

# ***Resistencia a la erosión del suelo por flujo concentrado. Caso: Cuenca del río Chirgua-Venezuela.***

## ***Tema B (Hidrología y Gestión del Agua)***

*Adriana Márquez, Edilberto Guevara*

*Centro de Investigaciones Hidrológicas y Ambientales. Universidad de Carabobo*

[ammarquez@uc.edu.ve](mailto:ammarquez@uc.edu.ve), [eguevara@uc.edu.ve](mailto:eguevara@uc.edu.ve)

## **Resumen**

El propósito de esta investigación es estimar los parámetros que influyen la resistencia a la erosión por flujo concentrado dados por, la erodabilidad y el esfuerzo cortante crítico del suelo en surcos irrigados de pendientes: 0,8; 1; 1,5; 2,5 y 13%, en un campo agrícola ubicado en la cuenca del Río Chirgua, Venezuela durante 2008-2009. Para las diferentes pendientes, se calibraron y validaron cuatro modelos de regresión basados en la relación  $D_c-\tau$ . Los resultados muestran que la erodabilidad del suelo no varía significativamente de un modelo a otro dentro de las pendientes de bajas (0,8 y 2,5%) y alta (13%); mientras que la diferencia es significativa entre los dos grupos de pendientes, encontrando los siguientes valores para el promedio y la desviación estándar: 1,067 E-06 y 1,17 E-06; 6,8 E-05 y 1,07E-04  $\text{kg}^{(1-b)} \text{s}^{-(1-2b)} \text{m}^{-(2-b)}$ ; respectivamente. En cuanto al esfuerzo cortante crítico  $\tau_c$ , se encontraron algunos rangos de valores que incluyen el valor cero, entre -0,8 y 6 Pa, lo que sugiere que  $\tau_c$  podría ser asumido como igual a cero. Con respecto al exponente  $b$  se encontró que varía entre 2 y 6, por lo que se recomienda explorar funciones de mayor curvatura.

**Palabras Claves:** erodabilidad del suelo, esfuerzo cortante crítico, modelos de estimación de la erosión.

## **1 Introducción**

La erosión del suelo es un problema global, que tiene consecuencias graves para el desarrollo de la agricultura y la sociedad. No solo es la principal causa de la degradación de la calidad de las tierras, sino también la principal fuente no puntual de contaminación del agua. Por lo que, en las últimas tres décadas se ha prestado mayor atención hacia la prevención y el control de la erosión del suelo. En la investigación de la erosión del suelo, la estimación de la pérdida del suelo y la tecnología para el control de la erosión del suelo deberían considerarse sistemáticamente. Un modelo de estimación de la erosión del suelo es un grupo de funciones matemáticas basadas en el entendimiento de los procesos y los mecanismos de la erosión del suelo. El modelo de estimación de la erosión del suelo será utilizado como un fundamento para el uso de la tierra y la conservación del suelo, toda vez que mediante la aplicación de la herramienta se estime en forma apropiada la magnitud de la erosión del suelo. La planificación de la conservación del suelo en cualquier país o región se debe basar sobre datos confiables de las propiedades del flujo y de la pérdida del suelo, así mismo se requiere una alta precisión en la estimación del modelo para determinar cuantitativamente la distribución espacial y temporal de la erosión del suelo. Desde 1980, los científicos iniciaron el desarrollo de los modelos de erosión basados en procesos físicos, entre los que se encuentran; WEPP (Nearing et al., 1989), CREAMS (Knisel, 1980), EUROSEM (Morgan et al., 1998), SHESED (Wicks et al., 1996), DWEPP (Bulygina et al., 2006), en los cuales la erodabilidad y el esfuerzo cortante crítico del suelo son valores determinados empíricamente debido a la limitación en los métodos experimentales. Mediante el uso de estos modelos se puede simular la distribución espacial y temporal de la erosión del suelo, sin embargo la cuantificación de los parámetros ha sido una limitante para las mejoras de los mismos.

La erodabilidad del suelo  $K_c$  y el esfuerzo cortante crítico  $\tau_c$ , como índices de propiedades del suelo, son dos de los parámetros más importantes en los modelos basados en procesos tales como WEPP, CREAMS, SHESED, entre otros. Para estimar los valores de  $K_c$  y  $\tau_c$  es importante mejorar la estimación de la erosión del suelo mediante los modelos basados en procesos. La erodabilidad del suelo  $K_c$ , se relaciona con la capacidad erosiva del suelo. Según Lei, et al., (2002), es un parámetro extensivo, por esta causa no se puede medir directamente, por lo que se evalúa mediante

algunos índices bajo condiciones controladas. Por lo tanto, se dificulta asignar una definición cuantitativa a la erodabilidad del suelo. Según Zhu et al., (2001),  $K_c$  es la tasa de desprendimiento del suelo por unidad de esfuerzo cortante del flujo y se puede determinar como la pendiente de la relación  $D_c$ - $\tau$  ( $dD/d\tau$ ).

En cuanto al esfuerzo cortante crítico  $\tau_c$ , diversos puntos de vista existen sobre la definición y el método para su estimación. Según Shields, (1936),  $\tau_c$  es el esfuerzo cortante requerido para el ingreso de las partículas granulares no cohesivas del suelo al flujo. La tasa de desprendimiento ( $D_c$ ) se asume igual a cero por debajo del valor crítico del esfuerzo cortante. De ese modo, el valor de  $\tau_c$  podría ser determinado mediante la extrapolación de una regresión lineal de  $D$  vs  $\tau$  hasta la intersección con el eje del esfuerzo cortante (tasa de desprendimiento estimado=0). Según Wilcock, (1988), se puede aplicar el método del movimiento inicial para estimar  $\tau_c$  mediante el incremento gradual del esfuerzo cortante del flujo hasta que se detecte un movimiento de las partículas observable. Debido al amplio rango en los tamaños de las partículas de los suelos naturales y la interacción compleja de estas partículas, se dificulta obtener con precisión un umbral del esfuerzo cortante por debajo del cual no ocurra el desprendimiento para los diversos tipos de suelos. Lyle y Smerdon, (1965) determinaron  $\tau_c$  mediante la intersección de dos segmentos de líneas rectas de  $D_c$  vs  $\tau$ , uno en un rango de esfuerzos cortantes bajos y el otro en el rango alto.

Las definiciones anteriores de  $\tau_c$  deberían teóricamente producir sólo valores positivos. Sin embargo, valores negativos de  $\tau_c$  se han reportado en estudios recientes (Elliot et al., 1989; Ghebreiyessus, 1990). Los valores negativos de  $\tau_c$  no tienen significado físico, así como indican un valor que no es significativamente diferente de cero o una estimación del parámetro inadecuada. Nearing et al., (1994) disminuye el significado físico de  $\tau_c$ , sugiriendo que, es una entidad matemática que resulta de la linealización de la capacidad de desprendimiento versus el esfuerzo cortante del flujo. La justificación de la linealización es la de simplificar la descripción del proceso de desprendimiento. Aunque existe evidencia experimental mediante la cual se ha demostrado que la relación  $D_c$ - $\tau$  frecuentemente es no lineal con  $\tau_c = 0$ . Nearing et al., (1994) indicaron que  $\tau_c$  no debería ser interpretado como un nivel umbral del esfuerzo cortante por debajo del cual no existe el desprendimiento y por encima del que las partículas inician el movimiento. En tal sentido, la Sociedad Americana de Ingenieros Civiles encontró 200 variaciones en los rangos obtenidos de  $\tau_c$  bajo condiciones experimentales similares (Vanoni et al., 1966), lo que pone en entredicho el concepto de  $\tau_c$  (Lavelle y Mofjeld, 1987; Kirchner et al., 1990). De lo antes expuesto, se evidencia la incertidumbre sobre cuál relación usar en un estudio de erosión determinado. En este artículo se presentan los resultados de la calibración de la relación  $D_c$ - $\tau$ , empleando cuatro tipos de modelos: (1) lineal basado en el esfuerzo cortante excedente, (2) de potencia basado en el esfuerzo cortante excedente, (3) de potencia sin el esfuerzo cortante crítico y (4) de potencia constante sin el esfuerzo cortante crítico; empleando las mediciones realizadas en surcos irrigados en parcelas ubicadas en un campo agrícola sobre la cuenca del río Chirgua en Venezuela; los objetivos de este estudio son: (1) estimar la erodabilidad del suelo y el esfuerzo cortante crítico mediante el ajuste de las ecuaciones lineales y de potencia para la relación  $D_c$ - $\tau$  y (2) comparar los parámetros de los modelos basados en la relación  $D_c$ - $\tau$ .

## 2 Descripción de modelos para la erosión de surcos

### 2.1 Ecuación de continuidad de los sedimentos

El tránsito unidimensional de los sedimentos a través de un surco se puede simular a través de la solución numérica de la siguiente ecuación diferencial (Foster y Meyer, 1972; Woolhiser, 1973; Bennett, 1974; Kirkby, 1980; Woolhiser *et al.*, 1990):

$$\frac{\partial(CA)}{\partial t} + \frac{\partial(CQ)}{\partial x} = S \quad (1)$$

Donde  $C$  es la concentración de sedimentos ( $\text{kg m}^{-3}$ ),  $A$  el área de sección transversal del flujo ( $\text{m}^2$ ),  $Q$  el caudal de flujo ( $\text{m}^3 \text{s}^{-1}$ ),  $t$  el tiempo (s),  $x$  la distancia pendiente abajo (m) y  $S$  el término fuente/sumidero para los sedimentos ( $\text{kg s}^{-1} \text{m}^{-1}$ ).  $S = D_I + D_R$ ; donde  $D_I$  es la tasa de aporte lateral de sedimentos hacia el surco ( $\text{kg s}^{-1} \text{m}^{-2}$ ) y  $D_R$  la tasa de erosión o deposición en el surco, positiva para la erosión y negativa para la deposición, ( $\text{kg s}^{-1} \text{m}^{-2}$ ).

