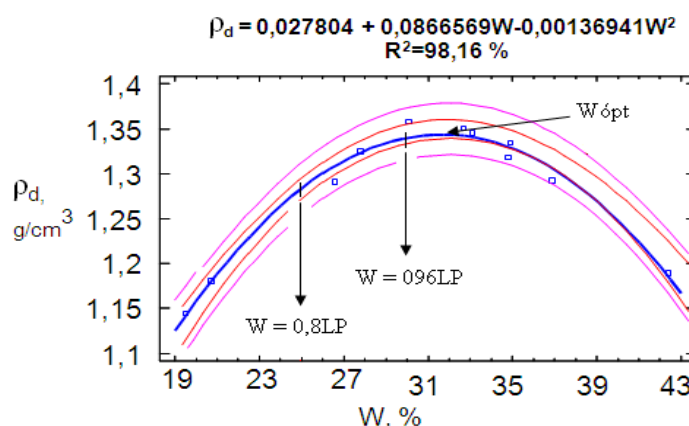


Figura 4.14. Curva de ensayo Proctor al suelo Ferralítico rojo compactado ($W_{\text{ópt}}$: humedad óptima de compactación), adaptado de Herrera *et al.*, (2006).

La longitud total del canal de suelos es de unos 8,0 m; este se dividió en dos zonas de cuatro metros cada una, la primera para el desplazamiento inicial y estabilización del neumático y la segunda para la realización de las mediciones. En esta última se depositó el suelo fuera del canal, quedando el espacio libre para la instalación de las cinco celdas de carga (dos a 0,25 m de profundidad y las otras tres a 0,10 m). Primero se colocaron los cinco soportes, dos de estos con las celdas de carga previamente acopladas (0,25 m de profundidad). Luego se depositó el suelo hasta cubrir la altura de todos los soportes y se compactó el área removida hasta obtener una densidad de volumen de 1 g cm^{-3} . Posteriormente se liberó el suelo encima de los otros tres soportes y se situaron sobre estos las tres celdas de carga restantes. Para finalizar se terminó de adicionar el suelo, se realizó la nivelación con un alisador acoplado al carro portaherramientas del canal y se procedió a compactar. Se tomaron muestras de suelo para determinar la densidad de volumen seca, a profundidades de 0 a 10, 10 a 20 y 20 a 30 cm al centro y en los bordes del canal, compactándose el suelo hasta el valor prefijado de densidad de volumen (1 g cm^{-3}). Para establecer las condiciones de humedad, dos semanas antes del experimento se humedeció el suelo y se dejó en reposo para que secara y alcanzara el equilibrio hídrico interno. Durante este período de tiempo, frecuentemente, mientras el suelo se secaba se determinó la humedad, hasta obtener un 25% de esta. La Figura 4.15 muestra operaciones de acondicionamiento del canal de suelos para la realización de los experimentos.

Luego de realizados los experimentos en la primera condición de suelo (25% de humedad) se retiraron las celdas de carga y los soportes, se procedió a descompactar nuevamente el suelo y se repitió todo el proceso. Posteriormente se aplicó agua al canal dejándolo en reposo durante una semana hasta alcanzar la humedad deseada (30%) y el equilibrio hídrico interno del suelo.



Figura 4.15. Proceso de preparación y acondicionamiento del canal de suelos para la realización de los experimentos en condiciones controladas.

Dispositivo desarrollado para el tráfico del neumático 3,5x10 en el canal de suelos. Al carro portaherramientas del canal de suelos se le adicionó un soporte para el neumático y las cargas (Figura 4.16). El número de vueltas del neumático y de las ruedas del carro portaherramientas se controlaron mediante un contador de vueltas conectado al sistema de adquisición de datos.



Figura 4.16. Carro portaherramientas y dispositivo desarrollado para el experimento de tráfico del neumático.

Sistema de adquisición de datos. Estuvo compuesto por un amplificador operacional marca Kyowa y tarjeta de conversión análogo digital (AD) con frecuencia de 100 Hz, la cual fue acoplada a un computador personal Pentium II, en el cual quedaron registradas las mediciones. Se empleó el software Tensoft para el manejo de la tarjeta AD y el procesamiento de las mediciones.

Metodología para la calibración de las celdas de carga. Cada celda de carga se calibró independientemente. Se introdujeron en un dispositivo desarrollado en el Centro de Mecanización Agropecuaria (Figura 4.17), el cual permitió desarrollar progresivamente el proceso de carga y descarga a la celda, desde 0 hasta 300 N, registrando el voltaje de salida de la celda, se realizaron tres repeticiones.

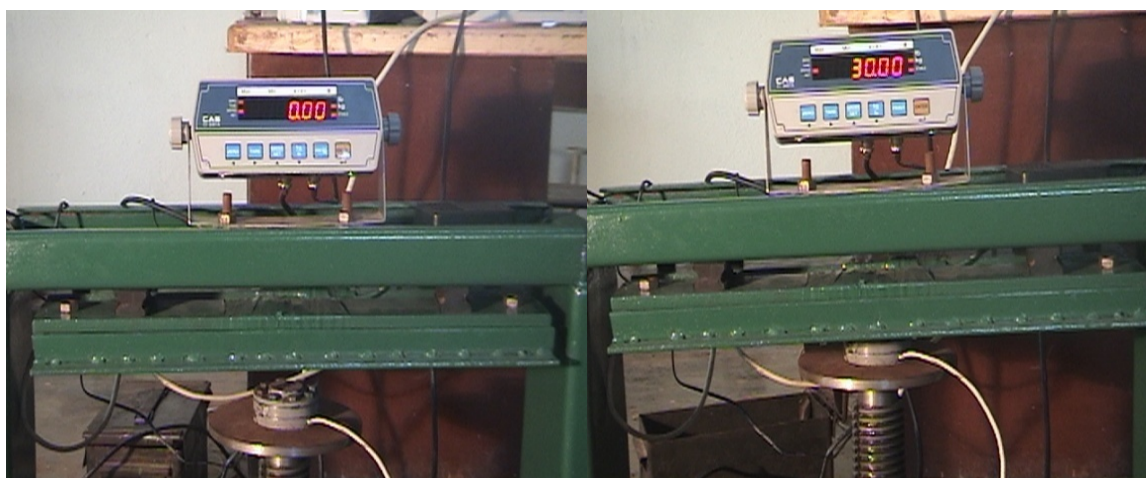


Figura 4.17. Dispositivo utilizado para la calibración de las celdas de carga.

La carga aplicada entre el área de la celda corresponde a la presión registrada. Las lecturas de voltaje versus presión, tanto en carga como en descarga fueron llevadas a una gráfica de dispersión (Figura 4.18), obteniéndose la línea de tendencia y pendiente. Posteriormente, este valor fue utilizado para convertir el voltaje registrado en la tarjeta de adquisición de datos a presión vertical sobre las celdas de carga.

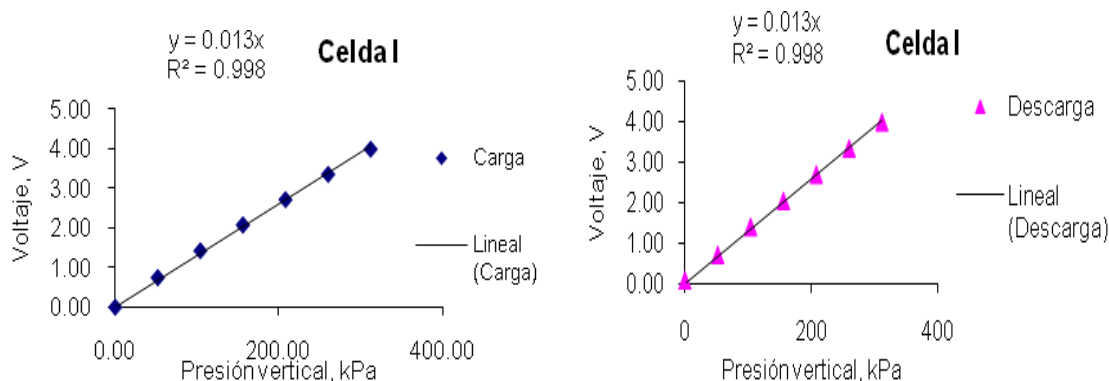


Figura 4.18. Calibración de las celdas, carga y descarga.

Metodología aplicada para la realización de los experimentos de tráfico. La Tabla 4.3 muestra las diferentes cargas y presiones de inflado del neumático a las que se realizaron los experimentos de tráfico, cuatro en condiciones de suelo seco (25% de humedad y $1,0 \text{ g cm}^{-3}$ de densidad de volumen) y cuatro en suelo húmedo (30% de humedad y $1,0 \text{ g cm}^{-3}$ de densidad de volumen). El primer experimento de cada humedad se desarrolló con el suelo tal y como quedó después de preparado y los demás transitando el neumático sobre la huella de la corrida anterior.

Tabla 4.3. Valores de presión de inflado y carga sobre el neumático a las que se realizaron las mediciones.

Humedad 25%			Humedad 30%		
No. ensayo	P_i , (kPa)	C , (N)	No. ensayo	P_i , (kPa)	C , (N)
I	100	712	V	100	712
II	325	712	VI	325	712
III	325	2 350	VII	325	2 350
IV	100	2 350	VIII	100	2 350

Se realizaron cuatro ensayos de tráfico para cada condición de humedad, en los que se determinaron la presión vertical sobre las celdas de carga y la deformación del perfil del suelo. Este último se obtuvo mediante la utilización de un soporte indicador situado en el extremo superior del canal de suelos. Con un pie de rey se midió la distancia desde el soporte hasta la huella dejada por la rueda en el suelo (Figura 4.19).



Figura 4.19. Determinación de la deformación en el perfil del suelo.

Metodología aplicada para el procesamiento de la correlación entre resultados experimentales y predicciones. Se realizó mediante un Análisis multivariado (Statgraphics Centurion XV) y la determinación del error medio absoluto.

4.2.3. Resultados y discusión del modelo desarrollado mediante el MEF

La Figura 4.20 muestra los resultados de la presión en el contacto neumático-suelo para diferentes condiciones P_i -C, tanto en suelo seco como húmedo. En la Figura 4.20a se aprecia como a P_i de 100 kPa la presión en el contacto es máxima en los ejes del neumático e inferior en el centro. Este resultado se explica porque a bajas presiones de inflado la carcasa sostiene la mayor parte del peso sobre el neumático. A presión de inflado de 325 kPa y soportando el neumático la misma carga (712 N), este es más rígido y la P_i en su interior soporta mayor carga (Figura 4.20b), por lo tanto, la presión en el centro del contacto es mayor. Cuando al neumático con P_i de 100 kPa se le incrementa la carga hasta 2 350 N (Figura 4.20c), se observa como la diferencia entre la presión en el centro y en los ejes se hace más marcada, debido a que en este caso la carcasa transmite una mayor presión al suelo.

Las Figuras 4.20d y 4.20e muestran que en suelo húmedo la presión de inflado tiene poca influencia en la distribución de la presión en la superficie de contacto. En la Figura 4.20f se aprecia que el incremento de la carga a 2 350 N provoca el aumento de la presión en los ejes del neumático, lo cual manifiesta que en suelo húmedo, la carga sobre el neumático tiene mayor influencia que la P_i .

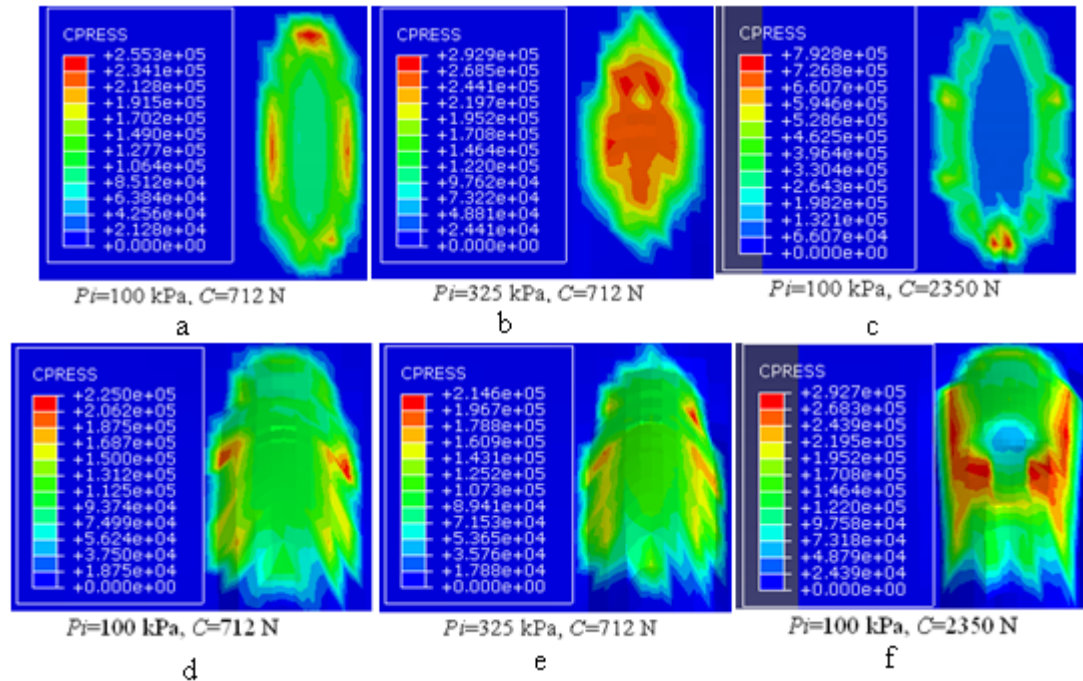


Figura 4.19. Presión en la superficie de contacto neumático suelo.

En los neumáticos agrícolas sometidos a baja presión de inflado la carcasa soporta la mayor parte de la carga total y la mayor presión se distribuye en los ejes del neumático cuando el suelo está seco. Para alta presión de inflado el incremento de la rigidez del neumático provoca que la presión se distribuya con mayores valores en el centro del neumático. En suelo húmedo la presión de inflado no influye en la distribución de presiones en la superficie de contacto, esta depende de la carga sobre el neumático.

Schjonning *et al.* (2008) determinaron experimentalmente la distribución de presiones en un neumático 650/65R30,5 a 100 y 240 kPa de presión de inflado respectivamente. Las

Figuras 4.21 permiten comparar entre los resultados de las simulaciones realizadas en este trabajo y los registrados por Schjonning *et al.* (2008), demostrándose como la distribución de presiones predichas es muy similar a la experimental, en ambas P_i , lo cual señala la validez del modelo desarrollado.

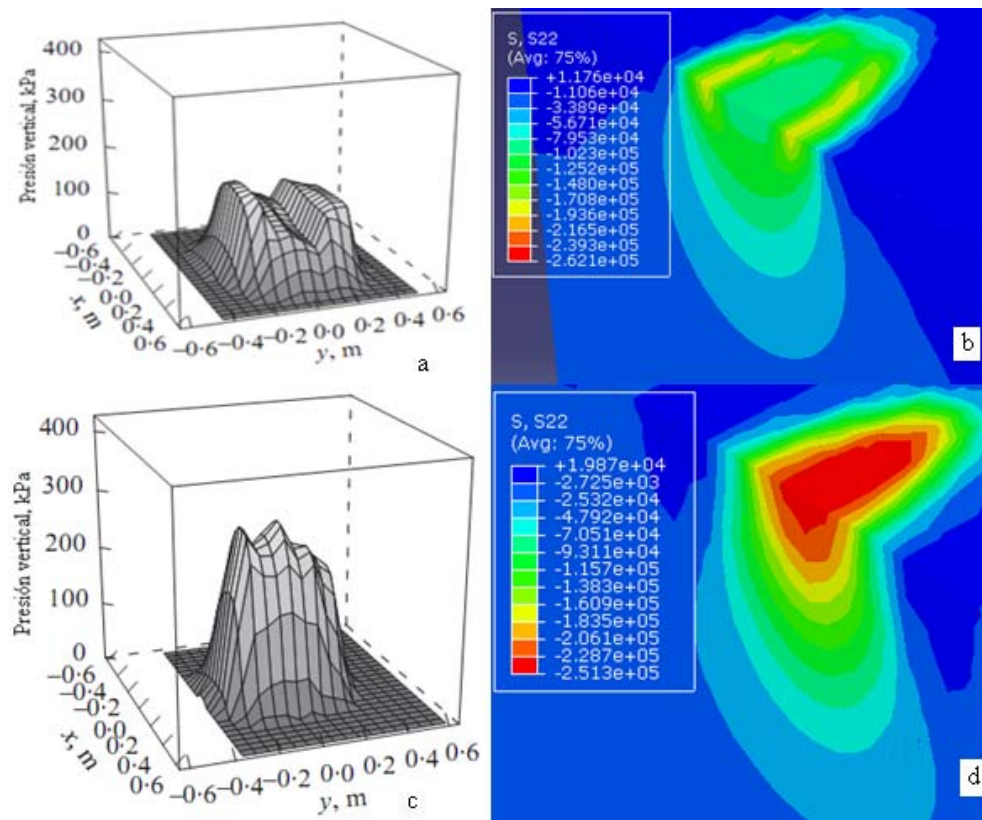


Figura 4.21. Distribución de presión vertical en la superficie del suelo bajo un neumático 650/65R30,5. a) $P_i = 100$ kPa; c) $P_i = 240$ kPa (Schjonning *et al.*, 2008). Simulaciones, presiones verticales en Pa; b) $P_i = 100$ kPa, d) $P_i = 325$ kPa).

