Dimensionamiento de revestimientos con enrocados para protección de ríos contra procesos de erosión

Sizing riprap revetments for rivers protection against erosion processes

Pedro A. Basile [(1)] **y Gerardo A. Riccardi** [(2)]

[(1)] Universidad Nacional de Rosario, Facultad de Ciencias Exactas, Ingeniería y Agrimensura, Centro Universitario Rosario de Investigaciones Hidroambientales - Escuela de Ingeniería Civil, Departamento de Hidráulica. Rosario, Argentina.
e-mail: pbasile@fceia.unr.edu.ar. ORCID: https://orcid.org/0000-0001-8826-0621
[(2)] Universidad Nacional de Rosario, Facultad de Ciencias Exactas, Ingeniería y Agrimensura, Centro Universitario Rosario de Investigaciones Hidroambientales - Escuela de Ingeniería Civil, Departamento de Hidráulica. Consejo de Investigaciones de la Universidad Nacional de Rosario. Rosario, Argentina.
e-mail: riccardi@fceia.unr.edu.ar. ORCID: https://orcid.org/0000-0002-9294-3166

RESUMEN

Se presenta el desarrollo de un método para dimensionamiento de revestimientos con enrocados, para contrarrestar procesos de erosión en ríos. El método propuesto se basa en el criterio de tensión de corte adimensional de Shields y permite determinar simultáneamente el diámetro d_{50} del enrocado y la distribución granulométrica del mismo. El método fue aplicado y comparado con los métodos de Escarameia y May (1992), Pilarczyk (1995) y Maynord (1995); utilizando datos de 33 experimentos realizados en un canal de laboratorio (Escarameia y May, 1992). La relación entre d_{50} calculado con el método propuesto y el d_{50} observado en los experimentos varía entre 0.7 y 1.3 para el 79 % del total de pruebas experimentales seleccionadas. Asimismo, con los métodos de Pilarczyk y Maynord, para el mismo rango de variación de la relación de d_{50}, dicho porcentaje disminuye a 64 % y 61 % respectivamente. Además, con el método de Escarameia y May, la relación entre d_{50} calculado y d_{50} observado está entre 1 y 2.5 para el 100 % de los experimentos seleccionados. El método propuesto fue también utilizado para dimensionar el enrocado en una situación de diseño hipotética y para proteger un Dolphin de amarre en el río Paraná.

Palabras Claves: Dimensionamiento de Enrocados, Protección contra Erosión, Ríos.

ABSTRACT

The development of a method for sizing riprap revetments to counteract erosion processes in rivers is presented. The proposed method is based on Shields' dimensionless shear stress criterion, and allows for the simultaneous determination of the riprap diameter (d_{50}) and its particle size distribution. The method was applied and compared with the methods of Escarameia and May (1992), Pilarczyk (1995) and Maynord (1995); using data of 33 experiments in a laboratory flume (Escarameia y May, 1992). The ratio between the d_{50} calculated with the proposed method and the d_{50} observed in the experiments ranges from 0.7 to 1.3 for 79 % of the selected tests. Similarly, with the Pilarczyk and Maynord methods, for the same range of variation in the d_{50} ratio, this percentage decreases to 64 % and 61 %, respectively. Moreover, with the method of Escarameia and May, the ratio between calculated and observed d_{50} ranges from 1 to 2.5 for 100 % of the selected experiments. The proposed method was also applied to sizing riprap in a hypothetical design situation and to protect a mooring Dolphin in the Paraná River.

Keywords: Riprap Sizing, Protection against Erosion, Rivers.

INTRODUCCIÓN

Los revestimientos flexibles o rígidos constituyen medidas de protección directas para contrarrestar los procesos de erosión de las márgenes y/o los lechos de ríos. Los revestimientos flexibles incluyen enrocados, enrocados parcialmente inyectados, colchonetas, gaviones, mantas de bloques de hormigón adheridos a geotextil, bloques de hormigón articulados prefabricados, etcétera (Melville et al., 2008; Lagasse et al., 2009a, 2009b).

Los enrocados se materializan con sedimentos naturales provenientes del lecho de ríos o eventualmente de canteras de producción y se instalan en una capa de varias partículas de espesor. Son revestimientos versátiles, pueden instalarse con facilidad, especificarse para determinadas condiciones de flujo de diseño y adaptarse a las eventuales deformaciones locales sin que la instalación del revestimiento se vea completamente afectada (Stevens y Simons, 1971; Wang y Shen, 1985; Richardson y Davis, 1995; May et al., 2002; Lagasse et al., 2006).

Por otra parte, los gaviones y colchonetas, los bloques de hormigón articulados, etc.; en comparación con los enrocados, presentan un menor grado de adaptación a deformaciones. Por el contrario, los revestimientos rígidos, materializados por ejemplo con losas de hormigón armado, no se adaptan a las eventuales deformaciones de la zona a proteger, pueden ser socavados y finalmente destruidos por las pulsaciones turbulentas del flujo (May et al., 2002).