## 2.2 Modelo de erosión en surcos

En el desarrollo de los modelos de erosión en surcos se usa el concepto de la capacidad de transporte de sedimentos, combinado con el desprendimiento cuando la carga de sedimentos es mayor que la capacidad de transporte y con la deposición cuando la carga de sedimentos es menor que la capacidad de transporte. A continuación se indican las ecuaciones del modelo WEPP.

### 2.2.1 Modelo WEPP

En este modelo propuesto por (Nearing et al., 1989), el desprendimiento neto del suelo o erosión ( $D_R$ ) se obtiene cuando el esfuerzo cortante excede al esfuerzo cortante crítico del suelo y la carga de sedimentos es menor que la capacidad de transporte de sedimentos, y se expresa como:

$$D_R = D_c (1 - (CQ/wT_c)), \quad CQ \leq wT_c \quad (2)$$

La deposición neta se calcula cuando la carga de sedimentos, es mayor que la capacidad de transporte de sedimentos  $T_c$ , mediante la siguiente expresión:

$$D_R = (0,5V_f/Q)(wT_c - CQ) \quad CQ \geq wT_c \quad (3)$$

Donde  $D_c$  la capacidad de desprendimiento de las partículas del surco, ( $\text{kg s}^{-1} \text{m}^{-2}$ );  $T_c$  la capacidad de transporte de sedimentos en el surco, ( $\text{kg s}^{-1} \text{m}^{-1}$ );  $w$  el ancho del surco, (m);  $V_f$  la velocidad de asentamiento de las partículas, ( $\text{m s}^{-1}$ ).

La relación comúnmente empleada para estimar la capacidad de desprendimiento de partículas de surcos se basa en el excedente del esfuerzo cortante aplicado por el flujo concentrado sobre un valor crítico del esfuerzo que depende del suelo. El concepto del umbral se ha expresado mediante una modificación de la ecuación propuesta por Duboys (1879), según la cual se explica el movimiento de una delgada capa de sedimentos a lo largo del lecho para un canal grande o río. Para que se inicie el movimiento de los sedimentos, el esfuerzo cortante aplicado al lecho  $\tau$  (Pa) debe exceder al esfuerzo cortante crítico del suelo  $\tau_c$  (Pa), como se indica mediante la siguiente expresión:

$$q_{bw} = K' \tau (\tau - \tau_c) \quad (5)$$

Donde  $q_{bw}$  es la tasa de transporte del volumen de la carga de lecho por unidad de ancho ( $\text{m}^2 \text{s}^{-1}$ ),  $K'$  es el parámetro de los sedimentos ( $\text{m}^2 \text{s}^{-1} \text{Pa}^{-2}$ ). Esta ecuación fue modificada a una función de potencias por O'Brien y Rindlaub (1934) como:

$$D_c = K_c (\tau - \tau_c)^b \quad (6)$$

Donde  $D_c$  es la capacidad de desprendimiento de las partículas del surco ( $\text{kg s}^{-1} \text{m}^{-2}$ ),  $K_c$  la erodabilidad del surco ( $\text{kg}^{(1-b)} \text{s}^{-(1-2b)} \text{m}^{-(2-b)}$ ).  $K_c$ ,  $\tau_c$  y  $b$  son parámetros que se obtienen mediante ajuste empírico. El esfuerzo cortante del flujo  $\tau$  (Pa) se obtiene mediante la ecuación  $\tau = \rho g R S_f$ ; donde  $\rho$  es la densidad del fluido ( $\text{kg m}^{-3}$ ),  $g$  la aceleración gravitacional ( $\text{m s}^{-2}$ ),  $R_h$  el radio hidráulico (m) calculado como  $A/W_p$ ,  $A$  el área ( $\text{m}^2$ ),  $W_p$  el perímetro húmedo (m), calculado como  $w+2h$ ,  $h$  la profundidad del flujo (m) y  $S_f$  la pendiente de fricción ( $\text{m m}^{-1}$ ). Generalmente,  $b$  se asume igual a la unidad en los modelos WEPP y DWEPP (Foster y Meyer, 1972; Nearing, 1989; Bulygina, 2006), mediante la siguiente expresión:

$$D_c = K_c (\tau - \tau_c) \quad (7)$$

En diversos estudios, mediante el uso de una función de potencias se ha obtenido una mejor descripción de  $D_c$  (Hollick, 1976; Franti et al., 1999; Zhu et al., 2001), indicada como:

$$D_c = K_c (\tau - \tau_c)^b \quad (8)$$

Lu et al., (1989) asignaron un valor cero para  $\tau_c$ , reduciendo la ecuación (6) a la siguiente expresión:

$$D_c = K_c (\tau)^b \quad (9)$$

Foster y Meyer (1972) formulan una versión simplificada de la ecuación (6) expresada como:

$$D_c = K_c \tau^{3/2} \quad (10)$$

### 3 Materiales y métodos

El estudio se llevó a cabo en parcelas sobre un campo agrícola en la cuenca del río Chirgua, ubicada en la región centro-norte de Venezuela. Tradicionalmente se emplean dos tipos de cultivo que varían según las estaciones: seca (papa: *Solanum Tuberosum*) y lluviosa (maíz: *Zea Mays*). La superficie irrigada varía entre 800 y 1200 has/año. La textura del suelo varía entre una arena limosa y una arcilla limosa. Las pruebas se realizaron durante dos ciclos de siembra entre 2008-2009. Cada ciclo dura 12 semanas. Cinco parcelas fueron seleccionadas con las siguientes pendientes (en dirección de la labranza):  $0,008 \pm 0,0055 \text{ m m}^{-1}$ ;  $0,01 \pm 0,00197 \text{ m m}^{-1}$ ;  $0,015 \pm 0,0006 \text{ m m}^{-1}$ ;  $0,025 \pm 0,0033 \text{ m m}^{-1}$  y  $0,13 \pm 0,0156 \text{ m m}^{-1}$ . Los surcos miden entre 100-200 m de longitud y 0,3-0,35 m de ancho. El caudal de aplicación por surco mediante el riego por aspersión varía entre 12-18  $\text{l min}^{-1}$ . Durante cada evento de riego, se realizaron mediciones en tres surcos/parcela. Las mediciones incluyeron: cinco caudales con tres repeticiones cada 20 minutos mediante un vertedero tipo V aplicando un método volumétrico; en un cuarto, medio y al final del surco. Se capturaron 5 muestras líquidas cada 20 minutos, para determinar la concentración de los sólidos totales (2540 B) (American Public Health Association, 1995). El conjunto de los eventos medidos fue 24 eventos de riego/parcela, con un total de 120 eventos de riego (5 parcelas x 24 eventos/parcela=120 eventos de riego). Los datos totales fueron divididos en tres conjuntos: 60% para la calibración (14 eventos/parcela), 20% para la validación (5 eventos/parcela) y 20% para la prueba (5 eventos/parcela).

### 4 Análisis estadístico

Un análisis estadístico se lleva a cabo mediante los diversos métodos para examinar el desempeño de cada modelo. Los estadísticos empleados son: cuadrado medio del error (CME), coeficiente de determinación ( $R^2$ ), coeficiente de determinación ajustado ( $R^2_{\text{ajust}}$ ), coeficiente de Mallows ( $C_p$ ), error estándar de estimación, error medio absoluto (EMA), coeficiente de Durbin Watson (d), error porcentual medio absoluto (EPMA), error medio (EM), error porcentual medio (EPM). Los estadísticos de la calibración serán comparados con los estadísticos de la validación del modelo para determinar qué tan bien el modelo predice las observaciones excluyendo los datos usados para la calibración.

## 5 Resultados

### 5.1 Estimación de los parámetros de erodabilidad y esfuerzo cortante crítico del suelo

#### 5.1.1 Ecuación lineal de esfuerzo cortante excedente

En las Tablas (1), (3), (5), (7) y (9) se muestran los valores de los parámetros para la ecuación lineal basada en el esfuerzo cortante excedente (Ec. 7) para las pendientes de surcos iguales a 0,8; 1; 1,5; 2,5 y 13%. Para los surcos de pendiente de 0,8% a 13% los parámetros  $K_c$  y  $\tau_c$  varían como sigue: **Pendiente 0,8%:**  $1,04632\text{E-}05$  y  $1,35933\text{E-}05 \text{ s m}^{-1}$ ; 1,71 y 2,43 Pa. **Pendiente 1%:**  $2,19\text{E-}05$  y  $3,10\text{E-}05 \text{ s m}^{-1}$ ; 4,568 y 4,972Pa. **Pendiente 1,5 %:**  $6,04748\text{E-}06$  y  $7,52973\text{E-}06 \text{ s m}^{-1}$ ; 4,56849 y 5,53964Pa. **Pendiente 2,5 %:**  $1,93422\text{E-}06$  y  $2,09677\text{E-}06 \text{ s m}^{-1}$ ; 0,862425 y 0,862425 Pa. **Pendiente 13 %:**  $7,14086\text{E-}05$  y  $9,87511\text{E-}05 \text{ s m}^{-1}$ ; -0,773054 y 2,35822 Pa. Los intervalos de  $K_c$  y  $\tau_c$  son representados en las Figuras 1 y 2. En la Figura 1(a) se observa que no existen diferencias estadísticamente significativas a un nivel de confianza del 95% entre los valores de  $K_c$  para las pendientes bajas; mientras que para la pendiente del 13% existe una diferencia significativa en relación a los valores para las pendientes bajas. En la Figura 2(a) se observa que existen similitudes de los valores de  $\tau_c$  para los grupos de pendientes (a) 0,8; 1 y 1,5%; y (b) 2,5 y 13%; así como diferencias significativas entre cada grupo. Los valores del grupo (b) son más bajos que los del grupo (a). En las Tablas (2), (4), (6), (8) y (10) se muestran los estadísticos del ajuste para la ecuación lineal basada en el

esfuerzo cortante excedente para las pendientes de surcos iguales a 0,8, 1, 1,5, 2,5 y 13% durante las etapas de calibración y validación al conjunto de observaciones. Algunos de los resultados son:  $R^2$ : resultó mayor a 0,60.  $R^2_{ajust}$ : se redujo poco en relación al  $R^2$ . **Cp de Mallows**: disminuyó en relación al número de variables independientes en la ecuación. En cuanto a los errores, mediante la selección del error porcentual medio, se aprecia que resultó negativo y moderadamente bajo en todos los casos. En general, los errores no varían significativamente entre las etapas de calibración y validación.