Los resultados presentados aquí coinciden con los de otros autores respecto a la limitación que representa asumir la distribución de presiones en la superficie de contacto neumático-suelo como uniforme dado que esta depende de la presión de inflado, la carga sobre el neumático y las condiciones de suelo (van den Akker, 2004; Keller, 2005; Schjonning *et al.*, 2006; Keller *et al.*, 2007b y Schjonning *et al.*, 2008).

Las Figuras 4.22, 4.23 y 4.24 muestran, en sentido general, que existe ajuste entre predicciones y resultados experimentales, tanto para la presión vertical como para la deformación del suelo en el área de contacto. La correlación de 0,99 para las presiones verticales (Anexo IV - 3), de 0,91 para la deformación del suelo en condición seca (Anexo IV - 4) y de 0,88 para la deformación del suelo en condición húmeda (Anexo IV - 5) y los valores de probabilidad en todos los casos inferiores a 0,05 indican la alta significación estadística de la relación entre cada uno de los pares de datos evaluados para un nivel de confianza de $P < 0,05$.

Los valores de error absoluto medio de 15% para las presiones y 18% para la deformación se consideran aceptables para el tipo de problema que se investiga; valores de error de hasta un 20% han sido alcanzados en modelos presentados por Mouazen *et al.* (1999), Rosa y Wulfsohn (1999) y Herrera (2006). Estos resultados junto a los altos valores de la correlación permiten afirmar que los procedimientos implementados, así como, las propiedades y parámetros constitutivos adoptados son adecuados para la simulación de la compactación provocada por el tráfico de neumáticos de los vehículos agrícolas.

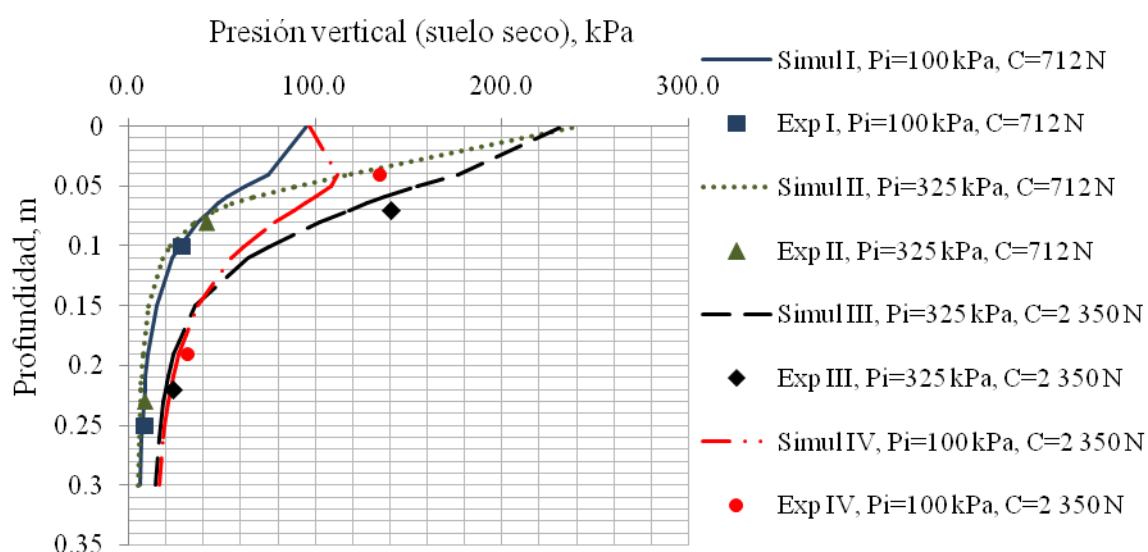


Figura 4.22. Presión vertical en suelo seco ($W = 25\%$), experimental vs simulación.

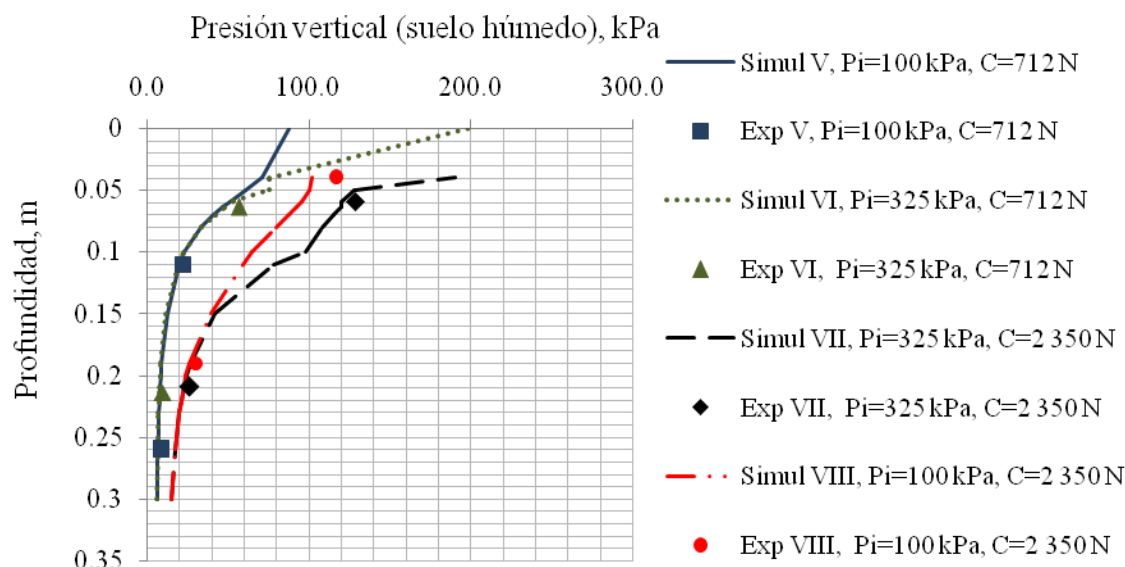


Figura 4.23. Presión vertical en suelo húmedo ($W = 30\%$), experimental vs simulación.

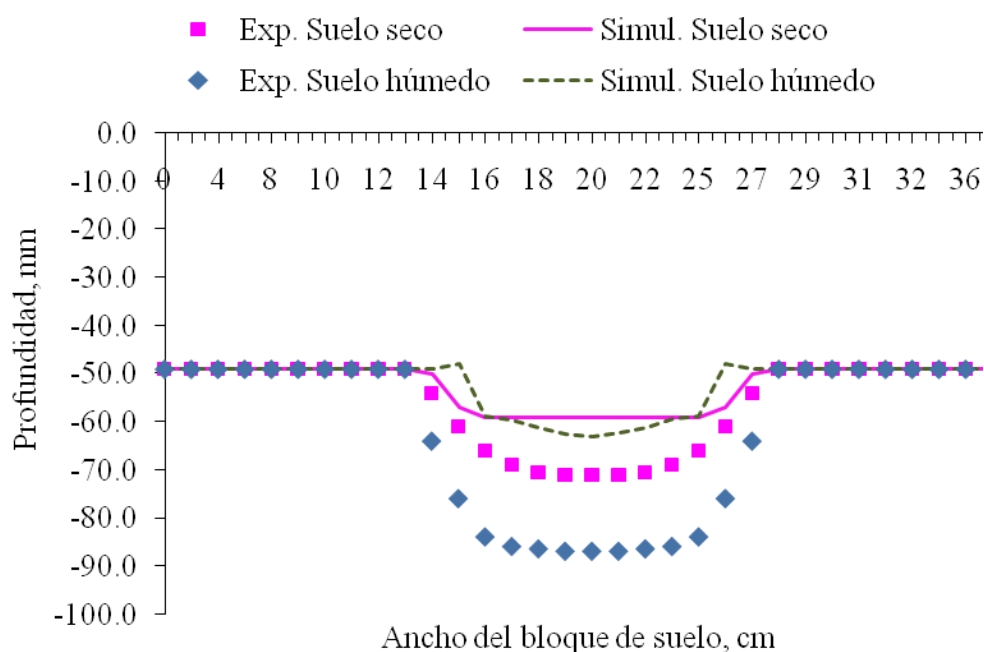


Figura 4.24. Deformación en el área de contacto, experimental vs simulación.

Las curvas que representan la presión vertical predicha para el neumático cargado con 712 N y presiones de inflado de 100 y 325 kPa (Figura 4.22, Simulaciones I y II), muestran que el efecto de la P_i y de la presión sobre el suelo solo se aprecia en la capa superficial, hasta una profundidad inferior a 0,08 m. Para el caso del neumático cargado con 2 350 N a

ambas presiones de inflado y presiones sobre el suelo (Figura 4.22, Simulaciones III y IV) se observa un comportamiento similar, aunque la influencia de ambas presiones alcanza hasta los 0,14 m de profundidad, debido al efecto de la mayor carga.

El resultado del peso sobre el neumático en la transmisión de presiones en profundidad se muestra al comparar las simulaciones I y IV, y, II y III, ambas parejas poseen igual P_i y presión sobre el suelo. La Figura 4.22 muestra como el incremento de la carga sobre el neumático provoca el aumento de la presión vertical en el suelo, haciéndose mayor la diferencia en la capa de 0 a 0,15 m. En las curvas se aprecia, que a partir de esta profundidad la presión vertical en el suelo es consecuencia solo de la carga sobre el neumático y no de las otras dos variables analizadas anteriormente. A partir de estos resultados se establece que la presión sobre el suelo y la presión de inflado del neumático tienen efecto solo en la capa superficial, que es donde se produce la mayor parte de la compactación, y que después de los 15 cm de profundidad la carga sobre el neumático es quien provoca las presiones en el suelo.

Sánchez - Girón (1996), Alakukku *et al.* (2003) y Hamza y Anderson (2005) plantean que la compactación del suelo superficial, es decir, la que se produce en la zona de labranza periódica, depende de la presión sobre el suelo que ejerce el sistema de rodaje y que la compactación del subsuelo o profunda, depende de la carga sobre el sistema de rodaje. Estos resultados coinciden con los presentados aquí y contribuye a confirmar la validez del modelo desarrollado.

La Figura 4.23 muestra que la transmisión de presiones verticales con la profundidad, para el suelo húmedo ($W = 30\%$), mantiene la misma tendencia y comportamiento que para suelo seco. Sin embargo, aunque los valores de las presiones verticales que se transmiten

al suelo sean similares, la compactación del suelo húmedo es muy superior a la del suelo seco debido a que en suelo húmedo el esfuerzo de fluencia (σ_f) es menor (Tabla 4.2, página 83), es decir, el límite elástico del suelo es menor y por lo tanto con menores presiones verticales se provocarán deformaciones irreversibles y compactación del suelo. La condición con 25% de humedad tiene un esfuerzo de fluencia de 106 kPa, y valores de presión vertical superior a estas solo se aprecian en la capa de suelo de 0 a 0,1 m; por lo tanto, esta es la zona donde debe esperarse compactación. En el caso de la condición de 30% de humedad el esfuerzo de fluencia es de 55 kPa, presiones verticales superiores a estas se obtuvieron en la capa de suelo de 0 a 0,14 m, extendiéndose hasta una mayor profundidad la compactación. En ambas condiciones de suelo la compactación solo se produce en la capa superficial, llegando a una profundidad máxima de 0,14 m en suelo húmedo. A profundidades superiores a esta no se provocó compactación del suelo.

Söhne (1958) y, Lebert y Horn (1991) plantean que si la carga externa impuesta al suelo no excede su resistencia interna, determinada por el esfuerzo de fluencia o presión de precompresión, sus propiedades físicas permanecen constantes. Si las fuerzas externas son superiores a la resistencia del suelo cambian sus propiedades físicas debido a la deformación plástica. La resistencia del suelo disminuye con el aumento del contenido de humedad, por lo tanto, la acción de los neumáticos inducen mayor deformación del suelo en la zona de contacto y en la adyacente. La Figura 4.25a y 4.25b muestran la deformación plástica del suelo tras el tráfico del neumático por las dos condiciones de humedad simuladas, apreciándose que el área de afectación se extiende a un mayor volumen y profundidad en el suelo húmedo.

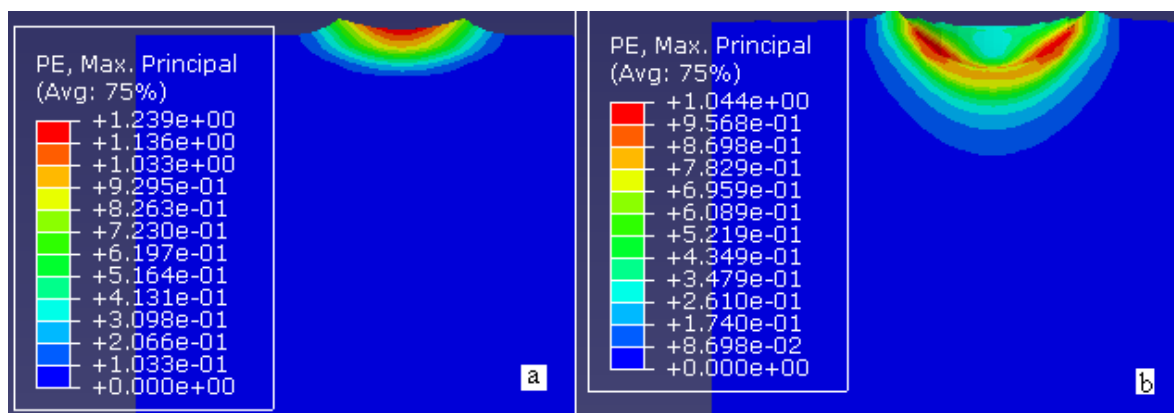


Figura 4.25. Deformación plástica, a) simulación en suelo seco, b) simulación en suelo húmedo.

La presión vertical resultante del tráfico con presión sobre el suelo de 100 kPa (Simulaciones I y IV, Figura 4.22) es inferior, en todo el perfil del suelo, al esfuerzo de fluencia (106 kPa); por lo tanto, las deformaciones que se producen son recuperables cuando se retira la carga que la provoca, no originándose compactación del suelo. A partir de estos elementos se recomienda a diseñadores y agricultores limitar la presión sobre el suelo ejercida por los neumáticos agrícolas a valores inferiores a 100 kPa cuando se realizan operaciones sobre suelo Ferralítico rojo compactado, con bajo contenido de humedad. Estos resultados coinciden con los de González *et al.* (2008), quienes encontraron mediante ensayos de consolidación, para este mismo tipo de suelo, que el efecto de presiones inferiores a 100 kPa no provoca cambios estadísticamente significativos sobre la porosidad total y no se producirá compactación del suelo. Sánchez - Girón (1996), recomienda valores de presión sobre el suelo inferiores a 80 kPa para evitar la compactación.