Existen diversas fórmulas para el dimensionamiento de enrocados para protección contra la erosión local en pilas y en estribos de puentes (Pagán-Ortiz, 1991; Breusers y Raudkivi, 1991; Lauchlan et al., 2000; Melville et al., 2008; Lagasse et al., 2006; Lagasse et al., 2009a, 2009b). Asimismo, se han realizado estudios para analizar la estabilidad de taludes de enrocado en diques longitudinales, espigones, presas, etc., ante flujos de desborde (Abt y Johnson, 1991; Oswalt et al., 1994; Mishra,1998).

Escarameia y May (1992) realizaron experimentos de laboratorio con diferentes revestimientos flexibles: enrocados, bloques sueltos de hormigón, mantas de bloques de hormigón atados o articulados y colchonetas tipo reno; y propusieron una fórmula general para el dimensionamiento de las protecciones. En el mismo sentido, Pilarczyk (1995) propuso una fórmula unificada para el dimensionamiento de distintos tipos de protecciones flexibles: enrocados, bloques sueltos de hormigón, mantas de bloques de hormigón adheridos a geotextil o atados, colchonetas y gaviones, contra la erosión del lecho o de las márgenes.

Los métodos de Escarameia y May (1992) y Pilarczyk (1995) admiten la representación de condiciones de turbulencia iguales o mayores que las normales, por lo cual, pueden ser aplicados en casos de diseño de protecciones de pilas y estribos de puentes, puntas de espigones, aguas abajo de estructuras de control de flujo, etc. Por otra parte, Maynord (1993, 1995) desarrolló una fórmula para el dimensionamiento de protecciones del lecho y márgenes con enrocados, la cual no contempla, explícitamente a través de un coeficiente específico, turbulencia mayor que la normal en ríos.

Con los métodos mencionados precedentemente, se puede determinar el tamaño característico de la protección, que en el caso de enrocados puede ser el diámetro nominal cubo equivalente, por ejemplo, el d_{n50} (Escarameia y May, 1992; Pilarczyk, 1995) o esfera equivalente d_{s30} (Maynord, 1995), pero no permiten determinar la distribución granulométrica del material. En la metodología de cálculo descripta en Lagasse et al. (2006), con el método de Maynord (1995) se determina el diámetro d_{s30} y luego, en función de dicho valor, se calcula el d_{50} del enrocado y se especifica la distribución granulométrica, la cual puede variar entre una composición granulométrica mínima y una máxima. Es decir, la distribución granulométrica se especifica a posteriori del cálculo del d_{50} de la protección.

Wittler y Abt (1990) investigaron la influencia de la granulometría del material en la estabilidad de enrocados de protección de terraplenes con flujos de desborde. En general, el enrocado con granulometría uniforme presenta mayor estabilidad, pero falla repentinamente; mientras que, el enrocado con una distribución granulométrica adecuada resiste la falla repentina a medida que los huecos se rellenan con material más pequeño proveniente de aguas arriba; este proceso se conoce como "auto-curación" (Lagasse et al., 2006). Otros estudios de estabilidad ante flujos de desborde han analizado el efecto de la gradación del material de enrocado y la influencia de la redondez de los clastos que conforman el enrocado (Oswalt et al., 1994; Mishra, 1998).

OBJETIVO

El objetivo de este trabajo es desarrollar y aplicar un método para el dimensionamiento de revestimientos con enrocados, que permita determinar simultáneamente el diámetro d_{50} y la distribución granulométrica del material.

FORMULACIÓN DEL MÉTODO

Planteando la igualdad entre la tensión de corte adimensional aplicada τ_{*50} (parámetro de Shields o solicitación hidrodinámica) y la tensión de corte adimensional crítica para movimiento incipiente τ_{*c50} (parámetro de Shields crítico que resiste la solicitación), se obtiene:

$$\frac{(K_t U)^2}{C^2 (s-1) d_{50}} = \tau_{*c50} \tag{1}$$

donde U es la velocidad de diseño media en la vertical (m/s), la cual ha sido aumentada debido a turbulencia mayor que la normal, multiplicándola por un factor de turbulencia K_t; C es el coeficiente de Chezy ($m^{1/2}/s$); $s = \rho_s/\rho$ es la gravedad específica del enrocado, siendo ρ la densidad del agua (kg/m^3) y ρ_s la densidad de la piedra del enrocado (kg/m^3); d_{50} es el diámetro del enrocado para el cuál el 50 % es más fino (m); τ_{*c50} es la tensión de corte adimensional crítica asociada al d_{50}.