### 5.1.2 Ecuación de potencia basada en el esfuerzo cortante excedente

En las Tablas (1), (3), (5), (7) y (9) se muestran los valores de los parámetros para la ecuación de potencias basada en el esfuerzo cortante excedente (Ec. 8) para las pendientes de surcos iguales a 0,8; 1; 1,5; 2,5 y 13%. Para los surcos de pendiente de 0,8% a 13% los parámetros  $K_c$ ,  $\tau_c$  y  $b$  varían como sigue: **Pendiente 0,8%**: 1,28981E-05 y 2,98656E-05 s  $m^{-1}$ ; 2,14169 y 3,10635 Pa; 0,423207 y 0,933347. **Pendiente 1%**: 1,55E-07 y 2,98656E-05 s  $m^{-1}$ ; 1,80746 y 3,1666 Pa; 3,4677 y 3,4677. **Pendiente 1,5 %**: -1,56885E-06 y 2,67275E-06 s  $m^{-1}$ ; 1,80746 y 3,1666 Pa; 3,4677 y 3,4677. **Pendiente 2,5 %**: 2,74E-07 y 2,94E-07 s  $m^{-1}$ ; -2,73057 y -2,73057 Pa; 1,63792 y 1,40802. **Pendiente 13 %**: -0,000209507 y 0,000429204 s  $m^{-1}$ ; -6,4215 y 9,80549Pa; 0,0194439 y 1,84595. Los intervalos de  $K_c$ ,  $\tau_c$  y  $b$  son representados en las Figuras 1, 2 y 3. En la Figura 1(b) se observa que no existen diferencias estadísticamente significativas a un nivel de confianza del 95% entre los valores de  $K_c$  para las pendientes bajas; mientras que para la pendiente del 13% existe una diferencia significativa en relación a los valores para las pendientes bajas. En la Figura 2(b) se observa que existen similitudes de los valores de  $\tau_c$  para los grupos de pendientes (a) 1 y 1,5%; y diferencias significativas con el resto. También se observa que existe variabilidad en la amplitud de los intervalos de los parámetros. En la Figura 3 (a) se observa que existen diferencias estadísticamente significativas entre los valores del exponente  $b$ . Para las pendientes de 0,8 y 13% el valor de  $b$  se aproxima a la unidad, lo que confirma el ajuste de los datos a una función lineal. En las Tablas (2), (4), (6), (8) y (10) se muestran los estadísticos del ajuste para la Ecuación (8), para las pendientes de surcos iguales a 0,8, 1, 1,5, 2,5 y 13% durante las etapas de calibración y validación al conjunto de observaciones. Algunos de los resultados son:  $R^2$ : resultó mayor a 0,67.  $R^2_{ajust}$ : se redujo poco en relación al  $R^2$ . **Cp de Mallows**: disminuyó en relación al número de variables independientes en la ecuación. En cuanto a los errores, mediante la selección del error porcentual medio, se aprecia que resultó negativo y moderadamente bajo en todos los casos. En general, los errores no varían significativamente entre las etapas de calibración y validación.

### 5.1.3 Ecuación de potencia sin el esfuerzo cortante crítico

En los Tablas (1), (3), (5), (7) y (9) se muestran los valores de los parámetros para la ecuación de potencias basada en el esfuerzo cortante excedente (Ec. 9) para las pendientes de surcos iguales a 0,8; 1; 1,5; 2,5 y 13%. Para los surcos de pendiente de 0,8% a 13% los parámetros  $K_c$  y  $b$  varían como sigue: **Pendiente 0,8%**: 1,04659E-06 y 3,22403E-06; 1,4134 y 2,00909. **Pendiente 1%**: -9,56E-10 y 2,61E-09; 4,78437 y 6,80777. **Pendiente 1,5 %**: 3,74E-09 y 4,96E-08; 3,29875 y 3,4122. **Pendiente 2,5 %**: 6,30E-07 y 1,55138E-06; 1,03798 y 1,40802. **Pendiente 13 %**: 0,000024782 y 8,20687E-05; 0,932495 y 1,36894. Los intervalos de  $K_c$  y  $b$  son representados en las Figuras 1 y 3. En la Figura 1(c) se observa que no existen diferencias estadísticamente significativas a un nivel de confianza del 95% entre los valores de  $K_c$  para las pendientes bajas; mientras que para la pendiente del 13% existe una diferencia significativa en relación a los valores para las pendientes bajas. En la Figura 3(b) se observa que existen diferencias estadísticamente significativas entre los valores del exponente  $b$ . Para las pendientes de 2,5 y 13% el valor de  $b$  se aproxima a la unidad, lo que confirma el ajuste de los datos a una función lineal. En las Tablas (2), (4), (6), (8) y (10) se muestran los estadísticos del ajuste para la Ecuación (9), para las pendientes de surcos iguales a 0,8, 1, 1,5, 2,5 y 13% durante las etapas de calibración y validación al conjunto de observaciones. Algunos de los resultados son:  $R^2$ : resultó mayor a 0,6.  $R^2_{ajust}$ : se redujo poco en relación al  $R^2$ . **Cp de Mallows**: disminuyó en relación al número de variables independientes en la ecuación. En cuanto a los errores, mediante la selección del error porcentual medio, se aprecia que resultó negativo y moderadamente bajo en gran parte de los casos. En general, los errores no varían significativamente entre las etapas de calibración y validación.

### 5.1.4 Ecuación de potencia constante sin el esfuerzo cortante crítico

En los Tablas (1), (3), (5), (7) y (9) se muestran los valores de los parámetros para la ecuación de potencias basada en el esfuerzo cortante excedente (Ec. 10) para las pendientes de surcos iguales a 0,8; 1; 1,5; 2,5 y 13%. Para los surcos de pendiente de 0,8% a 13% el parámetro  $K_c$  varía como sigue: **Pendiente 0,8%**: 2,37756E-06 y 2,86511E-06. **Pendiente**

1%: 1,86548E-06 y 2,53521E-06. **Pendiente 1,5 %:** 8,77E-07 y 1,06878E-06. **Pendiente 2,5 %:** 5,43E-07 y 5,87E-07. **Pendiente 13 %:** 2,24579E-05 y 2,48741E-05. Los intervalos de  $K_c$  se representan en la Figuras 1. En la Figura 1(d) se observa que no existen diferencias estadísticamente significativas a un nivel de confianza del 95% entre los valores de  $K_c$  para las pendientes bajas; mientras que para la pendiente del 13% existe una diferencia significativa en relación a los valores para las pendientes bajas. En las Tablas (2), (4), (6), (8) y (10) se muestran los estadísticos del ajuste para la Ecuación (10), para las pendientes de surcos iguales a 0,8, 1, 1,5, 2,5 y 13% durante las etapas de calibración y validación al conjunto de observaciones. Algunos de los resultados son:  $R^2$ : resultó mayor a 0,34.  $R^2_{ajust}$ : se redujo poco en relación al  $R^2$ .  $C_p$  de Mallows: disminuyó en relación al número de variables independientes en la ecuación. En cuanto a los errores, mediante la selección del error porcentual medio, se aprecia que resultó negativo y moderadamente bajo en todos los casos. En general, los errores no varían significativamente entre las etapas de calibración y validación.

## 5.2 Comparación de los parámetros de los modelos

En general, en cuanto a  $K_c$  se encontró que no existen diferencias estadísticamente significativas a un nivel de confianza del 95% entre los valores para las pendientes bajas (0,8 a 2,5%). El promedio es igual 1,067 E-06 y la desviación estándar es igual a 1,17 E-06; mientras que para la pendiente del 13% existe una diferencia significativa en relación a los valores para las pendientes bajas. El promedio es igual 6,8 E-05 y la desviación estándar es igual a 1,07E-04. Con respecto a  $\tau_c$ , los valores varían significativamente. Para las pendientes bajas todos los valores son positivos; mientras que para la pendiente del 13%, los valores próximos al límite inferior del intervalo son negativos, sin embargo el límite superior es positivo, por lo que incluso el cero es un valor que puede ser asignado al parámetro. En cuanto al exponente b, en los modelos (8) y (9) puede ser tomado como la unidad en el caso de las pendientes de 0,8 y 13%; en el resto de las pendientes, es mayor a la unidad.