En Cuba, los suelos destinados a los principales cultivos, excepto la caña de azúcar y los frutales, son labrados periódicamente, descompactándose la capa superficial del suelo. Sin embargo, la compactación como fenómeno acumulativo va incrementando paulatinamente

la densidad de volumen, disminuyendo el espacio poroso y destruyendo los macroporos en la capa subsuperficial o profunda del suelo. Aunque en esta zona no se produce el crecimiento de las raíces de las plantas y estas no son afectadas directamente, la existencia de un subsuelo compactado afecta negativamente al disminuir el drenaje, el crecimiento de los cultivos; y el medio ambiente, al provocar escorrentía superficial y erosión. Este es un proceso largo en el tiempo, por lo tanto, en muchas ocasiones pasa inadvertido para los agricultores, acrecentándose los perjuicios económicos. La compactación del subsuelo tiene como característica, además, el alto costo económico para su solución, se produce a una profundidad donde las operaciones de labranza serían consideradas indeseables y de llevarse a cabo pueden ocasionar un daño potencial. Por lo tanto, la compactación del subsuelo debe evitarse administrando adecuadamente la maquinaria y el suelo, es decir limitando la carga total sobre el neumático en los vehículos que se desplazan dentro de los campos.

El tránsito frecuente e indiscriminado de la maquinaria, el alto número de operaciones a realizar, la labranza en exceso del suelo, el hecho de no establecer marcos adecuados de plantación que ajusten a los anchos de trocha de los tractores y los diferentes anchos de trabajo de la maquinaria provocan el tráfico no controlado y que el área de suelo compactado sea mayor, todos estos aspectos favorecen la compactación y están asociados a las tecnologías de producción existentes. La compactación del suelo es un fenómeno inevitable y va a estar presente siempre que una máquina transitando sobre el suelo origine esfuerzos superiores a la resistencia del suelo. Sin embargo, se pueden tomar medidas para reducirla hasta un valor no perjudicial o tolerable, a partir de recomendaciones realizadas con la utilización del modelo de simulación desarrollado, el cual constituye un importante paso de avance en la investigación de la compactación del suelo.

La simulación de la compactación permitirá evaluar el efecto que el tráfico de neumáticos tiene sobre el suelo en las diferentes tecnologías de cultivos existentes y proponer estrategias de manejo de la maquinaria y el suelo. Como resultado de esta investigación y tomando como base el modelo desarrollado aquí, para un neumático 3,5x10 con presiones de inflado entre 100 y 325 kPa, presiones sobre el suelo entre 150 y 450 kPa, y cargas sobre el neumático de hasta 2 350 N, es posible realizar las siguientes recomendaciones para la administración de la maquinaria y el suelo:

1. Evitar el tránsito de vehículos con alta carga en el eje o establecer un límite a la carga sobre los sistemas de rodaje en los equipos que realizan operaciones dentro de los campos.
2. Limitar la presión sobre el suelo de los equipos agrícolas a valores inferiores a 100 kPa.
3. Determinar la presión de inflado mínima a la cual pueden operar los tractores sin que se afecte el neumático, para lograr una distribución de esfuerzos en el suelo más uniforme y menor presión superficial
4. Utilizar neumáticos de mayor diámetro para aumentar el área de contacto y no incrementar su ancho, debido a que provocará que el área de suelo transitada y compactada aumente.
5. Realizar las operaciones agrícolas a 0.8LP para aprovechar la mayor capacidad portante del suelo
6. Debido a que la compactación ocurre solo en la capa superficial de hasta 0.15 m, las labores de descompactación a profundidades superiores a esta se realizarán solo cuando haya certeza de que esta capa está compactada.

7. Aplicar medidas de tráfico controlado a partir de la utilización de máquinas agrícolas con anchos de trabajo que limiten el tráfico de los vehículos y que se desplacen por las huellas dejadas por las máquinas anteriores.
8. Aplicar variantes de la agricultura de conservación, permitiendo mejorar el estado físico del suelo y logrando disminuir su degradación y la sostenibilidad de las producciones en el tiempo.

4.3. Metodología para el desarrollo de modelos de simulación de la compactación del suelo mediante el MEF

Los procedimientos implementados en este trabajo sirven para la solución de cualquier otro problema de modelación de la interacción neumático-suelo, mediante el método de elementos finitos. Para su aplicación a una tecnología de cultivo determinada es necesario modelar los neumáticos usados en estas, con las más usuales condiciones de carga encontradas durante la explotación. Para la obtención de las propiedades constitutivas se realizarían ensayos de suelo en muestras inalteradas del área objeto de estudio. La aplicación de este modelo puede extenderse a suelos no homogéneos, como es el caso de los encontrados en condiciones de campo, para esto se determinarían las propiedades del suelo por capas o secciones de forma que se asigne a cada una las propiedades correspondientes (Figura 4.26).

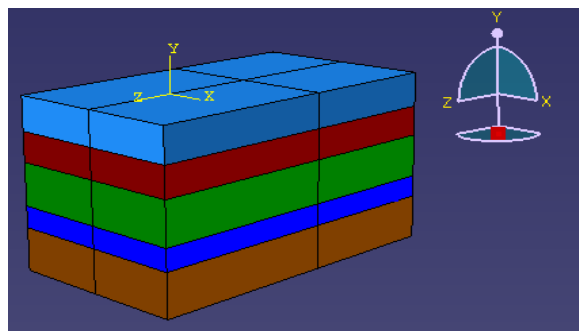


Figura 4.26. Bloque de suelo dividido por capas. Cada color representa una capa de suelos con propiedades y parámetros constitutivos diferentes.

La metodología desarrollada para la modelación de la compactación del suelo se resume en la Figura 4.27, la cual muestra los principales pasos seguidos para dar solución al problema que presentaba este trabajo.

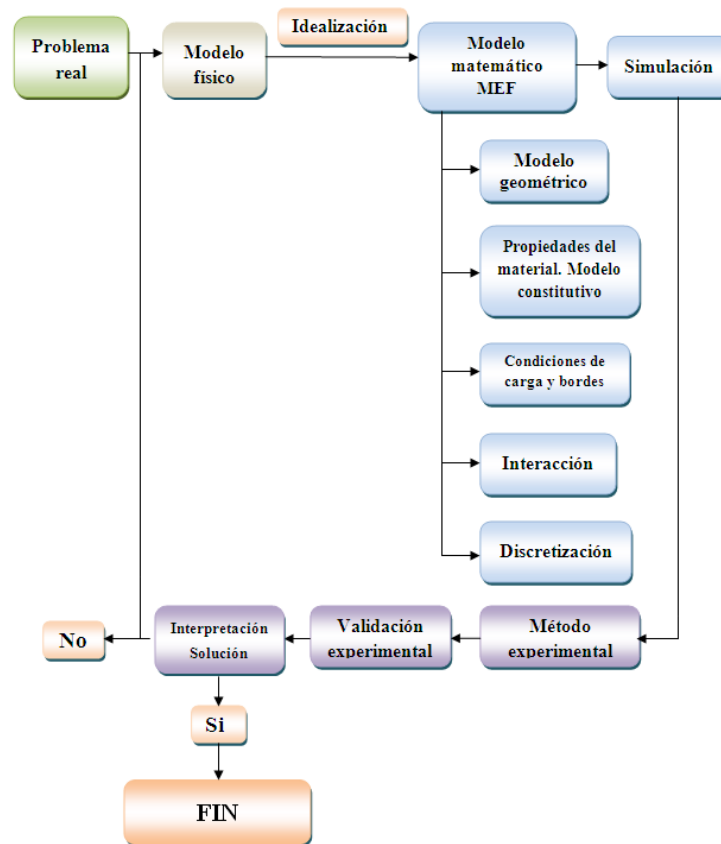


Figura 4.27. Diagrama para la solución de problemas aplicando la modelación.

Raper y Erbach, 1990a y 1990b recomiendan calibrar el dominio geométrico, para modelos de suelo axial simétricos o de deformación plana, con dimensiones superiores a 6 veces el radio del área de contacto. Sin embargo, estas recomendaciones no son apropiadas para la modelación tridimensional del suelo, dado que resultan en bloques demasiado grandes, afectándose la eficiencia computacional. Los resultados alcanzados con esta investigación permiten definir que, en la dirección del movimiento del neumático, el bloque de suelo tenga una longitud de aproximadamente 1,7 veces el diámetro del neumático. La profundidad debe ser de 0,3 m. Según los resultados encontrados aquí las presiones

transmitidas a distancias mayores a 0,15 m están en la zona de deformación elástica, por lo tanto, no deben causar afectaciones al suelo. Este resultado es respaldado por los trabajos realizados por Klubertanz *et al.* (1999); Gysi (2000); Gysi *et al* (2001b) y Gysi (2001), quienes encontraron para un suelo Eutric Cambisol, tras el paso de cosechadoras de remolachas con pesos superiores a 22,4 Mg, que a profundidades superiores a 0,25 m no se producían afectaciones significativas al suelo. Esta recomendación debe utilizarse con cuidado, debido a que en la literatura sobre el tema existen gran cantidad de referencias a compactación profunda del suelo, como son los casos de Poodt *et al.* (2003); Keller *et al.* (2007b); Schjonning *et al.* (2006 y 2008). En dirección transversal a la del movimiento, la dimensión del bloque de suelo puede ser aproximadamente 2,5 veces el ancho del neumático. Posteriormente, se deben realizar simulaciones de comprobación que demuestren la no influencia de las condiciones de bordes en los resultados de las corridas. El bloque de suelo se debe discretizar con elementos C3D8R de dimensiones entre 25 - 10 mm en las zonas donde se produce el contacto neumático-suelo. Además, se determinó que es conveniente: discretizar las probetas de suelo, empleadas para la simulación de ensayos triaxiales, con elementos hexaédricos, lineales, de integración reducida, de dimensiones inferiores a los 4 mm y discretizar neumáticos de pequeñas dimensiones, con elementos hexaédricos, híbridos, lineales de dimensiones inferiores a 6 mm.

4.4. Efecto económico de los resultados obtenidos

La compactación del suelo ha sido investigada fundamentalmente en condiciones de campo, provocándose grandes gastos en tiempo, recursos humanos y materiales. El desarrollo de la modelación y su utilización como método de investigación permitirá profundizar en el conocimiento de los fenómenos que provocan la compactación y dar

recomendaciones más precisas para la solución de este problema. Además, la adopción de investigaciones mediante el Método de Elementos Finitos en este campo logrará reducir el costo y tiempo necesario para la implementación de estrategias de manejo de la maquinaria y el suelo que disminuyan el efecto perjudicial de la compactación. El efecto económico de este trabajo se aprecia en:

- La reducción de costos en recursos humanos, materiales y tiempo para la realización de investigaciones relacionadas con la compactación del suelo.
- La reducción de la compactación a partir de las medidas que puedan aplicarse, después de la extensión del modelo a tecnologías de producción agrícola de diferentes cultivos, redundará en un incremento de los rendimientos, disminución de la resistencia a la tracción durante las operaciones de labranza y de los requerimientos energéticos durante estos procesos.
- El empleo de la modelación de la compactación permitirá determinar el efecto sobre el suelo de los diferentes tipos de neumáticos acoplados a los tractores agrícolas, seleccionando entre estos los que mejores resultados obtengan. Este aspecto ya ha sido implementado con el desarrollo del Proyecto Ramal 2358, del Ministerio de la Agricultura, con el cual se fundamentó que los tractores de 14 kN debían explotarse con neumáticos 16,9x30 o 15,5x38.
- El conocimiento de la zona de suelo que mayor compactación recibe y del número de operaciones de tránsito que se realizan antes de alcanzar valores críticos de impedancia mecánica, para las diferentes tecnologías de cultivo investigadas, permitirá realizar operaciones de descompactación más precisas en el tiempo y en profundidad del suelo; lográndose disminuir los recursos técnicos, humanos y energéticos empleados en estas labores.

La compactación es un problema para el desarrollo agrícola y para la sostenibilidad de los agroecosistemas, que ha provocado, dentro de otras causas, que en Cuba en el año 2003 existieran 32 430 km² de áreas degradadas representando un 29,25% del territorio (Bai *et al.*, 2008). La solución del problema de la compactación y la disminución del número de hectáreas de suelo degradadas, constituye un importante efecto económico de este trabajo.

Conclusiones parciales

1. El modelo desarrollado del neumático representa con exactitud el área de apoyo y deflexión que surgen durante la interacción neumático-suelo en superficie rígida.
2. La correlación de 0,99 para las presiones verticales; de 0,91 para la deformación del suelo en condición seca y de 0,88 para la deformación del suelo en condición húmeda y el valor de las probabilidades, en todos los casos inferiores a 0,05 indican la alta significación estadística de la relación entre resultados experimentales y predicciones, para un nivel de confianza de $P < 0,05$ y confirman la validez del modelo desarrollado.
3. Para las condiciones de suelo y neumático investigado la distribución de presiones en la superficie de contacto no es uniforme, la presión de inflado y la presión sobre el suelo influyen solo en los primeros 15 cm de la capa superficial, a partir de esta profundidad las presiones verticales son resultado solo de la carga sobre el eje.
4. Es adecuado discretizar neumáticos de pequeñas dimensiones con elementos híbridos lineales hexaédricos de dimensiones inferiores a 6 mm.
5. El bloque de suelo debe poseer una longitud de aproximadamente 1,7 veces el diámetro del neumático; una profundidad de 0,3 m, y un ancho de 2,5 veces el del neumático.
6. Las dimensiones de los elementos del bloque deben estar entre 25 y 10 mm en las zonas donde se produce el contacto neumático-suelo.

CONCLUSIONES

CONCLUSIONES

1. El desarrollo de modelos, mediante el MEF, para la simulación del neumático y del suelo y la interacción de estos permitió obtener un modelo válido para la simulación de la compactación provocada por el tráfico de neumáticos de los vehículos agrícolas, en suelo Ferralítico rojo compactado.
2. Las propiedades y parámetros constitutivos de los modelos de DPE y DPM determinadas experimentalmente en el suelo Ferralítico rojo compactado, son dependientes de la humedad y la densidad de volumen del suelo, exhibiendo tendencias y valores similares a las reportadas en la literatura para suelos de naturaleza semejante.
3. Se define el modelo constitutivo de DPE para su empleo, como modelo del material, en la simulación de la compactación del suelo, debido a que hace una adecuada representación de la respuesta mecánica del suelo Ferralítico rojo compactado, requiere pocos parámetros constitutivos y estos se pueden obtener con el equipamiento tradicionalmente disponible en los laboratorios de mecánica de suelos.
4. La correlación de 0,99 para las presiones verticales; de 0,91 para la deformación del suelo en condición seca y de 0,88 para la deformación del suelo en condición húmeda y el valor de las probabilidades, en todos los casos inferiores a 0,05 indican la alta significación estadística de la relación entre resultados

- experimentales y predicciones, para un nivel de confianza de $P < 0,05$ y confirman la validez del modelo desarrollado para la simulación de la compactación provocada por el tráfico de neumáticos, con presión sobre el suelo de 150 a 450 kPa y presiones de inflado de 100 a 325 kPa, en suelo Ferralítico rojo compactado.
5. Para las condiciones de suelo tanto húmedo como seco y neumáticos con presión sobre el suelo de 150 a 450 kPa y presiones de inflado de 100 a 325 kPa, la distribución de presiones en la superficie de contacto no es uniforme, la presión de inflado y la presión sobre el suelo influyen solo en los primeros 15 cm de la capa superficial, a partir de esta profundidad las presiones verticales son resultado solo de la carga sobre el eje.
 6. Los procedimientos utilizados para la simulación de la compactación del suelo provocada por el tráfico de neumáticos agrícolas y su validación constituyen una metodología para el estudio e investigación de problemas de modelación, a partir de la combinación de métodos numéricos y experimentales, siendo un referente para las investigaciones relacionadas con la modelación del neumático o el suelo.

RECOMENDACIONES

RECOMENDACIONES

1. Continuar el desarrollo del modelo de simulación de la compactación del suelo validándolo en condiciones de campo, en otros tipos de suelos y extendiéndolo para la simulación de pases múltiples.
2. Continuar el estudio de otros modelos constitutivos que pudieran aplicarse a este y otros suelos agrícolas de alta importancia económica.
3. Continuar el desarrollo de modelos para la simulación de la compactación del suelo investigando neumáticos de mayor diámetro, modelando las estrías del neumático y con mayores cargas sobre el eje.
4. Continuar el desarrollo de modelos para la simulación de la compactación del suelo investigando suelos agrícolas no homogéneos y su validación en condiciones de campo.