En el miembro derecho de la ecuación (1), la tensión de corte adimensional crítica asociada al d_{50}, determinada a partir de la curva de Shields (1936a, 1936b), debe ser corregida, introduciendo diversos factores, para contemplar los efectos de: i) Pendiente longitudinal del lecho (K_α), ii) Pendiente transversal del lecho (K_β) y iii) Gradación granulométrica del enrocado (K_g).

Por otra parte, dado que el planteo ha sido realizado en el límite del movimiento incipiente, es necesario incorporar un factor de seguridad (F_s = 1.2 – 1.5) en el miembro izquierdo de la ecuación (1). De esta manera, la ecuación (1) queda expresada como:

$$\frac{F_s\, U^2}{C^2 (s-1) d_{50}} = \frac{K_\alpha K_\beta K_g}{K_t^2}\, \tau_{*c50} \tag{2}$$

Es necesario señalar que, aumentar la velocidad de flujo debido a turbulencia mayor que la normal mediante el factor de turbulencia K_t, tal cual lo especificado en la ecuación (1); es análogo a disminuir la tensión de corte adimensional crítica mediante el factor de turbulencia al cuadrado K_t^2, como se observa en la ecuación (2).

Tensión de corte adimensional crítica τ_{*c50}

La curva de Shields envolvente, parametrizada en función del diámetro adimensional D_{*50} se expresa mediante (Basile, 2018):

$$\tau_{*c50} = 0.14\, D_{*50}^{-0.9} + 0.029\, EXP(-18\, D_{*50}^{-0.9}) \tag{3}$$

$$D_{*50} = d_{50} \left[\frac{(s-1) g}{\nu^2} \right]^{1/3} \tag{4}$$

donde g es la aceleración de la gravedad (m/s^2), ν es la viscosidad cinemática del agua (m^2/s) y las demás variables ya fueron definidas.

En la Figura 1 se representa la ecuación (3) en el sistema de ejes D_{*50} y τ_{*50}, conjuntamente con los datos experimentales. Se observa que, la misma representa la envolvente del conjunto de datos experimentales, obtenidos a partir de los distintos criterios utilizados para definir la condición de movimiento incipiente.

La ecuación (3) determina que, para D_{*50} = 700 ($d_{50} \approx 28$ mm), la tensión de corte adimensional crítica es τ_{*c50} = 0.028 y tiende a τ_{*c50} = 0.029 a medida que se incrementan los valores de D_{*50}, tal como se observa en la Figura 1.

Dado que, en las protecciones con enrocados generalmente se utilizan diámetros mucho mayores que los 28 mm correspondientes a una grava gruesa, el flujo turbulento se desarrolla con contorno hidráulicamente rugoso sobre la protección, por lo cual, puede adoptarse el valor constante de τ_{*c50} = 0.029. Nada impide, de todos modos, utilizar la ecuación (3) en el miembro derecho de la ecuación (2), solo que, en tal caso, se deberá realizar un proceso iterativo para resolver el problema en la incógnita d_{50}. Sin embargo, a los efectos prácticos, adoptar el valor constante τ_{*c50} = 0.029 simplifica el problema sin introducir un error significativo.

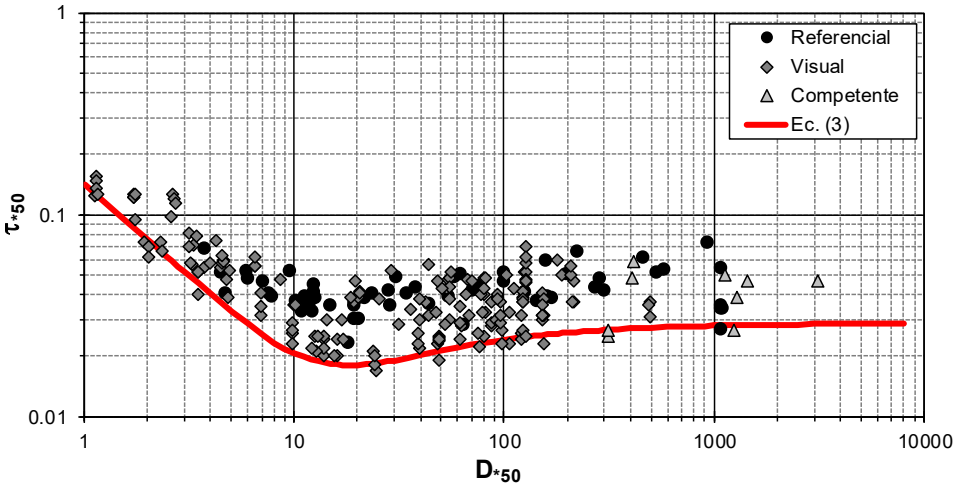


Figura 1. Curva de Shields envolvente y datos experimentales (Basile, 2018).