Tabla 1 Parámetros de modelos de capacidad de desprendimiento en surcos de pendiente de 0,8%

Ecuación	Parámetro	Unidades	Promedio	Error Estándar	Mínimo	Máximo
7	$K_c$	$s\ m^{-1}$	1,20283E-05	7,84E-07	1,04632E-05	1,35933E-05
	$\tau_c$	Pa	2,0761	0,179474	1,71797	2,43424
8	$K_c$	$kg^{(1-b)}\ s^{-(1-2b)}\ m^{-(2-b)}$	2,13818E-05	4,25035E-06	1,28981E-05	2,98656E-05
	$\tau_c$	Pa	2,62402	0,241646	2,14169	3,10635
	b		0,678277	0,12779	0,423207	0,933347
9	$K_c$	$kg^{(1-b)}\ s^{-(1-2b)}\ m^{-(2-b)}$	2,13531E-06	5,46E-07	1,04659E-06	3,22403E-06
	b		1,71	0,14926	1,4134	2,00909
10	$K_c$	$kg^{(1-b)}\ s^{-(1-2b)}\ m^{-(2-b)}$	2,62133E-06	1,22E-07	2,37756E-06	2,86511E-06

Tabla 2 Estadísticos de ajuste de modelos de capacidad de desprendimiento en surcos de pendiente de 0,8%

Ec.	p	n	$R^2$	$(R^2)_{aj.}$	$C_p$	$S_{xy}$	d	ACRR	CME	EMA	EPMA	EM	EPM	EPMA	EPM
a) Calibración														b) Validación	
7	1	70	0,77	0,77	0	9,9E-06	1,42	0,26	1,30E-10	7,8E-06	42,6	-2,42E-12	-22,8	35,6	-7,9
8	1	70	0,68	0,67	0	1,02E-05	1,12	0,43	1,04E-10	8,3E-06	42,1	1,55E-08	-18,4	42,2	-30,4
9	1	70	0,67	0,66	0	9,92E-06	1,04	0,47	9,83E-11	8E-06	46,0	-2,76E-07	-26,3	50,8	-26,6
10	1	70	0,61	0,61	0	1,1E-05	1,12	0,42	1,21E-10	9E-06	67,5	-6,49E-07	-47,0	71,9	-50,13

Tabla 3 Parámetros de modelos de capacidad de desprendimiento en surcos de pendiente de 1%

Ecuación	Parámetro	Unidades	Promedio	Error Estándar	Mínimo	Máximo
7	$K_c$	$s\ m^{-1}$	2,65E-05	2,27E-06	2,19E-05	3,10E-05
	$\tau_c$	Pa	4,77069	0,101326	4,56849	4,97288
8	$K_c$	$kg^{(1-b)}\ s^{-(1-2b)}\ m^{-(2-b)}$	3,50E-07	9,78E-08	1,55E-07	5,45E-07
	$\tau_c$	Pa	2,48703	0,340462	1,80746	3,1666
	b		3,4677	6,19E-11	3,4677	3,4677
9	$K_c$	$kg^{(1-b)}\ s^{-(1-2b)}\ m^{-(2-b)}$	8,25E-10	8,93E-10	-9,56E-10	2,61E-09
	b		5,79607	0,506996	4,78437	6,80777
10	$K_c$	$kg^{(1-b)}\ s^{-(1-2b)}\ m^{-(2-b)}$	2,20034E-06	1,68E-07	1,86548E-06	2,53521E-06

Tabla 4 Estadísticos de ajuste de modelos de capacidad de desprendimiento en surcos de pendiente de 1%

Ec.	p	n	R <sup>2</sup>	(R <sup>2</sup> ) aj.	Cp	S <sub>XY</sub>	d	a) Calibración						b) Validación	
								ACRR	CME	EMA	EPMA	EM	EPM	EPMA	EPM
7	1	70	0,66	0,66	0	1,4E-05	0,90	0,54	1,98E-10	1,1E-05	84,1	-3,81E-12	-37,6	75,7	-35,2
8	1	70	0,76	0,76	0	1,3E-05	0,82	0,58	1,73E-10	9,83E-06	70,5	1,88E-07	-46,8	86,6	-63,2
9	1	70	0,73	0,73	0	1,3E-05	0,73	0,62	1,72E-10	1,01E-05	88,8	1,26E-07	-63,7	69,5	-52,2
10	1	70	0,34	0,34	0	2E-05	0,28	0,84	3,86E-10	1,74E-05	127,2	-2,93E-06	-104,2	149,2	-131,2

Tabla 5 Parámetros de modelos de capacidad de desprendimiento en surcos de pendiente de 1,5%.

Ecuación	Variable	Parámetro	Unidades	Promedio	Error Estándar	Mínimo	Máximo
7		K <sub>c</sub>	s m <sup>-1</sup>	6,79E-06	3,71E-07	6,04748E-06	7,52973E-06
		τ <sub>c</sub>	Pa	5,17035	0,185067	4,80105	5,53964
8		K <sub>c</sub>	kg <sup>(1-b)</sup> s <sup>-(1-2b)</sup> m <sup>-(2-b)</sup>	5,52E-07	1,06252E-06	-1,56885E-06	2,67275E-06
		τ <sub>c</sub>	Pa	2,81443	1,80229	-0,782953	6,41182
		b		2,05146	0,624895	0,804158	3,29875
9		K <sub>c</sub>	kg <sup>(1-b)</sup> s <sup>-(1-2b)</sup> m <sup>-(2-b)</sup>	2,67E-08	1,15E-08	3,74E-09	4,96E-08
		b		3,05514	0,178934	3,29875	3,4122
10		K <sub>c</sub>	kg <sup>(1-b)</sup> s <sup>-(1-2b)</sup> m <sup>-(2-b)</sup>	9,73E-07	4,81E-08	8,77E-07	1,06878E-06

Tabla 6 Estadísticos de ajuste de modelos de capacidad de desprendimiento en surcos de pendiente de 1,5%

Ec.	p	n	R <sup>2</sup>	(R <sup>2</sup> ) aj.	Cp	S <sub>XY</sub>	d	a) Calibración						b) Validación	
								ACRR	CME	EMA	EPMA	EM	EPM	EPMA	EPM
7	1	70	0,831	0,828	0	7,10E-06	0,96	0,45	5,08E-11	5,47E-06	108,82	-8,92E-11	-52,98	122,87	-55,34
8	1	70	0,851	0,846	0	6,46E-06	1,35	0,24	4,18E-11	4,68E-06	85,34	2,75E-07	-50,81	83,82	-62,35
9	1	70	0,869	0,867	0	6,389E-06	1,27	0,27	4,08E-11	4,58E-06	94,50	-2,17E-07	-69,76	65,58	-38,39
10	1	70	0,711	0,711	0	1,03E-05	0,20	0,86	1,07E-10	8,84E-06	163,19	-3,51E-06	-152,99	222,14	-214,35

Tabla 7 Parámetros de modelos de capacidad de desprendimiento en surcos de pendiente de 2,5%

Ecuación	Parámetro	Unidades	Promedio	Error Estándar	Mínimo	Máximo
7	K <sub>c</sub>	s m <sup>-1</sup>	2,01549E-06	4,07E-08	1,93422E-06	2,09677E-06
	τ <sub>c</sub>	Pa	0,862425	1,14E-11	0,862425	0,862425
8	K <sub>c</sub>	kg <sup>(1-b)</sup> s <sup>-(1-2b)</sup> m <sup>-(2-b)</sup>	2,84E-07	4,99E-09	2,74E-07	2,94E-07
	τ <sub>c</sub>	Pa	-2,73057	7,69E-12	-2,73057	-2,73057
	b		1,63792	5,65E-11	1,63792	1,63792
9	K <sub>c</sub>	kg <sup>(1-b)</sup> s <sup>-(1-2b)</sup> m <sup>-(2-b)</sup>	1,09065E-06	2,31E-07	6,30E-07	1,55138E-06
	b		1,223	0,0926685	1,03798	1,40802
10	K <sub>c</sub>	kg <sup>(1-b)</sup> s <sup>-(1-2b)</sup> m <sup>-(2-b)</sup>	5,65E-07	1,13E-08	5,43E-07	5,87E-07

Tabla 8 Estadísticos de ajuste de modelos de capacidad de desprendimiento en surcos de pendiente de 2,5%

Ec.	p	n	R <sup>2</sup>	(R <sup>2</sup> ) aj.	Cp	S <sub>XY</sub>	d	a) Calibración						b) Validación	
								ACRR	CME	EMA	EPMA	EM	EPM	EPMA	EPM
7	1	70	0,67	0,66	0	2,86E-06	1,10	0,43	8,19E-12	2,381E-06	15,13	-6,02E-16	-2,79	13,923	-10,99
8	1	70	0,8	0,79	0	2,37E-06	1,66	0,16	5,60E-12	1,855E-06	12,80	8,96E-09	-2,06	16,37	-7,623
9	1	70	0,73	0,73	0	2,65E-06	1,10	0,42	7,03E-12	2,081E-06	13,51	1,58E-08	-2,18	14,786	-5,377
10	1	70	0,68	0,68	0	2,72E-06	1,27	0,35	7,39E-12	2,248E-06	14,99	3,34E-07	1,48	15,304	2,978

Tabla 9 Parámetros de modelos de capacidad de desprendimiento en surcos de pendiente de 13%

Ecuación	Variable	Parámetro	Unidades	Promedio	Error Estándar	Mínimo	Máximo
7		$K_c$	$s\ m^{-1}$	8,50798E-05	6,85113E-06	7,14086E-05	9,87511E-05
		$\tau_c$	<b>Pa</b>	0,792582	0,784594	-0,773054	2,35822
8		$K_c$	$kg^{(1-b)}\ s^{-(1-2b)}\ m^{-(2-b)}$	0,000109849	0,000159997	-0,000209507	0,000429204
		$\tau_c$	<b>Pa</b>	1,69199	4,06485	-6,4215	9,80549
		<b>b</b>		0,932695	0,457538	0,0194439	1,84595
9		$K_c$	$kg^{(1-b)}\ s^{-(1-2b)}\ m^{-(2-b)}$	5,34253E-05	1,43542E-05	0,000024782	8,20687E-05
		<b>b</b>		1,15072	0,109359	0,932495	1,36894
10		$K_c$	$kg^{(1-b)}\ s^{-(1-2b)}\ m^{-(2-b)}$	0,000023666	6,06E-07	2,24579E-05	2,48741E-05

Tabla 10 Estadísticos de ajuste de modelos de capacidad de desprendimiento en surcos de pendiente de 13%