REFERENCIAS
BIBLIOGRÁFICAS

REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- Abou-Zeid, A., R.L. Kushwaha y D.S.D. Stilling (2003). “Distributed soil displacement associated with surface loading”, *ASAE Paper, 031024*, ASABE, St Joseph, Michigan.
- Adams, B.A. y D. Wulfschlag (1997). “Variation of the critical-state boundaries of an agricultural soil”, *European Journal of Soil Science*, (48): 739-748.
- Adebisi, O.A., M. Koike, T. Konaka, S. Yusawa y I. Kuroishi (1991). “Compaction characteristics for the towed and driven conditions of a wheel operating in an agricultural soil”, *Journal of Terramechanics*, 28(4): 371-382.
- Alakukku, L., P. Weiskopf, W.C.T. Chamen, F.G.J. Tjink, J.P. van der Linden y S. Pires. “Prevention strategies for field traffic-induced subsoil compaction: A review Part. 1. Machine/soil interactions”, *Soil & Tillage Research*, 73: 145-160.
- Ali, R., A. Nataatmadja y P. Gudimetla (2007). Behaviour of tyre reinforced unsealed pavement, En: **10th Australia New Zealand Conference on Geomechanics**, (1): 418-423, Brisbane.
- Ansoorge, D. y R.J. Godwin (2006). High axle load – track – tire comparison, En: **17 International Conference of ISTRO**, pp. 97-101, Kiel, Alemania.
- Ansoorge, D. y R.J. Godwin (2007). “The effects of tyres and a rubber track at high axle loads on soil compaction - Part 1: Single axle studies”, *Biosystems Engineering*, 98 (1): 115-126.
- Ansoorge, D. y R.J. Godwin (2008a). “The effects of tyres and a rubber track at high axle loads on soil compaction - Part 2: Multi-axle machine studies”, *Biosystems Engineering*, 99 (3): 338-347.
- Ansoorge, D. y R.J. Godwin (2008b). “Modeling the compaction behavior of heavily loaded tires and rubber tracks”, *ASABE Paper*, 083559, St. Joseph, Michigan.
- Ansoorge, D. y R.J. Godwin (2009). “The effect of tyres and a rubber track at high axle loads on soil compaction: part 3: comparison of virgin compression line Approaches”, *Biosystem Engineering*, (104): 278-287.
- Arvidsson, J., A. Trautner, J. Van den Akker y P. Schjønning (2001). “Subsoil compaction caused by heavy sugar beet harvesters in southern Sweden II. Soil displacement during wheeling and model computations of compaction”, *Soil & Tillage Research*, 60: 79-89.
- Arvidsson, J., T. Keller y K. Gustafsson (2004). “Specific draught for mouldboard plough, chisel plough and disc harrow at different water contents”, *Soil & Tillage Research*, 79 (2): 221-233.

- Arvidsson, J., y T. Keller (2007). "Soil stress as affected by wheel load and tyre inflation pressure", *Soil & Tillage Research*, 96(1-2): 284-291.
- Asaf, Z., D. Rubinstein y I. Shmulevich (2005). Determination of discrete element model parameters using in-situ tests and inverse solution techniques, En: **15th International Conference of the ISTVS**, Hayama, Japón.
- Asaf, Z., D. Rubinstein y I. Shmulevich (2006). "Evaluation of link-track performances using DEM", *Journal of Terramechanics*, 43(2): 141-161.
- Asaf, Z., I. Shmulevich y D. Rubinstein (2004). Predicting soil-vehicle performance using distinct elements methods, En: **Annual International Meeting of ASAE/CSAE**, Ottawa.
- Aubel, T.H. (1993). FEM simulation of the interaction between on elastic tyre and soft soil, En: **11th International Conference of the ISTVS**, Lake Tahoe.
- Aubel, T.H. (1994). The interaction between the rolling tyres and the soft soil FEM simulation by VENUS and validation, En: **6th European Conference of ISTVS**, Viena.
- Ayers, P.D. (1987), "Moisture and bulk density effects on soil shear strength parameters for coarse grained soils", *Transactions of ASAE*, 31 (2): 1282-1287.
- Bai, Z.G., D.L. Dent, L. Olsson y M.E. Schaepman (2008). *Global assessment of land degradation and improvement I: identification by remote sensing*, Report 2008/01, FAO/ISRIC, Roma.
- Bailey, A.C. y C.E. Johnson (1989). "A soil compaction model for cylindrical stress states", *Transactions of ASAE*, (32): 822-825.
- Bailey, A.C., C.E. Johnson y R.L. Schafer (1984). "Hydrostatic compaction of agricultural soils", *Transactions of ASAE*, 27(4): 925-955.
- Barzegar, A.R., A.M. Hashemi, S.J. Herbert, y M.A. Asoodar (2004). "Interactive effects of tillage system and soil water content on aggregate size distribution for seedbed preparation in Fluvisols in southwest Iran", *Soil & Tillage Research*, (78): 45-52.
- Berli, M. (2001). *Compaction of agricultural subsoils by tracked heavy construction machinery*, 141 pp., **Tesis (en opción del grado científico de Doctor en Ciencias**, Instituto Federal Suizo de Tecnología de Zurich.
- Berli, M., B. Kulli, W. Attinger, M. Keller, J. Leuenberger, H. Flühler, S.M. Springman y R. Schulin (2004). "Compaction of agricultural and forest subsoils by tracked heavy construction machinery", *Soil & Tillage Research*, (75): 37-52.
- Berli, M., J.M. Kirby, S.M. Springman y R. Shulin (2003). "Modeling compaction of agricultural subsoils by tracked heavy constructions machinery under various moisture conditions in Switzerland", *Soil & Tillage Research*, 73(57): 57-68.
- Bertrand, D., F. Nicot, P. Gotteland y S. Lambert (2008). "Discrete element method (DEM) numerical modeling of double-twisted hexagonal meshes", *Canadian Geotechnical Journal*, (45): 1104-1117.
- Bharadwaj, R., J. Khambekar, A. Orlando, Z. Gao, H. Shen, B. Helenbrook, T.A. Royal y P. Weitzman (2008). A comparison of discrete element modeling, finite element analysis, and physical experiment of granular material systems in a direct shear cell, En: **Space Technology and Applications International Forum**, Ed: by M. S. El-Genk, American Institute of Physics, EEUU.

- Biris, S.S., V. Vladut, N. Ungureanu, G. Paraschiv y G. Voicu (2009). "Development and experimental testing of a FEM model for the stress distribution analysis in agricultural soil due to artificial compaction", *Agriculturae Conspectus Scientificus*, 74 (1): 21-29.
- Botta, G., R. Balbuena, Laura Draghi, H. Rosatto, J. Claverie y C. Ferrero (2003). "Compactación de suelos. Efectos del tránsito del tractor en sistemas de labranza convencional", *Agro-Ciencia*, (19): 99-106.
- Boussinesq, J. (1885). *Application des potentiels à l' étude de l'équilibre et du mouvement des solides élastique*, Gauthier-Villais, Paris.
- Burt, E.C., R.K. Wood y A.C. Bailey (1992). "Some comparison of average to peak soil-tire contact pressure", *Transactions of ASAE*, (35): 401-404.
- Bygdén, G., L. Eliasson y I. Wasterlund (2004). "Rut deep, soil compaction and rolling resistance when using bogie tracks", *Journal of Terramechanics*, (40): 179-190.
- Cairo, P. (1985). Propiedades físicas de 6 tipos de suelos de Cuba", *CentroAgrícola*, 12(2): 15-29.
- Cairo, P. y G. Quintero (1980). *Suelos*, Ed. Félix Varela, La Habana.
- Cairo, P. y O. Fundora (2005). *Edafología*, Ed. Félix Varela, La Habana.
- Calvello, M. y R.J. Finno (2004). "Selecting parameters to optimize in model calibration by inverse analysis", *Computers and Geotechnics*, (31): 411-425.
- Carman, K. (2002). "Compaction characteristic of towed wheels on clay loam in a soil bin", *Soil & Tillage Research*, (65): 37-42.
- Cartaya, O. (1983). *Introducción al laboratorio de Física. Fundamentos de la teoría de los errores*, Editorial Juan Marinello, Cuba.
- Chamen, W.C.T., E.T. Chittay, P.R. Leede, M.J. Goss y K.R. Howse (1990). "The effect of tyre/soil contact pressure and zero traffic on soil and crop responses when growing winter wheat". *Journal of Agricultural Engineering Research*, 47: 1-21.
- Chancellor, W.J. (1994). "Soil physical properties", Capítulo 2, 21-254, en S.K. Upadhyaya, W.J. Chancellor, J.V. Perumpral, R.L. Schafer, W.R. Gill, G.E. VandenBerg, eds. *Advances in soil dynamic*, Vol. 1, Monografía ASAE, St Joseph, Michigan, USA.
- Chen, S.T. y J.Y. Wong (1988). An approach to improving the prediction of pneumatic tire performance over unprepared terrain, En: **2nd Asia-Pacific Conf. ISTVS**, pp. 293-302.
- Chen, W.F. y G.Y. Baladi (1985). *Soil plasticity, theory and implementation*, New York. Elsevier Science Pub. Co. Inc.
- Chi, L. y R.L. Kushwaha (1988). "Study of mechanical properties of agricultural soil for non-linear F.E. model", *ASAE Paper*, 881610, ASABE, St. Joseph, Michigan.
- Chi, L. y S. Tessier (1994). "Comparison of nonlinear elastic and elastic-plastic models", *ASAE Paper*, 941076, ASAE, St. Joseph, Michigan.
- Chi, L., R.L. Kushwaha y J. Shen (1993c). "An elastoplastic constitutive model for agricultural cohesive soil", *Canadian Agricultural Engineering*, 35(4): 245-251.
- Chi, L., S. Tessier y C. Lague (1993a). "Finite element modeling of soil compaction by liquid manure spreaders", *Transaction of ASAE*, 36(3): 637-644.
- Chi, L., S. Tessier y C. Lagué (1993b). "Finite element prediction of soil compaction induced by various runnig gears", *Transaction of ASAE*, 36(3): 629-636.

- Chi, L., S. Tessier, E. McKyes y C. Lague (1993d). “Modeling mechanical behavior of agricultural soils”, *Transactions of ASAE*, 36(6): 1563-1570.
- Chiroux, R.C., W.A. Foster, C.E. Johnson, S.A. Shoop y R.L. Raper (2005). “Three-dimensional finite element analysis of soil interaction with a rigid wheel”, *Applied Mathematics and Computation*, (162): 707-722.
- CITMA. (2000). *Informe de la República de Cuba a la IV Conferencia de las partes del Convenio de las Naciones Unidas de lucha contra la desertificación y la sequía*. Disponible en: http://www.unccd.int/cop/reports/lac/natio_nal/2000/cuba-spa.pdf. Consulta: abril 2009, pp 31, Cuba.
- Cui, K., P. Defossez y G. Richard (2006). A new approach for modeling a vertical stress distribution at the soil/tyre interface to predict compaction of cultivated soils with Plaxis model, En: **17 International Conference of ISTRO**, Kiel, Alemania.
- Cui, K., P. Défossez y G. Richard (2007). “A new approach for modeling vertical stress distribution at the soil/tyre interface to predict the compaction of cultivated soils by using the Plaxis code,” *Soil & Tillage Research*, 95: 277-287.
- Cundall, P.A. (1971). A computer model for simulating progressive, large-scale movements in blocky rock systems, En: **Symposium Soc. Internat Mécanique des Roches**, pp. 2-8, Nancy, Francia.
- Cundall, P.A. (2002). A discontinuous future for numerical modeling in soil and rock, En: **Discrete Element Methods–Numerical Modeling of Discontinues**, pp. 3–4, Ed. by Cook BK, Jensen RP, ASCE, EEUU.
- Darnell, I., G.M. Hulbert y C.W. Mousseau (1997). “An efficient three-dimensional tire model for vehicle dynamics simulations”, *Mechanical Structures and Machinery*, 25(1): 1-19.
- Defossez, P. y G. Richard (2002). “Models of soil compaction due to traffic and their evaluation”, *Soil & Tillage Research*, 67: 41–64.
- Degirmencioglu, A., A.K. Srivastava, L.J. Segerlind, R.H. Wilkinson y T.H. Wolff (1997). “A methodology based study on soil-tire interface pressures using finite element method”, *ASAE Paper*, 971022, ASABE, St Joseph, Michigan.
- Degirmencioglu, A., L.J. Segerlind, A.K. Srivastava, R.H. Wilkinson y T. Wolf (1996). “Simulation of soil-tire interface pressure using finite element method in 2D” *ASAE Paper*, 963025, ASAE, St Joseph, Michigan.
- Desai, C.S. (2001). *Mechanics of materials and interfaces: The disturbed state concept*, CRC Press, Boca Raton.
- Desai, C.S., H.V. Pan, y J.V. Perumpral (1982). “Mechanics of three-dimensional soil-structure interaction”, *Journal of Engineering Mechanics Division Proceedings ASCE*, 108(EM5): 731-747.
- Dexter, A.R. (2004). “Soil physical quality: Part I. Theory, effects of soil texture, density, and organic matter, and effects on root growth”, *Geoderma*, (120): 201-214.
- Di Maggio, F.L. y I.S. Sandler (1971). “Material model for granular soils”, *Journal of Engineering Mechanical Division, ASCE*, 97(EM 3): 935-950.
- Diserens, E. (2009). “Calculating the contact area of trailer tyres in the field”, *Soil & Tillage Research*, (103): 302–309.

- Domínguez, M. (1986). “Compactación del suelo húmedo por la acción negativa de los neumáticos de las cosechadoras de caña KTP-1, en condiciones estáticas”, *Revista ATAC*, (1): 26-34.
- Domínguez, M. (1987). “Compactación del suelo seco por el peso de las cosechadoras de caña KTP-1, en condiciones estáticas”, *Revista ATAC*, (2): 38-49.
- Dominico, L., R. Cruz y A. García (2002). “Modelación del proceso cosecha-manipulación-transporte de la piña en la empresa de Ciego de Ávila”, *Revista de Ciencias Técnicas Agropecuarias*, 11(2): 37-40.
- Drucker, C.D. (1950). “Some implications of work hardening and ideal plasticity”, *Quarterly of Applied Mathematics*, (7): 411-418.
- Drucker, C.D. y W. Prager (1952). “Soil mechanics and plastic analysis of limit design”, *Quarterly of Applied Mathematics*, 10(2): 157-165.
- Drucker, C.D., R.E. Gibson y D.J. Henkel (1957). “Soil mechanics and work-hardening theories of plasticity”, *Transactions of ASCE*, (22): 338-346.
- Duncan, J.M. y C.Y. Chang (1970). “Nonlinear analysis of stress and strain in soils”, *Journal of Soil Mech. and Found. Div.*, 96(SM5): 1629-1653.
- Durán, H.M. (2002). “Efecto de la humedad en la resistencia mecánica de un suelo franco”. *Terra*, 20(3): 227-234.
- FAO-UNESCO (1988). *Soil map of the world, reviewed legend*, Report 80, FAO, Roma, Italia.
- Ferreira A., R. Oliveira, A.C. Tadeo, C.M. Alves y D. Mochi-Víctor (2007). “Resistencia mecánica a la penetración en un suelo Rojo Latosólico, bajo diferentes sistemas de uso y manejo del suelo”, *Revista de Ciencias Técnicas Agropecuarias*, 16(1): 31-36.
- Fervers, C.W. (1999). *Phänomene von luftreifen und Geländeböden – Untersuchungen mit FEM*, 210 pp., **Tesis (en opción al grado científico de Doctor)**, Editorial Shaker Verlag, Universität der Bundeswehr Hamburg – Institut für Kraftfahrwesen und Kolbenmaschinen, Hamburgo.
- Fervers, C.W. (2002). Improved FEM simulation model for tire soil interaction, En: **14th International Conference of the International Society for Terrain-Vehicle System**, Vicksburg, EEUU.
- Fervers, C.W. (2004). “Improved FEM simulation model for tire-soil interaction”, *Journal of Terramechanics*, 41: 87-100.
- Flores, R., A. Martínez, G. Pacheco, V. Lenin, y A. Laffita (2010). “Determinación de propiedades físico-mecánicas del material componente de un neumático de tractor”, *Revista Ciencias Técnicas Agropecuarias*, 19(3): 57-61.
- Franco Y., D. Rubinstein y I. Shmulevich (2005). Determination of discrete element model parameters for soil-bulldozer blade interaction, En: **15th International Conference of the ISTVS**, Hayama, Japón.
- Franco, Y., D. Rubinstein y I. Shmulevich (2007). “Prediction of soil-bulldozer blade interaction using discrete element method”, *Transactions of ASAE*, 50(2): 345-353.
- Fröhlich, O.K. (1934). *Druckverteilung im baugrunde*, Verlag von Julius Springer, Wien.
- García de la Figal, A. (1978). “Estudio de las propiedades tecnológicas mas importantes de los suelos cubanos”, *Revista Ciencias Técnicas Agropecuarias*, 3(2): 61-77.

- Ghoreishy, M.H.R (2001). "Finite element analysis of a 6.45-14 bias tire under contact load", *Iranian Polymer Journal*, 10(1): 45-52.
- Ghoreishy, M.H.R. (2006). "Steady state rolling analysis of a radial tyre: comparison with experimental results", *Proc. I. Mech. E. Part D: J. Automobile Engineering*, (220): 713-721.
- Ghoreishy, M.H.R. (2008). "A state of the art review of the finite element of the rolling tyres", *Iranian Polymer Journal*, 17(8): 571-597.
- Ghoreishy, M.H.R. (2009). "Finite element modelling of the steady rolling of a radial tyre with detailed tread pattern", *Iranian Polymer Journal*, 18 (8): 641-650.
- Gitau, A.N., L.O. Gumbe y S.K. Mwea (2008). "Mechanical behavior of a hard-setting Luvisol soil as influenced by soil water and effective confining stress". *Agricultural Engineering International: the CIGR Ejournal*, Manuscript LW 07 021, Vol. X, March.
- Godwin, R.J., J.L Brighton, K. Blackburn, T.E Richard, D. Ansorge y P.N. Wheeler (2006). "Off-road dynamic research at Cranfield University at Silsoe", *ASABE Paper*, 061131, ASABE, St Joseph, Michigan.
- Goering, C., M.L. Stone, D.W. Smith y P.K. Turnquist (2006). "Traction and transport devices" en, *Off-road vehicle engineering principles*, 2da Edición, pp. 351 – 382, St Joseph, Michigan, Editorial ASAE.
- Goldstein, A.A. (1996). "Finite element analysis of a quasi-static rolling tire model for determination of truck tire force and moment", *Tire Science and Technology*, (24): 278-293.
- González, O., M. Rodríguez y M. Herrera (2006). "Compactación del suelo por tráfico de los medios de transporte durante la cosecha de caña de azúcar", *Revista Centro Azúcar*, 33(2): 85-88.
- González, O., C.E. Iglesias, M. Herrera, E. López y A. Sánchez (2007). Efecto del tránsito, durante el transporte de la caña de azúcar, en la resistencia a la compresión de un vertisol, **En: Congreso Agromec**, Ministerio de la Industria Sideromecánica, La Habana, Cuba.
- González O., C.E. Iglesias, M. Herrera, E. López y A. Iznaga (2008). "Efecto de la humedad y la presión sobre el suelo en la porosidad total de un Rhodic Ferralsol", *Revista Ciencias Técnicas Agropecuarias*, 17(2): 50-54.
- González, O., C.E. Iglesias, M. Herrera, E. López y A. Sánchez (2009a). Modelación de la compactación del suelo mediante el método de elementos finitos, aplicación a la selección de neumáticos, **En: Congreso Internacional AGROCENTRO**, Universidad Central "Marta Abreu" de las Villas, Santa Clara, Cuba.
- González, O., C.E. Iglesias, M. Herrera, E. López, A. Sánchez, Y. Placeres y E. Betancur (2009b). *Modelación de la compactación del suelo provocada por el tráfico de tractores de ruedas en suelos de la provincia de Villa Clara*, Informe Final Proyecto CITMA Territorial 0140, CITMA, Villa Clara.
- Gonzalez, J.A, K.C. Park, C.A. Felippa y R. Abascal (2008). "A formulation based on localized Lagrange multipliers for BEM-FEM coupling in contact problems", *Comput. Methods Appl. Mech. Engrg.*, (197): 623–640.
- Gruber, P., R.S. Sharp y A.D. Crocombe (2008). "Friction and camber influences on the static stiffness properties of a racing tyre", *Proc. I. Mech. E. Vol: 222. Part D. Journal of Automobile Engineering*, 1965-1976.
- Grujicic, M., T. He, B. Pandurangan, W.C. Bell, B.A. Cheeseman, W.N. Roy y R.R. Skaggs (2009). "Development, parameterization, and validation of a visco-plastic material model for

- sand with different levels of water saturation”, *Proc. I. Mech. E.*, 223, *Part L: Journal of Materials: Design and Applications*, 63 – 81.
- Gysi, M. (2000). *Soil compaction due to heavy agricultural wheel traffic*, pp. 112, **Tesis (en opción al grado científico de Doctor)**, Instituto Federal Suizo de Tecnología de Zurich.
 - Gysi, M. (2001). “Compaction of an Eutric Cambisol under heavy wheel traffic in Switzerland: Field data and critical state soil mechanics approach”, *Soil & Tillage Research*, (61): 133-142.
 - Gysi, M., G. Klubertanz y L. Vulliet (2001b). “Compaction of an Eutric Cambisol under heavy wheel traffic in Switzerland- field data and modeling”, *Soil & Tillage Research*, (56): 117-129.
 - Gysi, M., V. Maeder y P. Weisskopf (2001a). “Pressure distribution underneath tires of agricultural vehicles”, *Transactions of ASAE*, 44(6):1385-1389.
 - Hallomborg, U. (1996). “Super ellipse as tyre-ground contact area”, *Journal of Terramechanics*, 33(3): 125-132.
 - Hambleton, A. y A. Drescher (2008a). “Modeling wheel-induced rutting in soils: Indentation”, *Journal of Terramechanics*, (45): 201–211.
 - Hambleton, J. y A. Drescher (2008b). *Development of improved test rolling methods for roadway embankment construction*, Reporte No. MN/RC 2008-08, Universidad de Minnesota.
 - Hambleton, A. y A. Drescher (2009a). “Modeling wheel-induced rutting in soils: Rolling”, *Journal of Terramechanics*, (46): 35-47.
 - Hambleton, A. y A. Drescher (2009b). “On modeling a rolling wheel in the presence of plastic deformation as a three or two dimensional process”, *International Journal of Mechanical Sciences*, 51(11-12): 846-855.
 - Hamza, M.A. y W.K. Anderson (2005). “Soil compaction in cropping system”, *Soil & Tillage Research*, (82): 121-145.
 - Han, L.H., J.A. Elliott, A.C. Bentham, A. Mills, G.E. Amidon y B.C. Hancock (2008). “A modified a Drucker-Prager Cap model for the compaction simulation of pharmaceutical powders”, *International Journal of Solids and Structures*, (45): 3088-3106.
 - Helwany, S. (2007). *Applied Soil Mechanics: with Abaqus Application*, John Wiley & Sons, Hoboken, New Jersey.
 - Herrera, M., C.E. Iglesias, M. Rodríguez, A. García de la Figal, R. Pérez y M. Fernández (2001a). “Propiedades dinámicas de los vertisuelos que intervienen en el diseño de órganos escarificadores. Parte 1”, *Revista Ciencias Técnicas Agropecuarias* (10): 29-37.
 - Herrera, M., C.E. Iglesias, M. Rodríguez, A. García de la Figal, R. Pérez y M. Fernández (2001b). “Propiedades dinámicas de los vertisuelos que intervienen en el diseño de órganos escarificadores. Parte 2”, *Revista Ciencias Técnicas Agropecuarias* (10): 29-37.
 - Herrera, M., C.E. Iglesias, M. Rodríguez, A. García, J. Max, O. González y E. López (2002). “Compactación del suelo asociado a la cosecha de la caña de azúcar en condiciones de elevada humedad”, *Revista Ciencias Técnicas Agropecuarias*, 11(3); 1-5.
 - Herrera M., C.E. Iglesias, M. Rodríguez, O. González y R. Madruga (2003). “Descompactación poscosecha de los vertisuelos mediante el empleo de escarificadores alados”, *Revista Ciencias Técnicas Agropecuarias*, 12(1); 7-12.

- Herrera, M. (2006). *Simulación del comportamiento mecánico de los suelos ferralíticos rojos mediante el método de elementos finitos*, 173pp., **Tesis (en opción al grado científico de Doctor en Ciencias Técnicas Agropecuarias)**, Universidad Agraria de la Habana, Cuba.
- Herrera, M., C.E. Iglesias, O. González, E. López y A. Sánchez (2007). Determinación de la humedad crítica de compactación de cuatro suelos agrícolas cubanos, En: **Congreso Agromec 2007**, La Habana, Cuba.
- Herrera, M., C.E. Iglesias, O. González, E. López y A. Sánchez (2008a). “Simulación mediante el método de elementos finitos de la respuesta mecánica de un Oxisol”, *Revista Ciencias Técnicas Agropecuarias*, 17(2): 55-61.
- Herrera, M., C.E. Iglesias, O. González, E. López y A. Sánchez (2008b) “Propiedades mecánicas de un Rhodic Ferralsol requeridas para la simulación de la interacción suelo implemento de labranza mediante el Método de Elementos Finitos, Parte I”, *Revista Ciencias Técnicas Agropecuarias*, 17(3): 31-38.
- Herrera, M., C.E. Iglesias, O. González, E. López y A. Sánchez (2008c). “Propiedades mecánicas de un Rhodic Ferralsol requeridas para la simulación de la interacción suelo implemento de labranza mediante el Método de Elementos Finitos. Parte II”. *Revista Ciencias Técnicas Agropecuarias*, 17(4): 50-54.
- Herrera, M.I. y H. de las Cuevas (2003). “Modelos matemáticos para describir el flujo de aire en asperjadoras con ventilador axial”, *Revista de Ciencias Técnicas Agropecuarias*, 12(2): 11-16.
- Herrera, M.I., M.M. Teixeira, G. Rodríguez y H. de las Cuevas (2006). “Modelación mediante la dinámica de fluidos computacional de la corriente de aire de un pulverizador”, *Revista de Ciencias Técnicas Agropecuarias*, 15(1): 12-18.
- Hettiaratchi, D.R.P. y J.R. O’Callaghan (1980). “Mechanical behaviour of agricultural soils”, *Journal of Agricultural Engineering Research*, (25): 239-259.
- Hibbitt, Karlsson & Sorensen (HKS) (2008a). *Abaqus Analysis User's Manual*, Volume III, Materials.
- Hibbitt, Karlsson & Sorensen (HKS) (2008b). *Abaqus Theory Manual*.
- Hibbitt, Karlsson & Sorensen (HKS) (2008c). *Analysis of Geotechnical Problems with Abaqus*.
- Holscher, H., M. Tewes, N. Botkin, M. Lohndorf, KH. Hoffmann y E. Quandt (2004). “Modeling of pneumatic tires by a finite element model for the development a tire friction remote sensor”, *Computers and Structures*, Octubre.
- Hossne, A., J. Cristopher, G. Paredes, E. Carvajal, E. Santaella, J. Malaver y A. Cova (2003). “Resistencia terramecánica en función de la humedad edáfica de un suelo ultisol de sabana del estado Monagas, Venezuela”, *Bioagro*, 15(3):173-182.
- Hu, Y.K. y P.F.J. Abeels (1994). “Agricultural tire deformation in the 2D case by finite element method”, *Journal of Terramechanics*, (31): 353-370.
- Iglesias, C.E., O. González, M. Herrera, E. López y A. Sánchez (2008). *Fundamentación de las características que deben poseer los neumáticos para disminuir la compactación en los suelos ferralíticos rojos*, Informe Final, Proyecto Ramal, Cód. 2358, Instituto de Investigaciones de la Maquinaria Agropecuaria, Ministerio de la Agricultura, La Habana, Cuba.

- Instituto de Suelos (1980). *Tercera clasificación genética de los suelos de Cuba*, Academia de Ciencias de Cuba.
- Jiang, Y., L.G Wells y R.A. Rohlf (1999). “Soil deformation in response to wheel thrust”, *ASAE Paper*, 991005, ASABE, St. Joseph, Michigan.
- Keller, T. (2004). *Soil compaction and soil tillage studies in agricultural soil mechanics*, 75pp, **Tesis (en opción del grado científico de Doctor)**, Universidad Sueca de Ciencias Agrícolas, Uppsala, Suecia.
- Keller, T. (2005). “A model for the prediction of the contact area and the distribution of vertical stress below agricultural tyres from readily available tyre parameters”, *Biosystems Engineering*, 92(1): 85-96.
- Keller, T., J. Arvidsson y A.R. Dexter (2007a). “Soil structures produced by tillage as affected by soil water content and the physical quality of soil”, *Soil & Tillage Research*, 92(1-2): 45-52.
- Keller, T., P. Défossez, P. Weisskopf, J. Arvidsson y G. Richard (2007b). “SoilFlex: A model for prediction of soil stresses and soil compaction due to agricultural field traffic including a synthesis of analytical approaches”. *Soil & Tillage Research*, 93(2): 391-411.
- Khot, L.R, V.M. Salokhe, H. Jayasuriya y H. Nakashima (2007). “Experimental validation of distinct element simulation for dynamic wheel–soil interaction”, *Journal of Terramechanics*, (44): 429–437.
- Khot, L.R, V.M. Salokhe y H. Jayasuriya (2005). “Experimental validation of distinct element simulation for dynamic wheel-soil interaction”, *ASABE Paper*, 053120, ASABE, St Joseph, Michigan
- Kirby, J.M. y F. Zoz (1997). “Stress under belt and radial tyres with various wt distributions”, *SAE Paper*, 972733, Warrendale, EEUU.
- Kirby, J.M., B.G. Blunden y C.R. Trein (1997). “Simulating soil deformation using a critical state model: II. Soil compaction beneath tyres and tracks”, *European Journal of Soil Science*, 48: 59 -70.
- Klubertanz, G., L. Vulliet, M. Gysi y A. Ott (1999). A study on soil compaction due to agricultural traffic: Computational results and field data, En: **Numerical models in Geomechanics NUMOG VII**, pp. 621-626, Ed. Pande, Pietruszczak y Schweiger, Balkema, Rotterdam, Holanda.
- Kondner, R.L. y J.S. Zelasko (1963). “A hyperbolic stress-strain response: cohesive soils”, *Journal of Soil Mechanics and Found Div*, 89(SM1): 115-143.
- Koolen, A.J. y P. Vaandrager (1984). “Relationships between soil mechanical properties”, *Journal of Agricultural Engineering Research*, (29): 313 – 319.
- Kumar, P. y K. Dewangan (2004). “Deflection and contact characteristic of a power tiller tyre”, *Agricultural Engineering International: The CIGR Journal of Scientific Research and Development*, Manuscript PM03 006.
- Lade, P.V. (1977). “Elasto-plastic stress-strain theory for cohesionless soil with curved yield surface”, *International Journal of Solids and Structure*, 13(11): 1019-1035.
- Lamandé, M. y P. Schjønning (2008). “The ability of agricultural tyres to distribute the wheel load at the soil–tyre interface”, *Journal of Terramechanics*, (45): 109–120.
- Lebert, M. y R. Horn (1991). “A method to predict the mechanical strength of agricultural soils”, *Soil & Tillage Research*, (19): 275-286.