Ec.	p	n	R <sup>2</sup>	(R <sup>2</sup> )aj.	Cp	S <sub>XY</sub>	d	a) Durante la Calibración					b) Validación		
								ACRR	CME	EMA	EPMA	EM	EPM	EPMA	EPM
7	1	70	0,69	0,69	0	1,60E-04	2,13	-0,08	2,55E-08	0,00014	20,39	-5,07E-10	-5,29	26,91	-10
8	1	70	0,68	0,67	0	1,63E-04	2,19	-0,11	2,66E-08	0,00014	22,35	2,34E-09	-6,31	23,66	-8,98
9	1	70	0,61	0,61	0	1,67E-04	2,00	-0,03	2,79E-08	0,00015	24,06	-9,47E-07	-7,3	19,79	2,778
10	1	70	0,69	0,69	0	1,70E-04	2,07	-0,05	2,88E-08	0,00015	22,67	1,36E-05	-2,81	23,55	2,90

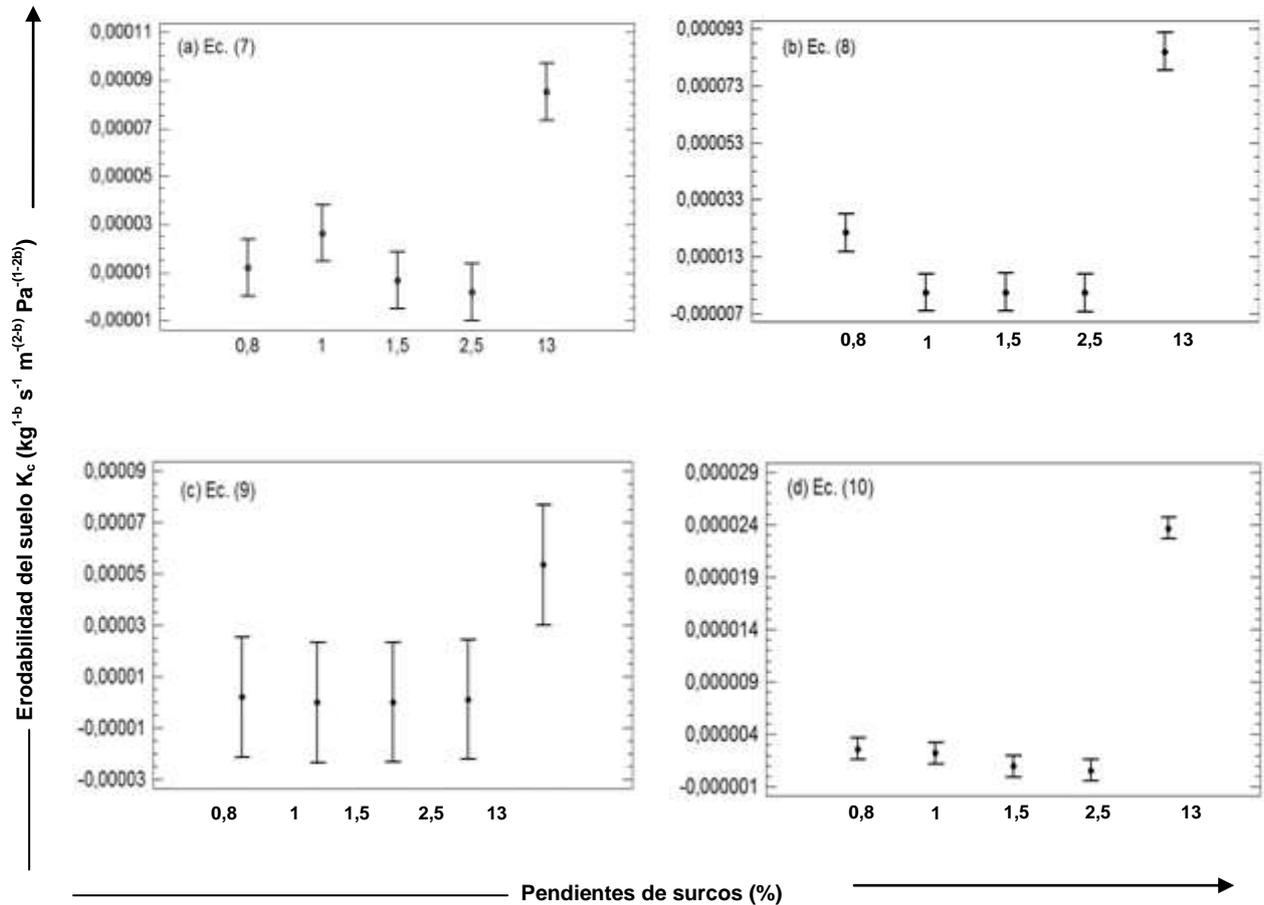


Figura 1 Factor de Erodabilidad del suelo ( $K_c$ ) para modelos ajustados  $D_c-\tau$  en diversas pendientes de surcos

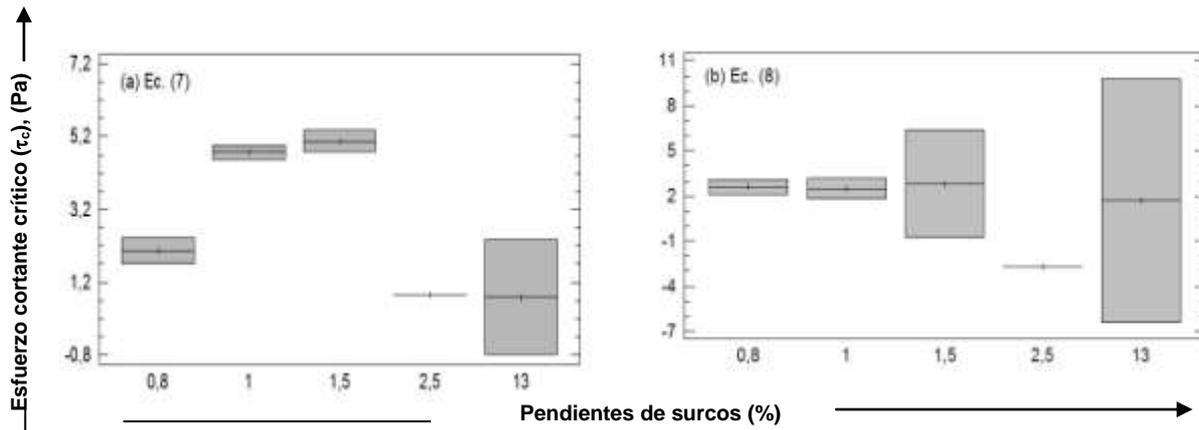


Figura 2 Esfuerzo cortante crítico ( $\tau_c$ ) para modelos ajustados  $D_c$ - $\tau$  en diversas pendientes de surco

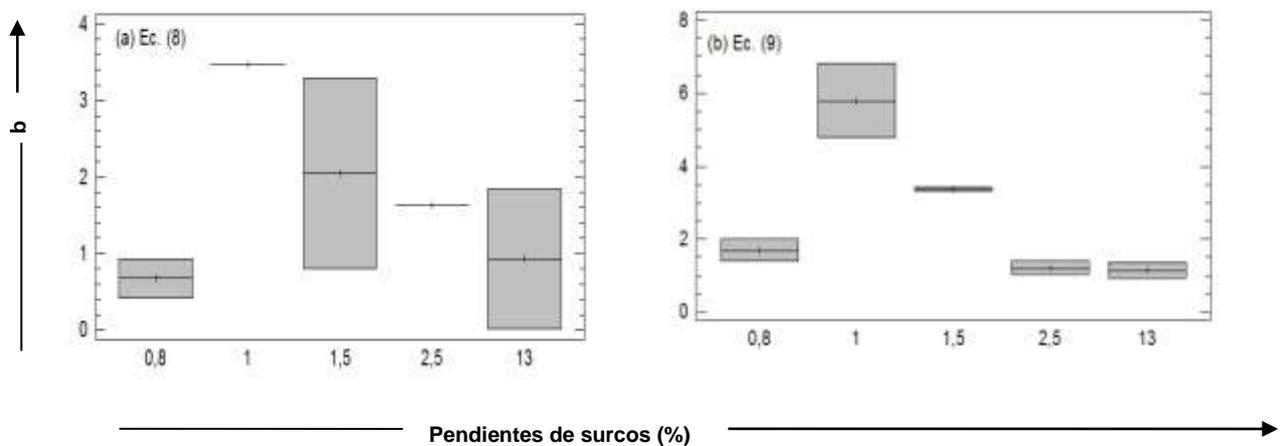


Figura 3 Parámetro  $b$  para modelos ajustados  $D_c$ - $\tau$  en diversas pendientes de surco

## 6 Discusión de resultados

### 6.1 Estimación de los parámetros de erodabilidad y esfuerzo cortante del suelo

Como se mostró en la sección de resultados, para la Ecuación (7) el rango de valores de la erodabilidad del flujo concentrado  $K_c$  para pendientes baja está en el orden  $10E-06$ ; mientras que para la pendiente alta es de  $10E-05$ . En cuanto al esfuerzo cortante crítico  $\tau_c$ , varía entre 1 y 6 Pa para las pendientes bajas; presentando mayor variación para la pendiente alta, entre -0,8 y 3 Pa. Knapen et al., (2007) recopilaron los valores de  $K_c$  y  $\tau_c$  reportados para los diferentes suelos y condiciones de labranza, a partir de estudios que incluyen experimentos sobre el flujo concentrado mediante levantamientos en campo (Tabla 11). Los rangos de los valores que han sido determinados empíricamente para la ecuación (7) de  $K_c$ ,  $\tau_c$ , incluyendo el tamaño de la muestra, mediante experimentos en el campo son los siguientes:  $0,000001$  y  $0,1 \text{ s m}^{-1}$  ( $n=151$ ),  $0,01$  y  $20 \text{ Pa}$  ( $n=161$ ), respectivamente. Al comparar estos rangos de valores con los reportados en las Tablas (1), (3), (5), (7) y (9) se encuentra que: (a) los valores de  $K_c$  se incluyen dentro del intervalo correspondiente a los experimentos en el campo, (b) los valores de  $\tau_c$ , en su mayoría se incluyen dentro del rango reportado para los experimentos en el campo. De lo antes expuesto se aprecia que, el rango de valores de  $K_c$  obtenido en esta investigación difiere significativamente del reportado por Knapen et al. (2007); mientras que se encuentra una variabilidad menor en el rango de valores para  $\tau_c$ . Existen varias razones para estas diferencias, entre las cuales, dos de las principales son: (1) las diferencias en las condiciones experimentales en las cuales los datos son recolectados y (2) la variación de los tipos de suelos y las condiciones ambientales.