- Lee, J. (2009). “A new indentation model for snow”, *Journal of Terramechanics*, (46): 1-13.
- León, P., E. Frómeta y A. López (1999). “Influencia de dos tecnologías de labranza en relación con la densidad aparente del suelo y el rendimiento del cultivo de la papa”, *Revista de Ciencias Técnicas Agropecuarias*, 8(4): 61-64.
- Lerink, P. (1990). “Prediction of the immediate effects of traffic on field soil qualities”, *Soil & Tillage Research*, 16: 153-166.
- Liao, N.H. (2003). *Assessment empirical soil properties and its applications in performance analysis*, Tesis (**en opción al título de Master**), National Cheng Kung University, Taiwan.
- Liu, C.H. y J.Y. Wong (1996). “Numerical simulations of tire-soil interaction based on critical soil mechanics”, *Journal of Terramechanics*, 33(5): 209-221.
- Liu, J., (1995). “Investigation of the stress-strain relationship of sand”, *Journal of Terramechanics*, 32(5): 221-230.
- Liyanapathirana, D.S., J.P. Carter y D.W. Airey (2005). Numerical modelling of nonhomogeneous behavior of structured soils during triaxial tests, *Internacional Journal of Geomechanics*, March.
- Ljungars, A. 1977. *Importance of different factors on soil compaction by tractors. Measurements in 1974-1976*, Agric. College of Sweden, Div. Soil Manage, Uppsala.
- López Teresa, Felicita González y G. Cid (2000). *Factibilidad del uso de modelos de simulación de crecimiento en la definición de estrategias para el riego deficitario en los cultivos de Maíz y Frijol en suelo Ferralítico del sur de La Habana*. Informe Final del Proyecto 06-02, Programa Ramal: Riego y Drenaje, MINAG.
- López Teresa, G. Cid, Felicita González, G. Dueñas, H. Ozier-Lafontaine y J. Sierra (2002). “Estudio comparativo de dos modelos de simulación de transferencias hídricas en un ferralsol del sur de La Habana”, *Revista de Ciencias Técnicas Agropecuarias*, 11(1): 83-90.
- López, M (2010). *Estudio del comportamiento de losas compuestas con lámina colaborante mediante la combinación de técnicas de experimentación y simulación numérica*, **Tesis (en opción del grado científico de Doctor en Ciencias Técnicas)**, Universidad Central “Marta Abreu” de las Villas.
- López, Teresa, Felicita González, G. Cid, M.A. Osorio y María Elena Ruíz (2007). Modelos de simulación: una herramienta actual indispensable en los estudios del continuo agua-suelo-planta-atmósfera, En: **Congreso Metánica 2007**, Ministerio de la Industria Sideromecánica, La Habana, Cuba.
- Mair, HU. (2001). *Calibration in computational mechanics*, [en línea], ASME http://www.usacm.org/vnvcsm/PDF_Documents/Calibration20010404.pdf, [consulta marzo de 2010].
- Mao, S.G. y R.P.S. Han (2008). “Nonlinear complementarily equations for modeling tire-soil interaction. An incremental Bekker approach”, *Journal of Sound and Vibration*, (312): 380–398.
- Marx, B., C. Bezuidenhout, A.C. Hansen, T.A. Wilcox y P.W.L. Lyne (2006). “Trafficability assessment for agricultural lands with the aid of a soil compaction model”, *ASABE Paper*, 061090, ASABE, St Joseph, Michigan.
- Mary, G.R. y J. Changying (2008). “Influence of agricultural machinery traffic on soil compaction patterns, root development, and plant growth, overview”, *American-Eurasian Journal of Agricultural & Environment Science*, 3(1): 49 – 62.

- Mathers, M.D. (2002). Modeling tire-vehicle interactions using Abaqus and Adams, En: **Mechanical Dynamics North American Abaqus User Conference**, Scottsdale, Arizona.
- McKyes E., P. Nyamugafata y K.W. Nyamapfene (1994). "Characterization of cohesion friction angle and sensitivity of two hardsetting soils from Zimbabwe", *Soil & Tillage Research*, (29): 357–366.
- Mohsenimanesh, A., S.M. Ward y M.D. Gilchrist (2009a). "Stress analysis of a multi-laminated tractor tyre using non-linear 3D finite element analysis", *Materials and Design*, (30): 1124–1132.
- Mohsenimanesh, A., S.M. Ward, P.O.M. Owende y A. Javadi (2009b). "Modelling of pneumatic tractor tyre interaction with multi-layered soil", *Biosystem Engineering* (104): 191-198.
- Morejón, Y., R.P. González, A. García de la Figal y E. Vega (2008). Estudio del efecto de la compactación del suelo Ferralítico Rojo compactado durante la cosecha mecanizada de la caña de azúcar. Estudio de caso: CPA Amistad Cuba-Nicaragua, En: **Seminario Científico Conmemorativo 40 Aniversario del CEMA**, Universidad Agraria de la Habana, San José de la Lajas, La Habana, Cuba.
- Mosaddeghi, M.R., M.A. Hajabbasi, A. Hemmat y M. Afyuni (2000). "Soil compactibility as affected by soil moisture content and farmyard manure in central Iran", *Soil & Tillage Research*, (55): 87-97.
- Mosaddeghi, M.R., A.J. Koolen, A. Hemmat y M.A. Hajabbassi (2003). Alternative methods of predicting pre-compression stress on soil with low structural stability, En: **9th European Conference of the ISTVS**, pp 327-337, Harper Adams, UK.
- Mouazen, M.A. y M. Neményi (1999). "Finite element analysis of subsoiler cutting in nonhomogeneous sandy loam soil", *Soil & Tillage Research*, 51: 1-15.
- Mouazen, M.A., M. Neményi, H. Schwanghart y M. Rempfer (1999)." Tillage tool design by the finite element method: Part 2. Experimental validation of the finite element results with soil bin test" *Journal of Agricultural Engineering Research*, 72: 53-58.
- Mouazen, M.A. (2002). "Mechanical behaviour of the upper layers of a sandy loam soil under shear loading", *Journal of Terramechanics*, (39): 115–126.
- Mouazen, M.A. y H. Ramon (2002). "A numerical-statistical hybrid modelling scheme for evaluation of draught requirements of a subsoiler cutting a sandy loam soil, as affected by moisture content, bulk density and depth. *Soil & Tillage Research* (63): 155-165.
- Mouazen, M.A., J.R. Herman y J. De Baerdemaeker (2002). "Effects of bulk density and moisture content on selected mechanical properties of sandy loam soil", *Biosystems Engineering*, 83(2): 217-224.
- Muller, L., U. Schindler, N.R. Fausey y R. Lal (2003). "Comparison of methods for estimating maximum soil water content for optimum workability", *Soil & Tillage Research*, (72): 9–20.
- Murthy, V.N.S. (2002). "Geotechnical engineering. Principles and practice of soil mechanics and foundation engineering", Marcel Dekker, Inc., New York.
- Nakashima H. y A. Oida (2004). "Algorithm and implementation of soil-tire contact analysis code based on dynamic FE-DE Method", *Journal of Terramechanics*, (41): 127-137.
- Nakashima, H. (2004). Discrete Element Method (DEM) and its possible application, En: **SICE Annual Conference in Sapporo**, Hokkaido Institute of Technology.

- Nakashima, H. y J.Y. Wong (1993). "A three-dimensional tire model by the finite element method", *Journal of Terramechanics*, 30 (1): 21-34.
- Nakashima, H., H. Fujii, A. Oida, M. Momozu, Y. Kawase, H. Kanamori, S. Aoki y T. Yokoyama (2007). "Parametric analysis of lugged wheel performance for a lunar microrover by means of DEM", *Journal of Terramechanics*, (44): 153-162.
- NC 10: (1998). *Geotecnia. Preparación de las muestras de suelos*, Vig. Diciembre 1998.
- NC 19: (1999). *Geotecnia. Determinación del peso específico de los suelos*, Vig. Febrero 1999.
- NC 20: (1999). *Geotecnia. Determinación de la granulometría de los suelos*, Vig. Febrero 1999.
- NC 58: (2000). *Geotecnia. Determinación del límite líquido, límite plástico e índice de plasticidad de los suelos*, Vig. Marzo 2000.
- NC 67: (2000). *Geotecnia. Determinación del contenido de humedad de los suelos y rocas en el laboratorio*, Vig. Marzo 2000.
- NC 155: (2002). *Geotecnia. Determinación de la resistencia al esfuerzo cortante de los suelos mediante compresión triaxial. Ensayo sin consolidación y sin drenaje*, Vig. Marzo 2002.
- NC 325: (2004). *Geotecnia. Determinación de la resistencia al esfuerzo cortante directo (Aparato de caja de corte pequeño)*, Vig. Marzo 2004.
- Neményi, M., P. Á. Mesterházi, G. Milics (2006). "An application of tillage force mapping as a cropping management tool", *Biosystems Engineering*, 94(3): 351-357.
- Nhantumbo, A., y A. Cambule (2006). "Bulk density by Proctor test as a function of texture for agricultural soils in Maputo province of Mozambique", *Soil & Tillage Research*, (87): 231-239.
- Noguera, P., E. Frómata y A. López (1999). "Influencia de dos tecnologías de labranza en relación con la densidad aparente del suelo y el rendimiento del cultivo de la papa", *Revista de Ciencias Técnicas Agropecuarias*, 8(4): 61-64.
- O'Sullivan, M.F., J.K. Henshall y J.W. Dickson (1999). "A simplified method for estimating soil compaction", *Soil & Tillage Research*, (49): 325-335.
- Obrzud R.F., L. Vulliet y A. Truty (2009). "Optimization framework for calibration of constitutive models enhanced by neural networks", *International Journal of Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, (33): 71-94.
- Oficina Nacional de Estadísticas (ONE) (2008). *Anuario Estadístico de Cuba*, Disponible en: http://www.one.cu/aec_web/paginas_de_tablas/p_i/I_30_31.htm Consulta: febrero 2008.
- Ojala, J.K. (2005). *Using ABAQUS in tire development process*, [en línea], 2005, disponible en: http://www.simulia.com/download/solutions/automotive_cust%20references/tires_development_auc05_nokian.pdf, Consulta: octubre 2009.
- Oldeman, L.R., R.T.A. Hakkeling, y W.G. Sombroek (1990). *World map of the status of human-induced soil degradation. Tres mapas y una nota explicativa, iii*, (ed. rev., 1991), ISRIC, Wageningen, y PNUMA, Nairobi, Kenya.
- Otarawanna, S., A. Manonukul y J. Karmai (2004). Modelling of metal powder compaction using the Modified Drucker-Prager Cap Model, En: **18 ME-NETT Conference**, 18-20 October, Khon Kaen.

- Pagliai, M., A. Marsili, Pieranna Servadio, N. Vignozzi y S. Pellegrini (2003). "Changes in some physical properties of a clay soil in central Italy following the passage of rubber tracked and wheeled tractors of medium power", *Soil & Tillage Research*, (73): 119 – 129.
- Parent, A.C., M.C. Be'langer, L.E. Parent, R. Santerre, A.A. Viauc, F. Anctil, M.A. Bolinder y C. Tremblay (2008). "Soil properties and landscape factors affecting maize yield under wet spring conditions in eastern Canada", *Biosystems Engineering*, (99): 134 – 144.
- Park, S., Y. Wansuk, C. Jinrae y K. Beomsoo (2007). "Pressure-sensing pad test and computer simulation for the pressure distribution on the contact patch of a tyre", *Proc. I. Mech. E Vol. Part D: J. Automobile Engineering*, (221): 25 – 31.
- Peláez, O. (2011). "Revertir el deterioro de los suelos", *Granma*, 47(186), La Habana, 5 de agosto de 2011.
- Pelc, J. (2002). "Static three-dimensional modelling of pneumatic tyres using the technique of element overlaying", *Proc. I. Mech. E Vol. Part D: J. Automobile Engineering*, (216): 709 – 716.
- Perdok, UD., B. Kroesbergen, y WB. Hoogmoed (2002). "Possibilities for modelling the effect of compression on mechanical and physical properties of various Dutch soil types", *Soil & Tillage Research*, (65): 61–75.
- Pérez de Corcho, J., M. Herrera y C.E. Iglesias (2004). Determinación de las propiedades físico-mecánicas de suelos ferralíticos rojos en áreas de producción de piña, En: **Sexta Conferencia Científica Internacional UNICA**, Universidad de Ciego de Ávila.
- Perumpral, J.V., J.B. Liljedahl y W.H. Perloff (1971). "The finite element method for predicting the stress distribution and soil deformation under a tractive device", *Transaction of ASAE*, (14): 1184-1188.
- Plaxis (2004). *Manual de Referencias Plaxis, V-8*, Ed. R.B.J. Brinkgreve, Delft University of Technology & PLAXIS B.V., Países Bajos.
- Pollock D., J.V. Perumpral y T. Kuppusamy (1986). "Finite element analysis of multipass effects of vehicle on soil compaction", *Transaction of ASAE*, 29(1): 45-50.
- Poodt, M.P., A.J. Koolen y J.P. van der Linden (2003). "FEM analysis of subsoil reaction on heavy wheel loads with emphasis on soil preconsolidation stress and cohesion", *Soil & Tillage Research*, (73): 67-76.
- Pytka, J. (2003). Analysis of soil stress and deformation under off road vehicles, En: **Proceedings of the 9na European Conference of the ISTVS**, pp 425-432, Harper Adams, UK.
- Radampola, S.S. (2006). *Evaluation and modelling performance of capping layer in rail track substructure*, **Tesis (en opción al grado científico de Doctor)**, Central Queensland University, Australia.
- Rajaram G y D.C. Erbach (1997). "Hysteresis in soil mechanical properties", *Journal of Terramechanics*, 34(4): 251–259.
- Rajaram, G. y D.C. Erbach (1999). "Effect of wetting and drying on soil physical properties" *Journal of Terramechanics*, 36: 39-49.
- Raper, R.L y D.C. Erbach (1990a). "Effect of variable linear elastic parameters on finite element predictions of soil compaction", *Transaction of ASAE*, 33(3): 731-736.
- Raper, R.L, C.E. Johnson y A.C. Bailey (1994). "Coupling normal and shearing stresses to use in finite element analysis of soil compaction", *Transactions of ASAE*, 37 (5): 1417-1422.

- Raper, R.L. y D.C. Erbach (1990b). "Prediction of soil stress using the finite element method", *Transaction of ASAE*, 33(3): 725-730.
- Raper, R.L., A.C. Bailey, E.C. Burt y C.E. Johnson (1994). "Prediction of soil stresses caused by tire inflation pressures and dynamic loads", *ASAE Paper* 941547.
- Rashidi, M., M. Gholami, I. Ranjbar y S. Abbassi (2010). "Finite element modeling of soil sinkage by multiple loadings", *American-Eurasian J. Agric. & Environ. Sci.*, 8 (3): 292-300.
- Rechenmacher, A.L. y Z. Medina-Zetina (2007). "Calibration of Soil Constitutive Models with Spatially Varying Parameters", *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, (December): 1567-1576.
- Rodríguez, M. (1999). *Fundamentación de un sistema de rodajes por semiesteras en las cosechadoras cubanas de caña de azúcar para trabajar en suelos de mal drenaje con condiciones de elevada humedad*, pp 100, **Tesis (en opción al grado científico de Doctor en Ciencias Técnicas)**, Universidad Central "Marta Abreu" de Las Villas, Santa Clara, Cuba.
- Rodríguez, M. y O. González (2001). Estudio de la compactación del suelo por la mecanización cosecha cañera en dos condiciones de humedad en los vertisuelos del norte de Villa Clara, En; **Convención Internacional Metánica**, Ministerio de la Industria Sidero Mecánica, La Habana, Cuba.
- Rodríguez, M., M. Herrera, O. González, J. Garrido, R. Madruga y J. Nieto (2001). Estudio de la compactación del suelo por la mecanización cosecha cañera en dos condiciones de humedad en los vertisuelos del norte de Villa Clara, En: **Congreso Agrocentro**, Universidad Central "Marta Abreu" de las Villas, Santa Clara, Cuba.
- Rodríguez, M., O. González, J. Garrido, M. Herrera y R. Madruga (1999). *Estudio de las propiedades físico-mecánicas de los suelos de mal drenaje de la costa norte de Villa Clara, relacionadas con la compactación y la traficabilidad*, Proyecto CITMA Territorial, 080103, VC.
- Rosa, U.A. y D. Wulfsohn (1999). "Constitutive model for high speed tillage using narrow tools", *Journal of Terramechanics* (36): 221-234.
- Roscoe, K.H. y J.B. Burland (1968). "On the generalized stress-strain behaviour of "wet" clay", *Engineering Plasticity*, pp. 535-609, Ed: Heyman, J. y F.A. Leckie, Cambridge University Press, Cambridge.
- Roscoe, K.H., A. Schofield y C.P. Wroth (1958). "On the yielding of soils", *Geotechnique*, (8): 22-53.
- Ruíz, María Elena (1998). *Simulación computacional del rendimiento de la papa en suelos Ferralíticos del sur de la Habana. Tesis (en opción al grado de Doctor en Ciencias Agrícolas)*, Universidad Agraria de La Habana.
- Ruíz, María Elena y A. Utset (1998). "Uso del modelo swacrop en la estimación de las necesidades hídricas de la papa (*solanum tuberosum*)", *Revista de Ciencias Técnicas Agropecuarias*, 7(3): 57-60.
- Samarajiva, P., E.J. Macari y W. Wathugala (2005). "Genetic Algorithms for the Calibration of Constitutive Models for Soils", *International Journal of Geomechanics*, (September): 206-217.
- Sánchez - Girón, V., E. Andreu y J.L. Hernanz (2001). "Stress relaxation of five different soil samples when uniaxially compacted at different water contents", *Soil & Tillage Research* (62): 85-99.
- Sánchez - Girón, V. (1996). *Dinámica y Mecánica de Suelos*, Ed. Agroténicas, Madrid.

- Santos, P.I.B. y K.P. Lancas (1999). “Determinação da área de contato entre um pneu agrícola e uma superfície rígida utilizando-se o método da prensa hidráulica”, *Energia na Agricultura*, 14(3):57-64.
- Schjonning, P., M. Lamandé, F.A. Tøgersen, J. Arvidsson y T. Keller (2006). Distribution of vertical stress at the soil-tyre interface: Effects of tyre inflation pressure and the impact on stress propagation in the soil profile. En: **International Soil Tillage Research Organisation, 17th Triennial Conference**, 1609-1614, - Kiel, Alemania.
- Schjonning, P., M. Lamandé, F.A. Tøgersen, J. Arvidsson y T. Keller (2008). “Modelling effects of tyre inflation pressure on the stress distribution near the soil-tyre interface”, *Biosystems Engineering*, 99(1), 119-133.
- Servadio, Pieranna, A. Marsili, M. Pagliai, S. Pellegrine y N. Vignozzi (2001). “Effects on some clay soil qualities following the passage of rubber-tracked and wheeled tractors in central Italy”, *Soil & Tillage Research*, (61): 143-155.
- Sharma, A.K. y K.P. Pandey (1996). “The deflection and contact characteristics of some agricultural tyres with zero sinkage”, *Journal of Terramechanics*, 33 (6): 293 – 299.
- Shen, J., R.L. Kushwaha (1988). *Soil-machine interactions. A finite element perspective*, Marcel Dekker Inc, New York, EEUU.
- Shoop, A.S. (2001). *Finite element modeling of tire terrain interaction*, US. Army Corps of Engineers, ERDC/CRREL TR 01-16.
- Shoop, A.S., R. Affleck, V. Janoo, R. Haehnel y B. Barrett (2005). *Constitutive model for a thawing, frost-susceptible sand*, US. Army Corps of Engineers, ERDC/CRREL TR 05-3.
- Sidhu, D. y S. W. Duiker (2006). “Soil compaction in conservation tillage: crop impacts”, *Agronomy Journal*, 98: 1257-1264.
- Söhne, W. (1953). “Druckverteilung im Bodem und Bodenverformung unter Schlepperreifen”, *Grundl.Landtech.*, (5): 49-63.
- Söhne, W. (1958). “Fundamentals of pressure distribution and soil compaction under tractor tyres”, *Agricultural Engineering Research*, (39): 276–281.
- Srivastava, A.K., C.E. Goering, R.P. Rohrbach y D.P. Buckmaster (2006). *Engineering principles in agricultural machines*, 2da Edición, Editorial ASABE, St Joseph, Michigan.
- Stranks, S.N. (2006). *The effects of tyre systems on the depth and severity of compaction*, pp., 81, **Tesis (en opción del grado de Master)**, University of Cranfield, UK.
- Suripa, U. y A. Chaikittiratana (2008). “Finite element stress and strain of a solid tyre”, *Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering*, 31(2): 576-579.
- Tarawally, M.A., H.M. Medina, E. Frómata y C.A. Itza (2004). “Field compaction at different soil-water status: effects on pore size distribution and soil water characteristics of a Rhodic Ferralsol in Western Cuba”, *Soil & Tillage Research* (76): 95-103.
- Therzaghi, B., R.P. Beck y G. Mesri (1996). *Soil mechanics in engineering practice*, 3ra Edición. John Wiley & Sons, New York.
- Tolón-Becerra, A., X. B. Lastra-Bravo, G. F. Botta, M. Tourn, P. Linares, M. Ressa y R. Balbuena (2011). “Traffic effect on soil compaction and yields of wheat in Spain”, *Spanish Journal of Agricultural Research*, 9(2): 395-403.
- Tonuk, E. y Y.S. Unlusoy (2001). “Prediction of automobile tyre cornering force characteristics by finite element modeling and analysis”, *Computers and Structures*, (79): 1219-1232.

- Trautner, A. (2003). *On soil behaviour during field traffic*, 55pp., **Tesis (en opción al grado científico de Doctor)**, Universidad Sueca de Ciencias Agrícolas, Uppsala, Suecia.
- Upadhyaya, S.K. y Duvrolai Wulfsohn (1990). "Relationship between tire deflection characteristic and 2-D tire contact area", *Transactions of ASAE*, 33(1): 25 – 30.
- Upadhyaya, S.K., U.A. Rosa y Duvrolai Wulfsohn (2002). "Application of the finite element method in agricultural soil mechanic", *Advances in Soil Dynamic*, Volume 2, pp 117-153, ASAE, St Joseph, Mich.
- Urquiza, María Nery (2002). "Compendio. Manejo sostenible de suelos", CITMA, Cuba.
- van den Akker, J.J.H. (2004). "SOCOMO: a soil compaction model to calculate soil stresses and the subsoil carrying capacity", *Soil & Tillage Research*, (79): 113-127.
- Wagle, G.S. (2006). *Die compaction simulation: simplifying the application of a complex constitutive model using numerical and physical experiments*, **Tesis (en opción del grado científico de Doctor)**, Pensilvania State University.
- Wakai, H., S. Gose y K. Ugai (1999). "3-D elasto-plastic finite element analyses of pile foundations subjected to lateral loading", *Soils and foundation*, 39 (1): 97-111.
- Walkley, A., y I. A. Black (1947). "Determination of organic matter in the soil by chromic acid digestion", *Soil Sciences*, (63): 251-264.
- Wang, Y. y F. Tonon (2009). "Calibration of a discrete element model for intact rock up to its peak strength", *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, En línea: Wiley InterScience (www.interscience.wiley.com), DOI: 10.1002/nag.811.
- Wasterlund, I. (2003). Soil disturbance in forestry problems with heavy machines, En: **Proceedings of the 9th European Conference of the ISTVS**, pp. 567-570, Harper Adams, UK.
- Way, T.R., T. Kishimoto, H.A. Torbert, E.C. Burt y A.C. Bailey (2009). "Tractor tire aspect ratio effects on soil bulk density and cone index", *Journal of Terramechanics*, 46: 27–34.
- Wulfsohn, Duvrolai, B.A. Adams y D.G. Fredlund (1998). "Triaxial testing of unsaturated agricultural soils", *Journal of Agricultural Engn. Res.* (69): 317-330.
- Wulfsohn, Duvrolai, y B.A. Adams (2002). "Elastoplastic soil mechanics", *Advances in Soil Dynamic*. Volumen 2, pp 1-116, ASAE, St Joseph, Michigan.
- Wulfsohn, Duvrolai, y S.K. Upadhyaya (1992). "Determination of dynamic three dimensional soil tyre contact profile", *Journal of Terramechanics*, 29(4/5): 433-464.
- Yong, R.N., E.A. Fattah y R. Boosinuk (1978). "Prediction of wheel-soil interaction and performance using the finite element method", *Journal of Terramechanics*, 15(1): 43-63.
- Zhang Y., D. Gallipoli y CE. Augarde (2009). "Simulation-based calibration of geotechnical parameters using parallel hybrid moving boundary particle swarm optimization", *Computers and Geotechnics*, (36): 604–615.
- Zhang, T. y J. Lee (2004). Finite element method simulation of the interaction of between a deformable tire and snow, pp. 162-177, En: **7th APISTVS Conference**, Changchun.
- Zienkiewicz, O.C., R.L. Taylor y J.Z. Zju (2010). *El método de los elementos finitos. Las Bases*, Sexta edición, Volumen I, Ed. CIMNE, Barcelona.

ANEXOS

ANEXOS

ANEXO III – 1Regresión Múltiple - E Variable dependiente: E

Variables independientes:

 $1/W$ p_d

		Error	Estadístico	
Parámetro	Estimación	Estándar	T	Valor-P
CONSTANTE	-111.569	18.186	-6.13486	0.0000
$1/W$	2416.35	144.466	16.7262	0.0000
p_d	51.5771	14.4895	3.55963	0.0011

Análisis de Varianza

Fuente	Suma de Cuadrados	Gl	Cuadrado Medio	Razón-F	Valor-P
Modelo	14889.6	2	7444.8	139.91	0.0000
Residuo	1915.55	36	53.2097		
Total (Corr.)	16805.2	38			

R-Cuadrado = 88.6014 por ciento

R-cuadrado (ajustado para g.l.) = 87.9682 por ciento

Error estándar del est. = 7.2945

Error absoluto medio = 5.50842

Estadístico Durbin-Watson = 1.18151 (P=0.0016)

Autocorrelación de residuos en retraso 1 = 0.391839

El StatAdvisor

La salida muestra los resultados de ajustar un modelo de regresión lineal múltiple para describir la relación entre E y 2 variables independientes. La ecuación del modelo ajustado es

$$E = -111.569 + 2416.35 \cdot 1/W + 51.5771 p_d$$

Puesto que el valor-P en la tabla ANOVA es menor que 0.05, existe una relación estadísticamente significativa entre las variables con un nivel de confianza del 95.0%.

El estadístico R-Cuadrado indica que el modelo así ajustado explica 88.6014% de la variabilidad en E . El estadístico R-Cuadrado ajustado, que es más apropiado para comparar modelos con diferente número de variables independientes, es 87.9682%. El error estándar del estimado muestra que la desviación estándar de los residuos es 7.2945. Este valor puede usarse para construir límites para nuevas observaciones, seleccionando la opción de Reportes del menú de texto. El error absoluto medio (MAE) de 5.50842 es el valor promedio de los residuos. El estadístico de Durbin-Watson (DW) examina los residuos para determinar si hay alguna correlación significativa basada en el orden en el que se presentan en el archivo de datos. Puesto que el valor-P es menor que 0.05, hay indicación de una posible correlación serial con un nivel de confianza del 95.0%. Grafique los residuos versus el número de fila para ver si hay algún patrón que pueda detectarse.

Para determinar si el modelo puede simplificarse, note que el valor-P más alto de las variables independientes es 0.0011, que corresponde a p_d . Puesto que el valor-P es menor que 0.05, ese término es estadísticamente significativo con un nivel de confianza del 95.0%. Consecuentemente, probablemente no quisiera eliminar ninguna variable del modelo.

ANEXO III - 2

Regresión Múltiple - v

Variable dependiente: v

Variables independientes:

1/W

 ρ_d

		Error	Estadístico	
Parámetro	Estimación	Estándar	T	Valor-P
CONSTANTE	-0.175706	0.0513477	-3.42188	0.0013
1/W	6.52084	0.402358	16.2066	0.0000
ρ_d	0.223797	0.0436217	5.13041	0.0000

Análisis de Varianza

Fuente	Suma de Cuadrados	Gl	Cuadrado Medio	Razón-F	Valor-P
Modelo	0.218245	2	0.109123	144.49	0.0000
Residuo	0.0339859	45	0.000755242		
Total (Corr.)	0.252231	47			

R-Cuadrado = 86.5259 porciento

R-cuadrado (ajustado para g.l.) = 85.9271 porciento

Error estándar del est. = 0.0274817

Error absoluto medio = 0.0219359

Estadístico Durbin-Watson = 2.73851 (P=0.9920)

Autocorrelación de residuos en retraso 1 = -0.383379

El StatAdvisor

La salida muestra los resultados de ajustar un modelo de regresión lineal múltiple para describir la relación entre v y 2 variables independientes. La ecuación del modelo ajustado es

$$v = -0.175706 + 6.52084 \cdot 1/W + 0.223797 \cdot \rho_d$$

Puesto que el valor-P en la tabla ANOVA es menor que 0.05, existe una relación estadísticamente significativa entre las variables con un nivel de confianza del 95.0%.

El estadístico R-Cuadrado indica que el modelo así ajustado explica 86.5259% de la variabilidad en v. El estadístico R-Cuadrado ajustado, que es más apropiado para comparar modelos con diferente número de variables independientes, es 85.9271%. El error estándar del estimado muestra que la desviación estándar de los residuos es 0.0274817. Este valor puede usarse para construir límites para nuevas observaciones, seleccionando la opción de Reportes del menú de texto. El error absoluto medio (MAE) de 0.0219359 es el valor promedio de los residuos. El estadístico de Durbin-Watson (DW) examina los residuos para determinar si hay alguna correlación significativa basada en el orden en el que se presentan en el archivo de datos. Puesto que el valor-P es mayor que 0.05, no hay indicación de una autocorrelación serial en los residuos con un nivel de confianza del 95.0%.

Para determinar si el modelo puede simplificarse, note que el valor-P más alto de las variables independientes es 0.0000, que corresponde a ρ_d . Puesto que el valor-P es menor que 0.05, ese término es estadísticamente significativo con un nivel de confianza del 95.0%. Consecuentemente, probablemente no quisiera eliminar ninguna variable del modelo.

ANEXO III - 3Regresión Múltiple - B Variable dependiente: B

Variables independientes:

 $1/W$ ρ_d

		Error	Estadístico	
Parámetro	Estimación	Estándar	T	Valor-P
CONSTANTE	-48.2123	12.6614	-3.80782	0.0022
$1/W$	2039.12	100.408	20.3084	0.0000
ρ_d	10.1689	10.6937	0.950928	0.3590

Análisis de Varianza

Fuente	Suma de Cuadrados	Gl	Cuadrado Medio	Razón-F	Valor-P
Modelo	6469.68	2	3234.84	206.67	0.0000
Residuo	203.481	13	15.6524		
Total (Corr.)	6673.16	15			

R-Cuadrado = 96.9508 por ciento

R-cuadrado (ajustado para g.l.) = 96.4816 por ciento

Error estándar del est. = 3.95631

Error absoluto medio = 3.12873

Estadístico Durbin-Watson = 0.937468 (P=0.0042)

Autocorrelación de residuos en retraso 1 = 0.415888

El StatAdvisor

La salida muestra los resultados de ajustar un modelo de regresión lineal múltiple para describir la relación entre B y 2 variables independientes. La ecuación del modelo ajustado es

$$B = -48.2123 + 2039.12 \cdot 1/W + 10.1689 \cdot \rho_d$$

Puesto que el valor-P en la tabla ANOVA es menor que 0.05, existe una relación estadísticamente significativa entre las variables con un nivel de confianza del 95.0%.

El estadístico R-Cuadrado indica que el modelo así ajustado explica 96.9508% de la variabilidad en B . El estadístico R-Cuadrado ajustado, que es más apropiado para comparar modelos con diferente número de variables independientes, es 96.4816%. El error estándar del estimado muestra que la desviación estándar de los residuos es 3.95631. Este valor puede usarse para construir límites para nuevas observaciones, seleccionando la opción de Reportes del menú de texto. El error absoluto medio (MAE) de 3.12873 es el valor promedio de los residuos. El estadístico de Durbin-Watson (DW) examina los residuos para determinar si hay alguna correlación significativa basada en el orden en el que se presentan en el archivo de datos. Puesto que el valor-P es menor que 0.05, hay indicación de una posible correlación serial con un nivel de confianza del 95.0%. Grafique los residuos versus el número de fila para ver si hay algún patrón que pueda detectarse.