Comparando las condiciones experimentales y ambientales de esta investigación descritas en la sección de metodología con las reseñadas en la Tabla 11 se puede apreciar que existe cierta similitud sólo con los estudios de campo realizados por Bjerneberg et al., (1999). Con respecto a los experimentos en el laboratorio no existen casos con los cuales realizar

una comparación. Los rangos de los valores encontrados de  $K_c$  y  $\tau_c$  por Bjorneberg et al., (1999) varían como sigue: 0,0003 – 0,006 s m<sup>-1</sup> y 1,2-1,8 Pa, respectivamente. A pesar de las similitudes en las condiciones experimentales mostradas en el cuadro 22, el rango de valores de  $K_c$  es significativamente diferente, las causas de las diferencias parecen ser debidas a las condiciones ambientales, principalmente el clima y las prácticas agrícolas, ya que las pruebas de Bjorneberg et al., (1999) fueron realizadas en campos cultivados con frijol y maíz, donde las secuencias de humedecimiento y secado, la consolidación y los residuos pueden ser factores que contribuyen a la variabilidad en  $K_c$ ; mientras que los residuos ejercen influencia sobre los valores de  $\tau_c$ . En cuanto a las relaciones entre  $D_c$ - $\tau$  no lineales, pocos investigadores han hecho intentos por ajustar sus datos a funciones de potencia (Foster et al., 1984; Zhu et al. (1995); Franti et al., 1999; Zhu et al., 2001). Los rangos de los valores reportados por Zhu et al., (2001) para  $K_c$ ,  $\tau_c$  y b en la ecuación (8) varían como sigue: 0,00004 y 0,0447 kg<sup>(1-b)</sup> s<sup>-(1-2b)</sup> m<sup>-(2-b)</sup>; -1,04 y 3,30 Pa; 1,87 y 6,14. Así mismo, en la ecuación (9)  $K_c$  y b varían como sigue: 0,00084 y 0,0518 kg<sup>(1-b)</sup> s<sup>-(1-2b)</sup> m<sup>-(2-b)</sup>; 3,03 y 4,95. Al comparar estos rangos de valores con los reportados en los cuadros (1), (3), (5), (7) y (9) para las ecuaciones (8) y (9) se encuentra que: (a)  $K_c$ : son inferiores a los reportados por Zhu et al. (2001); (b)  $\tau_c$  y b: se aproximan a los reportados por Zhu et al. (2001). En general, con respecto a los estadísticos de ajuste de los modelos (7) a (10) se observa un ajuste satisfactorio de la mayoría de las ecuaciones, excluyendo el grupo (10) ya que R<sup>2</sup> es bajo y los errores porcentuales medio absoluto y medio entre los valores observados y estimados resultaron altos con respecto al resto de los modelos.

## 6.2 Comparación de los parámetros de los modelos

En este estudio, el valor de  $K_c$  no varía significativamente, dentro de las pendientes bajas y alta para los diferentes tipos de modelo; aunque sí varía significativamente entre los grupos mencionados antes. El incremento de la pendiente causa el aumento de la velocidad del flujo, la erodabilidad y; en consecuencia el desprendimiento de partículas y el incremento en la concentración del flujo. En cuanto al esfuerzo cortante crítico, se encontraron rangos de valores positivos en los ajustes de los modelos (7) y (8) para las pendientes bajas; mientras que algunos valores ligeramente negativos, así como intervalos que incluyen el valor cero, para el caso de la pendiente alta (13%), lo que sugiere que  $\tau_c$  puede ser asumido como igual a cero. En cuanto al parámetro b en los modelos de potencia (8) y (9), se encontró que es mayor a la unidad para pendientes de 1; 1,5 y 2,5%, lo que confirma la no linealidad en la relación  $D_c$ - $\tau$  para algunos de los conjuntos de datos; mientras que para las pendientes de 0,8 y 13 % se encontró una aproximación a la unidad, indicando una relación lineal.

Tabla 11 Características de las pruebas de campo a partir de las cuales se obtienen los parámetros de los modelos para la estimación de la capacidad de desprendimiento de partículas del suelo debido al flujo en surcos

País	Suelos (N°)	Pendiente (%)	Q (l min <sup>-1</sup> )	I <sub>lluvia</sub> (mm h <sup>-1</sup> )	$\tau$ (Pa)	Dim. surcos en parcela (m x m)	Condición de la superficie	Fuente
Irán	1	n.d.	132-1693	n.a.	2,2-13,2	15 x 0,3	I, Cobertura vegetal variable	Adelpour et al. (2004)
USA	1	0,5-1,33	30-40	n.a.	n.d.	Long.:110-256	I, Cultivada	Bjorneberg et al. (1999)
Brasil	1	n.d.	n.a.	n.d.	n.a.	9 x 0,5	I, Cultivada	Braida et al. (1996)
Brasil	1	6,7	0-50	74	n.a.	n.a.	I, Cultivada	Cantalice et al. (2005)
USA	2	3-15	96-768	n.d.	4,0-37,3	10 x 0,75	I, Cultivada	Franti et al. (1985,1999)
Brasil	1	n.d.	0	60	n.a.	9 x 0,5	I, Cultivada	Giasson et al.(1996)
USA	30	4-13	7-35	62	n.a.	9 x 0,46	I, Cultivada	Gilley et al. (1993)
USA	4	0,5-3	n.d.	n.d.	1-36	30,5x0,91	I, Sin cobertura	Hanson (1989,1990a,b)
USA	1	1-3	4-17.10 <sup>4</sup>	n.d.	12-55	29x1,8	I, Sin cobertura	Hanson y Cook (1999)
USA	2	5-11	n.d.	n.d.	n.a.	10,7x3	I, Cobertura vegetal variable	Hussein et al.(1982)
USA	2	4	11-189	64	0,7-14	4x0,2	I, Cultivo variable	King et al. (1995)
USA	2	3-15	n.d.	n.d.	n.a.	n.a.	n.a.	Laflen (1987)
USA	56	2-13	0,1-0,6	63	0-22	9-11x0,5-3	I, Cultivada	Laflen et al. (1991); Elliot et al. (1989)
USA	1	3-6	8-38	n.d.	2-10	5,5x2	I, Cultivada	Mamo et al. (2001b)
Canadá	3	12-14	n.a.	25-30	n.a.	10x0,8	I, Vegetación libre	Merz et al. (1993)
USA	1	4-6	8-38	51	1,3-6,1	68,6x6,1	I, Cultivada	Morrison et al. (1994)
USA	2	3-5	8-53	64	0-6	6,1x0,76	I, Cultivada	Norton et al.(1992)
USA	1	27	16-23	n.d.	24-192	6x0,3	I, Vegetación con altura variable	Prosser et al. (1995)
Australia	1	1-12,7	1,7-8	n.d.	n.a.	20x1	I, Vegetación con altura variable	Prosser (1996)
Brasil	1	10	12-120	65	2,5-19	6x0,2	n.a.	Reichert et al. (2001)
USA	1	2-31	8-60	60	2-7	4,6x0,3	I, Residuos removidos	West et al. (1992)
USA	1	0,52-1,33	15-46	n.d.	n.d.	204-256	I, Cultivada	Trout, et al. (2001)

n.d.: no disponible. n.a.: no aplicable, Suelos: número de suelos probados. Pendiente: pendiente de la superficie del suelo; Q: caudal de entrada simulado; I<sub>lluvia</sub>: intensidad de lluvia simulada;  $\tau$ : rango de esfuerzo cortante del flujo aplicado; Dim. Surcos dimensiones de surcos (longitud x ancho), Condición de la superficie: (S: suavizada; I: irregular)

## 7 Conclusiones y recomendaciones

Sobre la base de los resultados obtenidos en la presente investigación, se extraen las siguientes conclusiones y recomendaciones:

- $K_c$  no varía significativamente, dentro de las pendientes bajas y alta para los diferentes tipos de modelo; aunque sí varía significativamente entre los grupos mencionados antes. El incremento de la pendiente causa el aumento de la velocidad del flujo, la erodabilidad y; en consecuencia el desprendimiento de partículas y el incremento en la concentración del flujo.
- En cuanto al esfuerzo cortante crítico  $\tau_c$ , se encontraron rangos de valores positivos en los ajustes de los modelos (7) y (8) para las pendientes bajas; mientras que algunos valores ligeramente negativos, así como intervalos que incluyen el valor cero, para el caso de la pendiente alta (13%), lo que sugiere que  $\tau_c$  puede ser asumido como igual a cero.
- Se encontró que  $k_c$  y  $\tau_c$ , están dentro de los rangos encontrado por otros investigadores.
- En cuanto al parámetro  $b$ , se encontraron rangos de valores que difieren significativamente entre los ajustes para los modelos (8) y (9) para las pendientes, y en algunos casos difiere significativamente de la unidad; lo que se recomienda emplear tipos de funciones que se ajusten a la no linealidad de los datos.
- En general, se encontró un ajuste satisfactorio de la mayoría de los modelos de estimación de la capacidad de desprendimiento de partículas del suelo de los surcos a las observaciones en las etapas de calibración y validación, aunque conviene destacar que, se observó que el  $R^2$  varió predominantemente entre 0,6 y 0,75, y el error medio porcentual fue negativo y moderadamente bajo, lo que sugiere que sería recomendable probar relaciones no lineales de mayor curvatura.
- Con base en los resultados del parámetro  $b$ , el cual se distancia de la unidad significativamente en la mayoría de los ajustes y las observaciones sobre los estadísticos mencionadas arriba, sería recomendable probar relaciones no lineales de mayor curvatura.