Para determinar si el modelo puede simplificarse, note que el valor-P más alto de las variables independientes es 0.3590, que corresponde a ρ_d . Puesto que el valor-P es mayor o igual que 0.05, ese término no es estadísticamente significativo con un nivel de confianza del 95.0% ó mayor. Consecuentemente, debería considerarse eliminar ρ_d del modelo.

ANEXO III - 4Regresión Múltiple - d Variable dependiente: d

Variables independientes:

 $1/W$ p_d

		Error	Estadístico	
Parámetro	Estimación	Estándar	T	Valor-P
CONSTANTE	-340.336	82.012	-4.14983	0.0002
$1/W$	6527.3	578.828	11.2768	0.0000
p_d	205.827	61.3505	3.35493	0.0021

Análisis de Varianza

Fuente	Suma de Cuadrados	Gl	Cuadrado Medio	Razón-F	Valor-P
Modelo	69836.5	2	34918.2	68.78	0.0000
Residuo	15737.5	31	507.66		
Total (Corr.)	85573.9	33			

R-cuadrado = 81.6095 porciento

R-cuadrado (ajustado para g.l.) = 80.423 porciento

Error estándar del est. = 22.5313

Error absoluto medio = 18.3997

Estadístico Durbin-Watson = 1.96405 (P=0.3353)

Autocorrelación de residuos en retraso 1 = 0.00410967

El StatAdvisor

La salida muestra los resultados de ajustar un modelo de regresión lineal múltiple para describir la relación entre d y 2 variables independientes. La ecuación del modelo ajustado es

$$d = -340.336 + 6527.3/W + 205.827p_d$$

Puesto que el valor-P en la tabla ANOVA es menor que 0.05, existe una relación estadísticamente significativa entre las variables con un nivel de confianza del 95.0%.

El estadístico R-Cuadrado indica que el modelo así ajustado explica 81.6095% de la variabilidad en d . El estadístico R-Cuadrado ajustado, que es más apropiado para comparar modelos con diferente número de variables independientes, es 80.423%. El error estándar del estimado muestra que la desviación estándar de los residuos es 22.5313. Este valor puede usarse para construir límites para nuevas observaciones, seleccionando la opción de Reportes del menú de texto. El error absoluto medio (MAE) de 18.3997 es el valor promedio de los residuos. El estadístico de Durbin-Watson (DW) examina los residuos para determinar si hay alguna correlación significativa basada en el orden en el que se presentan en el archivo de datos. Puesto que el valor-P es mayor que 0.05, no hay indicación de una autocorrelación serial en los residuos con un nivel de confianza del 95.0%.

Para determinar si el modelo puede simplificarse, note que el valor-P más alto de las variables independientes es 0.0021, que corresponde a p_d . Puesto que el valor-P es menor que 0.05, ese término es estadísticamente significativo con un nivel de confianza del 95.0%. Consecuentemente, probablemente no quisiera eliminar ninguna variable del modelo.

ANEXO IV - 1**Regresión Simple - Ac exp vs. Ac simul**Variable dependiente: *Ac exp*Variable independiente: *Ac simul*Lineal: $Y = a + b \cdot X$ **Coefficientes**

	<i>Minimos Cuadrados</i>	<i>Estándar</i>	<i>Estadístico</i>	
<i>Parámetro</i>	<i>Estimado</i>	<i>Error</i>	<i>T</i>	<i>Valor-P</i>
Intercepto	0.831074	1.47796	0.562311	0.5863
Pendiente	0.989829	0.0295576	33.4882	0.0000

Análisis de Varianza

<i>Fuente</i>	<i>Suma de Cuadrados</i>	<i>Gl</i>	<i>Cuadrado Medio</i>	<i>Razón-F</i>	<i>Valor-P</i>
Modelo	4886.27	1	4886.27	1121.46	0.0000
Residuo	43.5707	10	4.35707		
Total (Corr.)	4929.84	11			

Coeficiente de Correlación = 0.995571

R-cuadrado = 99.1162 porciento

R-cuadrado (ajustado para g.l.) = 99.0278 porciento

Error estándar del est. = 2.08736

Error absoluto medio = 1.59294

Estadístico Durbin-Watson = 1.96634 (P=0.4001)

Autocorrelación de residuos en retraso 1 = -0.056192

El StatAdvisor

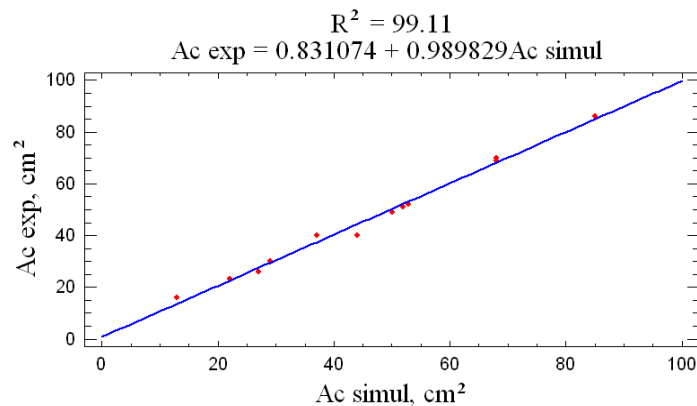
La salida muestra los resultados de ajustar un modelo lineal para describir la relación entre *Ac exp* y *Ac simul*. La ecuación del modelo ajustado es

$$Ac\ exp = 0.831074 + 0.989829Ac\ simul$$

Puesto que el valor-P en la tabla ANOVA es menor que 0.05, existe una relación estadísticamente significativa entre *Ac exp* y *Ac simul* con un nivel de confianza del 95.0%.

El estadístico R-Cuadrado indica que el modelo ajustado explica 99.1162% de la variabilidad en *Ac exp*. El coeficiente de correlación es igual a 0.995571, indicando una relación relativamente fuerte entre las variables. El error estándar del estimado indica que la desviación estándar de los residuos es 2.08736. Este valor puede usarse para construir límites de predicción para nuevas observaciones, seleccionando la opción de Pronósticos del menú de texto.

El error absoluto medio (MAE) de 1.59294 es el valor promedio de los residuos. El estadístico de Durbin-Watson (DW) examina los residuos para determinar si hay alguna correlación significativa basada en el orden en el que se presentan en el archivo de datos. Puesto que el valor-P es mayor que 0.05, no hay indicación de una autocorrelación serial en los residuos con un nivel de confianza del 95.0%.



Regresión Simple - δ_{exp} vs. δ_{simul}

Variable dependiente: δ_{exp}

Variable independiente: δ_{simul}

Lineal: $Y = a + b \cdot X$

Coefficientes

	<i>Mínimos Cuadrados</i>	<i>Estándar</i>	<i>Estadístico</i>	
<i>Parámetro</i>	<i>Estimado</i>	<i>Error</i>	<i>T</i>	<i>Valor-P</i>
Intercepto	0.00348518	0.00219442	1.5882	0.1433
Pendiente	0.67002	0.119154	5.62315	0.0002

Análisis de Varianza

<i>Fuente</i>	<i>Suma de Cuadrados</i>	<i>Gl</i>	<i>Cuadrado Medio</i>	<i>Razón-F</i>	<i>Valor-P</i>
Modelo	0.000445199	1	0.000445199	31.62	0.0002
Residuo	0.000140797	10	0.0000140797		
Total (Corr.)	0.000585997	11			

Coefficiente de Correlación = 0.871625

R-cuadrado = 75.973 por ciento

R-cuadrado (ajustado para g.l.) = 73.5703 por ciento

Error estándar del est. = 0.0037523

Error absoluto medio = 0.00301758

Estadístico Durbin-Watson = 1.224 (P=0.0344)

Autocorrelación de residuos en retraso 1 = 0.326372

El StatAdvisor

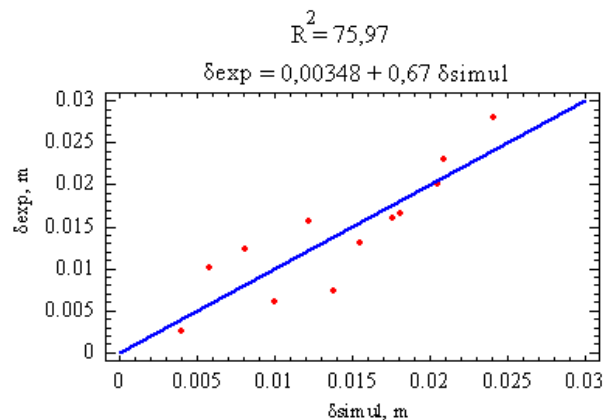
La salida muestra los resultados de ajustar un modelo lineal para describir la relación entre δ_{exp} y δ_{simul} . La ecuación del modelo ajustado es

$$\delta_{exp} = 0.00348518 + 0.67002\delta_{simul}$$

Puesto que el valor-P en la tabla ANOVA es menor que 0.05, existe una relación estadísticamente significativa entre δ_{exp} y δ_{simul} con un nivel de confianza del 95.0%.

El estadístico R-Cuadrado indica que el modelo ajustado explica 75.973% de la variabilidad en δ_{exp} . El coeficiente de correlación es igual a 0.871625, indicando una relación moderadamente fuerte entre las variables. El error estándar del estimado indica que la desviación estándar de los residuos es 0.0037523. Este valor puede usarse para construir límites de predicción para nuevas observaciones, seleccionando la opción de Pronósticos del menú de texto.

El error absoluto medio (MAE) de 0.00301758 es el valor promedio de los residuos. El estadístico de Durbin-Watson (DW) examina los residuos para determinar si hay alguna correlación significativa basada en el orden en el que se presentan en el archivo de datos. Puesto que el valor-P es menor que 0.05, hay indicación de una posible correlación serial con un nivel de confianza del 95.0%. Grafique los residuos versus el número de fila para ver si hay algún patrón que pueda detectarse.



ANEXO IV - 2

Análisis Multivariado

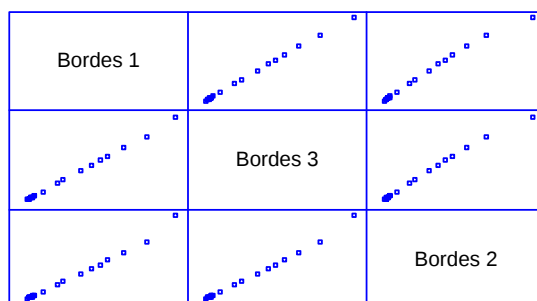
Datos/Variables:

Bordes 1

Bordes 3

Bordes 2

Existen 19 casos completos a utilizarse en los cálculos.



Correlaciones

	Bordes 1	Bordes 3	Bordes 2
Bordes 1		0.9997	0.9950
		(19)	(19)
		0.0000	0.0000
Bordes 3	0.9997		0.9970
	(19)		(19)
	0.0000		0.0000
Bordes 2	0.9950	0.9970	
	(19)	(19)	
	0.0000	0.0000	

Correlación

(Tamaño de Muestra)

Valor-P

El StatAdvisor

Esta tabla muestra las correlaciones momento producto de Pearson, entre cada par de variables. El rango de estos coeficientes de correlación va de -1 a +1, y miden la fuerza de la relación lineal entre las variables. También se muestra, entre paréntesis, el número de pares de datos utilizados para calcular cada coeficiente. El tercer número en cada bloque de la tabla es un valor-P que prueba la significancia estadística de las correlaciones estimadas. Valores-P abajo de 0.05 indican correlaciones significativamente diferentes de cero, con un nivel de confianza del 95.0%. Los siguientes pares de variables tienen valores-P por debajo de 0.05:

Bordes 1 y Bordes 3

Bordes 1 y Bordes 2

Bordes 3 y Bordes 2

ANEXO IV - 3

Análisis Multivariado, Ajuste de presiones verticales.

Datos/Variables:

Exp
Simul

Existen 16 casos completos a utilizarse en los cálculos.

Correlaciones

	Exp	Simul
Exp		0.9976
		(16)
		0.0000
Simul	0.9976	
	(16)	
	0.0000	

Correlación

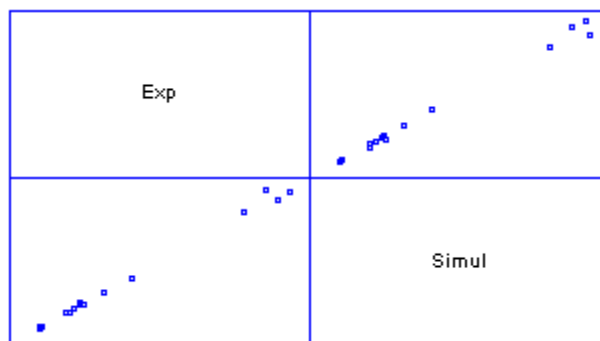
(Tamaño de Muestra)

Valor-P

El StatAdvisor

Esta tabla muestra las correlaciones momento producto de Pearson, entre cada par de variables. El rango de estos coeficientes de correlación va de -1 a +1, y miden la fuerza de la relación lineal entre las variables. También se muestra, entre paréntesis, el número de pares de datos utilizados para calcular cada coeficiente. El tercer número en cada bloque de la tabla es un valor-P que prueba la significancia estadística de las correlaciones estimadas. Valores-P abajo de 0.05 indican correlaciones significativamente diferentes de cero, con un nivel de confianza del 95.0%. Los siguientes pares de variables tienen valores-P por debajo de 0.05:

Exp y Simul



ANEXO IV - 4

Análisis Multivariado, Deformación del suelo seco.

Datos/Variables:

Exp suelo seco

Simul suelo seco

Existen 13 casos completos a utilizarse en los cálculos.

Correlaciones

	Exp suelo seco	Simul suelo seco
Exp suelo seco		0.9174
		(13)
		0.0000
Simul suelo seco	0.9174	
	(13)	
	0.0000	

Correlación

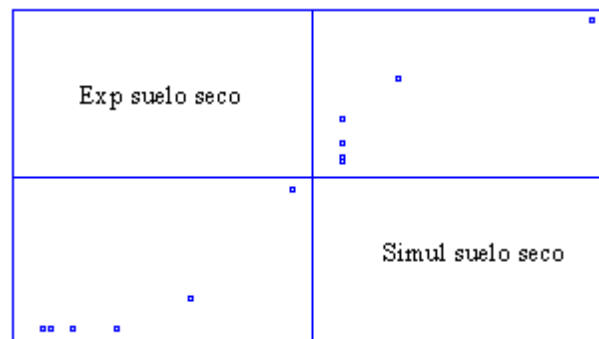
(Tamaño de Muestra)

Valor-P

El StatAdvisor

Esta tabla muestra las correlaciones momento producto de Pearson, entre cada par de variables. El rango de estos coeficientes de correlación va de -1 a +1, y miden la fuerza de la relación lineal entre las variables. También se muestra, entre paréntesis, el número de pares de datos utilizados para calcular cada coeficiente. El tercer número en cada bloque de la tabla es un valor-P que prueba la significancia estadística de las correlaciones estimadas. Valores-P abajo de 0.05 indican correlaciones significativamente diferentes de cero, con un nivel de confianza del 95.0%. Los siguientes pares de variables tienen valores-P por debajo de 0.05:

Exp suelo seco y Simul suelo seco



ANEXO IV - 5

Análisis Multivariado, Deformación del suelo húmedo.

Datos/Variables:

Exp suelo húmedo

Simul suelo húmedo

Existen 13 casos completos a utilizarse en los cálculos.

Correlaciones

	Exp suelo húmedo	Simul suelo húmedo
Exp suelo húmedo		0.8849
		(13)
		0.0001
Simul suelo húmedo	0.8849	
	(13)	
	0.0001	

Correlación

(Tamaño de Muestra)

Valor-P

El StatAdvisor

Esta tabla muestra las correlaciones momento producto de Pearson, entre cada par de variables. El rango de estos coeficientes de correlación va de -1 a +1, y miden la fuerza de la relación lineal entre las variables. También se muestra, entre paréntesis, el número de pares de datos utilizados para calcular cada coeficiente. El tercer número en cada bloque de la tabla es un valor-P que prueba la significancia estadística de las correlaciones estimadas. Valores-P abajo de 0.05 indican correlaciones significativamente diferentes de cero, con un nivel de confianza del 95.0%. Los siguientes pares de variables tienen valores-P por debajo de 0.05:

Exp suelo húmedo y Simul suelo húmedo