### Agradecimientos

La investigación se ha llevado a cabo en el Centro de Investigaciones Hidrológicas y Ambientales (CIHAM-UC), con el aporte financiero del Consejo de Desarrollo Científico y Humanístico de la Universidad de Carabobo y el Ministerio del Poder Popular para la Ciencia y Tecnología (Misión Ciencia).

## 8 Referencias

- AKSOY, H., KAVVAS L., A review of hillslope and watershed scale erosion and sediment transport model. *Catena* 64, 2003, pp 247-271.
- AMERICAN PUBLIC HEALTH ASSOCIATION, "Standard Methods for The Examination of Water and Wastewater", American Public Health Association, United States of America, Washington, DC 20005, 19th Edition 1995. pp. 2-53 - 2-58. 1978.
- ADELPOUR, A.A., SOUFI, M., BEHNIA, A.K., Channel erosion thresholds for different land uses assessed by concentrated overland flow on a silty loam. *Conserving Soil and Water for Society: Sharing Solutions. ISCO 200-13th International Soil Conservation Organisation Conference* — Brisbane, Australia. 2004
- ARIATHURAI, R., ARULANANDAN, K., Erosion rates of cohesive soils. *Journal of the Hydraulics Division Proceedings of the ASCE* 104, 279-283.
- BAGNOLD, R.A., An approach to the sediment transport problem from general physics. *US Geological Survey Paper* 422-1, Washington. 1966.
- BENNETT, J. P. Concepts of mathematical modelling of sediment yield. *Water Resources Research*, 10, 1974, pp. 485-492.
- BJORNEBERG, D.L., TROUT, R.E., SOJKA R.E., AASE, J.K., Evaluating WEPP predicted infiltration, runoff and soil erosion for furrow irrigation. *Trans. ASAE* 42(6): 1733-1741, 1999.
- BRAIDA, J.A., CASSOL, E.A., Rill and interrill erodibility of a paleudult soil. *Revista Brasileira de Ciencia do Solo* 20, 127-134. 1996.
- BULYGINA, N. S., NEARING, M. A., STONE J. J., NICHOLS M. H. DWEPP: a dynamic soil erosion model based on WEPP source terms. *Earth Surface Processes and Landforms* (In Press). Published On Line in Wiley InterScience, 2006. DOI: 10.1002/esp.1467.
- CANTALICE, J.R.B., CASSOL, E.A., REICHERT, J.M., BORGES, A.L.D., Flow hydraulics and sediment transport in rills of a sandy clay loam soil. *Revista Brasileira de Ciencia do Solo* 29 (4), 597-607. 2005.
- DUBOYS, M. P. Etudes du régime du Rhone et de l'action exercée par les eaux sur un lit á fond de graviers indéfiniment affouillable. *Ann. Ponts et Chaussées, ser. 5*, 18, 1879, pp. 141 -95.
- ELLIOT, W.J., LIEBENOW, A.M., LAFLEN, J.M., KOHL, K.D., A compendium of soil erodibility data from WEPP cropland soil field erodibility experiments 1987-1988. *NSERL Rpt. No. 3*. Ohio State University and Natural Soil Erosion Research Laboratory, Agricultural Research Service, U.S. Department of Agriculture, W. Lafayette, Indiana. 1989.
- FINKNER, S. C., M. A. NEARING, G. R. FOSTER, AND J. E. GILLEY. A simplified equation for modeling sediment transport capacity. *Trans. ASAE* 32(5): 1545- 1550. 1989.
- FOSTER, G.R., MEYER, L.D. Transport of particles by shallow flow. *Transactions of the ASAE* 15 (1), 1972, pp. 99-102.
- FOSTER, G. R., MEYER, L.D. Mathematical simulation of upland erosion using fundamental erosion mechanics. *Proc. Sediment Yield Workshop, U.S. Sedimentation Laboratory, Oxford, MI, 1975*, pp. 190-201.
- FOSTER, G.R., HUGGINS, L.F., MEYER, L.D., A laboratory study of rill hydraulics: II. Shear stress relationships. *Transactions of the ASAE* 27 (3), 797-804. 1984.
- FRANTI, F.G., LAFLEN, J.M., WATSON, D.A., Soil erodibility and critical shear under concentrated flow. *ASAE Paper* 85-2033. 1985.
- FRANTI, T.G., LAFLEN, J.M., WATSON, D.A., Predicting soil detachment from high discharge concentrated flow. *Transactions of the ASAE* 42 (2), 329-335. 1999.
- GHEBREIYESSUS, Y.T., Evaluation of concentrated flow erosion and hydraulic shear stress relationship. Ph.D. Dissertation (Dissertation Abstract 91-00197). University of Missouri, Columbia. MO. 1990.
- GIASSON, E., CASSOL, E.A., Rill erosion related to inflow rates and amounts of incorporated wheat straw in a sandy clay loam Paleudult soil. *Revista Brasileira de Ciencia do Solo* 20, 117-125. 1996.
- GILLEY, J.E., ELLIOT, W.J., LAFLEN, J.M., SIMANTON, S.R., Critical shear stress and critical flow rates for initiation of rilling. *Journal of Hydrology* 142, 251-271. 1993.

GOVERS, G. Empirical relationships for the transport formulae of overland flow. In *Erosion, Transport and Deposition Processes*, 45- 63. IAHS Pub. No. 189. Wallingford, U.K.: IAHS Press. 1990.

HANSON, G.J., An in-situ erodibility testing device. American Society of Agricultural Engineers - Canadian Society of Agricultural Engineers. Paper No. 89-2151. An ASAE/CSAE meeting presentation. 1989.

HANSON, G.J., Surface erodibility of earthen channels at high stresses. Part II-Developing an in situ testing device. *Transactions in Agriculture* 33 (1), 132-137. 1990a.

HANSON, G.J., Surface erodibility of earthen channels at high stresses part I. Open channel testing. *Transactions of the ASAE* 33 (1), 127-131. 1990b

HANSON, G.J., COOK, K.R., SIMON, A., Determining erosion resistance of cohesive materials. American Society of Civil Engineers, 1999 International Water Resources Engineering Conference, Seattle, Washington, USA. 1999.

HOLLICK, M., Towards a routine test for the assessment of the critical tractive forces of cohesive soils. *Transactions of the ASAE*. 19 (6), 1076-1081, 1976.

HUSSEIN, M.H., LAFLEN, J.M., Effects of crop canopy and residue on rill and interrill soil erosion. *Transactions of the ASAE* 25 (5), 1310-1315. 1982

JETTEN V., GOVERS G., HESSEL R., Erosion Model: quality of spatial prediction. *Hydrol. Process.* 17, 887-900. Published online in Wiley InterScience (www.interscience.wiley.com). DOI: 10.1002/hyp.1168. 2003.

KNAPEN A., POESEN J., GOVERS G., GYSSELS G., NACHTERGAELE J. Resistance of soils to concentrated flow erosion: A review. *Earth-Science Reviews* 80, 2007, pp. 75-109.

KIRKBY, M. J. Modelling water erosion processes. In Kirkby, M. J. and Morgan, R. P. C. (Eds), *Soil Erosion*, Wiley, Chichester, 1980, pp. 183-216.

KING, K.W., FLANAGAN, D.C., NORTON, L.D., LAFLEN, J.M., Rill erodibility parameters influenced by long-term management practices. *Transactions of the ASAE* 38 (1), 159-164. 1995.

KIRCHNER, J.W., DIEFRICH, W.E., ISEYA, F., IKEDA, H., The variability of critical stress, friction angle, and grain protrusion in water-worked sediment. *Sedimentology* 37, 647-672.

KNISEL, W.G., CREAMS, a field scale model for chemicals, runoff and erosion from agricultural management systems. USDA Conservation Research Report vol. 26. 1980.

KOLUVEC, P.K., TANJI K.K., TROUT T.J., Overview of soil erosion from irrigation. *J. Irrig. Drainage Engr. ASCE* 119(6):929-946.1993.

KLIK A, SAVABI MR, NORTON LD, BAUMER O. Application of WEPP hillslope model on Austria. *Proceedings of the 31st Annual Conference of the American Water Resources Association (AWRA), 'Water Management in urban areas'*. Houston, Texas: 313-322. 1995.

LAFLEN, J.M., Effect of tillage systems on concentrated flow erosion. In: Sentis, I.P. (Ed.), *Soil Conservation and Productivity*. Proceedings of the Fourth International Conference on Soil Conservation, Maracay, Venezuela. 1987.

LAFLEN, J.M., ELLIOT, W.J., SIMANTON, J.R., HOLZEY, C.S., KOHL, K.D., WEPP Soil erodibility experiments for rangeland and cropland soils. *Journal of Soil and Water Conservation* 46 (1), 39-44. 1991.

LAFLEN JM, FLANAGAN DC, ENGEL BA. Soil erosion and sediment yield prediction accuracy using WEPP. *Journal of the American Water Resources Association* 40(2): 289-297, 2004.

LAVELLE, J.W., MOFIELD, H.D. Do critical stress for incipient motion and erosion real exist? *J. Hydraul. Eng. ASCE* 113 (3), 370-386.

LEI, T.W., NEARING, M.A., HAGHIGHI, K., BRALTS, V.F., Rill erosion and morphological evolution: a simulation model. *Water Resources Research* 34 (11), 3157-3168. 1998.

LEI, T.W., ZHANG Q. W., XIA, W.S., PAN Y.H., LIU J.G., Analytic determination of soil erodibility and critical shear stress. 12<sup>th</sup> ISCO Conference. Beijing 2002.

LYLE, W.M., SMERDON, E.T., Relation of compaction and other soil properties to erosion resistance of soils. *Transactions of the ASAE* 8, 419-422. 1965.

LU, J.Y., CASSOL, E.A., MOLDENHAUER, W.C., Sediment transport relationships for sand and silt loam soils. *Transactions of the ASAE* 32, 1923-1931, 1989.

MAMO, M., BUBENZER, G.D., 2001a. Detachment rate, soil erodibility and soil strength as influenced by living plant roots part I: laboratory study. *Transactions of the ASAE* 44 (5), 1167-1174.

MAMO, M., BUBENZER, G.D., Detachment rate, soil erodibility and soil strength as influenced by living plant roots part II: field study. *Transactions of the ASAE* 44 (5), 1175-1181. 2001b.

MORRISON, J.E., RICHARDSON, C.W., LAFLEN, J.M., ELLIOTT, W.J., Rill erosion of a Vertisol with extended time since tillage. *Transactions of the ASAE* 37 (4), 1187-1196. 1994

MORGAN, R.P.C., QUINTON, J.N., SMITH R.E., GOVERS G., POESEN J. W. A., AUERSWALD K., CHISCI, G., TORRI, D., STYCZEN, M. E. The European Soil Erosion Model (EUROSEM): A dynamic approach for predicting sediment transport from fields and small catchments. *Earth Surf. Process. Landforms* 23, 1998, pp. 527-544

NEARING M.A., FOSTER G.R., LANE L.J., FINKNER S.C. A process-based soil erosion model for USDA-Water Erosion Prediction Project technology. *Transactions of the ASAE* 32(5): 1989, pp. 1587-1593.

NEARING M.A., LANE L.J., LOPES, V.L., Modeling soil erosion. In: Lal, R (Ed). *Soil erosion research methods* 2<sup>nd</sup> Ed. Soil and Water Conservation Society and St. Lucie Press, Delray Beach, FL, pp. 127-156. 1994

NEARING MA, BULYGIN SY, KOTOVA MM. Primary verification and adaptation of the WEPP model for Ukrainian conditions: problems, possible solutions, and perspectives. *Pochvovedenie* 31(1): 96-99, 1998.

NORTON, L.D., BROWN, L.C., Time-effect on water erosion for ridge tillage. *Transactions of the ASAE* 35 (2), 473-478. 1992.

RANIERI SBL, SPAROVEK G, DEMARIA IC, FLANAGAN DC. Erosion rate estimation using USLE and WEPP on a Brazilian watershed. In *Proceedings of 10th International Soil Conservation Organization Conference*. West Lafayette, IN. 1999.

O'BRIEN, M.P., RINDLAUB, B.D., The transportation of bed-load by streams. *Trans. Am. Geophys. Union* 15, 1934, pp. 593-603.

PROSSER, I.P., DIETRICH, W.E., STEVENSON, J., Flow resistance and sediment transport by concentrated overland flow in a grassland valley. *Geomorphology* 13, 73-86. 1995.

PROSSER, I.P., Thresholds of channel initiation in historical and Holocene times. *Advances in Hillslope Processes* 2, 687-708. 1996.

REICHERT, J.M., SCHÄFER, M.J., CASSOL, E.A., NORTON, L.D. Interrill and rill erosion on a tropical sandy loam soil affected by tillage and consolidation. In: Stott, D.E., Mohtar, R.H., Steinhardt, G.C. (Eds.), *Sustaining the Global Farm*. Selected papers from the 10th International Soil Conservation Organization Meeting, May 24-29, 1999, Purdue University and the USDA-ARS Soil Erosion Research Laboratory, USA. , 2001.

RIVERA, F., SOTO G., ORTIZ L., BEREZOWSKI M., Modelo numérico bidimensional de fondo móvil con cambio granulométrico. *Ingeniería Hidráulica en México*. Julio-Septiembre, 2004.

SAVABI MR, KLIK A, GRULICH K, MITCHELL JK, NEARING MA. Application of WEPP and GIS on small watersheds in USA and Austria. In *HydroGIS 96: Application of Geographic Information Systems in Hydrology and Water Resources Management, Proceedings of the Vienna Conference*, IAHS Publication 235. 1996.

SANTORO VC, AMORE E, MODICA C, NEARING MA. Application of two erosion models to a large Sicilian basin. In *Proceedings of the Third International Congress of European Society for Soil Conservation*, Valencia. 2002.

SIMONS D. B., LI R. M., FULLERTON L. Theoretically derived sediment transport equations for Pima County, Arizona. Prepared for Pima County DOT and Flood Control District, Tucson, Ariz. Ft Collins, Colo.: Simons, Li y Assoc, 1981.

SHAINBERG, I., LAFLEN, J.M., BRADFORD, J.M., NORTON, L.D., Hydraulic flow and water quality characteristics in rill erosion. *Soil Science Society of America Journal* 58, 1007-1012. 1994.

SHAINBERG, I., GOLDSTEIN, D., LEVY, G.J., Rill erosion dependence on soil water content, aging, and temperature. *Soil Science Society of America Journal* 60 (3), 916-922. 1996.

SHERIDAN, G.J., SO, H.B., LOCH, R.J., POCKNEE, C., WALKER, C.M., Use of laboratory-scale rill and interrill erodibility measurements for the prediction of hillslope-scale erosion on rehabilitated coal mine soils and overburdens. *Australian Journal of Soil Research* 38, 285-297. 2000a.

SHERIDAN, G.J., SO, H.B., LOCH, R.J., WALKER, C.M., Estimation of erosion model erodibility parameters from media properties. *Australian Journal of Soil Research* 38 (2), 256-284. 2000b.

SHIELDS, A., Anwendung der ähnlichkeitsmechanik und der turbulenzforschung auf die geschiebebewegung Mitteilunggen der Preussischen Versuchsanstalt fur Wasserbau und Schiffbau. N° 26, Berlin Gernay (Ott, WP., Uchelon, JUC., Trans., California Institute of Tecnology, Pasadena, CA), 1936

SMERDON, E.T., Effect of rainfall on critical tractive forces in channels with shallow flow. *Transactions of the ASAE*, Paper No. 63-700. 1964.

SMERDON, E.T., BEASLEY, R.P The tractive force theory applied to stability of open channels in cohesive soils. *Agricultural Experiment Station University of Missouri Research Bulletin* 715, 1959.

TROUT, T.J. Erosion and sedimentation processes on irrigated fields. *J. of Irrig. And Drain. Engr. ASCE* 119(6): 947-963, 1993

TROUT, T.J. Furrow erosion and sedimentation: on field distribution. *Trans. ASAE*. 39(5): 1717-1723. 1996

TROUT, T.J. Sediment transport in irrigation furrows. In *Sustaining the Global Farm: Selected Papers from the 10<sup>th</sup> Intl. Soil Conservation Organization Meeting*, 710-716. D. E. Stott, R. H. Mohtar, and G. C. Steinhardt, eds. West Lafayette, Ind.: Purdue University and USDA-ARS National Soil Erosion Research Laboratory, 1999.

VAN KLAVEREN, R.W., MCCOOL, D.K., Erodibility and critical shear of a previously frozen soil. *Transactions of the ASAE* 41 (5), 1315-1321. 1998.

VANONI, V.A. BENEDICT, P.C., BONDURANT, D.C., MCKEE, J.E., PIEST, R.F., SMALLSHAW, J., Sediment transportation mechanics: initiation of motion, progress report. Task Committee on Preparation of the sedimentation Manual. *J. Hydraul. Div., ASCE* 92, 291-314. 1966.

WEST, L.T., MILLER, W.P., BRUCE, R.R., LANGDALE, G.W., LAFLEN, J.M., THOMAS, A.W., Cropping system and consolidation effects on rill erosion in the Georgia Piedmont. *Soil Science Society of America Journal* 56, 1238–1243, 1992.

WICKS, J.M., BATHURST, J.C., SHESED: A physically-based, distributed erosion and sediment yield component for the SHE. hydrological modelling system. *Journal of Hydrology* 175, 1996. pp 213–238.

WOOLHISER D.A. Hydrologic and watershed modeling – state of the art. *Transactions of the ASAE* 16(3), 1973, pp. 553–559.

WOOLHISER D.A., SMITH R.E., GOODRICH D.C. KINEROS, a Kinematic Runoff and Erosion Model: Documentation and User Manual, ARS- 77. 1990. USDA–ARS.

WILCOCK, P.R. Methods for estimating the critical shear stress of individual fractions in mixed size sediment. *Water Resources Research*, 24, 1127–1135.

YANG, C. T. Unit stream power equations for total load. *Journal of Hydrology*, 40, 1979, pp 123–138.

YAN, L.J., YU, X.X., LEI, T.W., ZHANG Q.W., QU L.Q. Effects of transport capacity and erodibility on rill erosion processes: A model study using the finite element method. *Geoderma* 146: 628–633, 2008.

ZELEKE G. Application and adaptation of WEPP to the traditional farming system of the Ethiopian highlands. In *Proceedings of 10th International Soil Conservation Organization Conference*, West Lafayette, IN. 1999.

ZHANG XC, NEARING MA, RISSE LM, MCGREGOR KC. Evaluation of runoff and soil loss predictions using natural runoff plot data. *Transactions of the ASAE* 39(3): 855–863, 1996.

ZHU, J.C., GANTZER, C.J., PEYTON, R.L., ALBERTS, E.E., ANDERSON, S.H., Simulated small-channel bed scour and head cut erosion rates compared. *Soil Science Society of America Journal* 59 (1), 211–218. 1995.

ZHU, J.C., GANTZER, C.J., ANDERSON, S.H., PEYTON, R.L., ALBERTS, E.E., Comparison of concentrated flow-detachment equations for low shear stress. *Soil and Tillage Research* 61, 203–212. 2001.