Factor de pendiente longitudinal K_α

Todos los datos reportados en las experimentaciones realizadas para determinar la curva de Shields han sido obtenidos para pendientes del lecho menores que 1 % (Basile, 2018). Por lo tanto, para un enrocado emplazado sobre un fondo con pendiente elevada, el valor de τ_{*c50} dado por Shields debe ser reducido. Si el fondo es horizontal, el esquema de fuerzas actuantes en un clasto del enrocado se representa en la Figura 2.

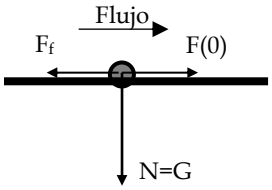


Figura 2. Fuerzas actuantes en un clasto del enrocado sobre un fondo horizontal.

En tal caso es válida la siguiente ecuación de equilibrio:

$$F(0) = N\,\mu_s = G\,tg\,\varphi \qquad (5)$$

donde μ_s es el coeficiente de fricción estática de Coulomb, φ es el ángulo de reposo del enrocado y G es el peso del clasto.

Para un clasto del enrocado ubicado sobre un fondo inclinado un ángulo α en la dirección del flujo, el esquema de fuerzas actuantes se representa en la Figura 3.

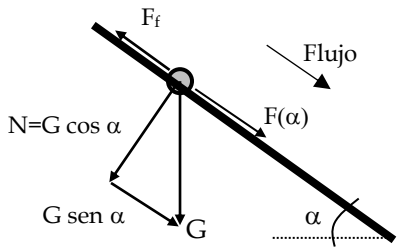


Figura 3. Fuerzas actuantes en un clasto del enrocado sobre un fondo inclinado un ángulo α.

En este caso la condición de estabilidad se expresa como:

$$F(\alpha) + G\,sen\,\alpha = N\,\mu_s = G\,\cos\alpha\;\;tg\varphi \qquad (6)$$

despejando F(α) de la ecuación (6):

$$F(\alpha) = G\cos\alpha\ tg\varphi - G\ sen\alpha \tag{7}$$

dividiendo (7) por (5):

$$K_\alpha = \frac{F(\alpha)}{F(0)} = \frac{G\cos\alpha\ tg\varphi - G\ sen\alpha}{G\ tg\varphi} = \frac{\cos\alpha\ sen\varphi - sen\alpha\ \cos\varphi}{sen\varphi} \tag{8}$$

Es decir:

$$K_\alpha = \frac{sen(\varphi - \alpha)}{sen\varphi} \tag{9}$$

El ángulo de reposo para enrocados con clastos bien redondeados es: φ = 40º y para clastos angulares: φ = 42º.

A un enrocado con clastos bien redondeados y considerando una pendiente de fondo S_b = 1 %, el factor de reducción es: K_α = 0.99 y, si se considera pendiente de fondo S_b = 4 % le corresponde K_α = 0.95. Por lo tanto, tal factor tiene una cierta influencia solo en cauces con pendientes longitudinales elevadas, es decir, mucho mayores que 1 %.

Factor de pendiente transversal K_β

Para un enrocado ubicado sobre la margen del río o también sobre un talud sumergido del lecho (bastante común en el caso de protecciones de dolphins de amarre, muelles de atraque, estribos de puentes, etc.), el esquema de fuerzas actuantes se representa en la Figura 4.

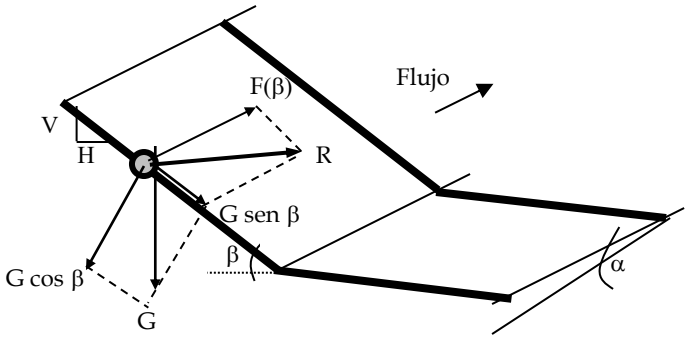


Figura 4. Fuerzas actuantes en un clasto del enrocado sobre un talud inclinado un ángulo β.

La condición de estabilidad es:

$$R = \sqrt{F(\beta)^2 + G^2\ sen^2\beta} = G\cos\beta\ tg\varphi \tag{10}$$

despejando F(β) de la ecuación (10):

$$F(\beta) = \sqrt{G^2\cos^2\beta\ tg^2\varphi - G^2\ sen^2\beta} \tag{11}$$

dividiendo la ecuación (11) por la ecuación (5):

$$K_\beta = \frac{F(\beta)}{F(0)} = \sqrt{\frac{\cos^2\beta\ tg^2\varphi - sen^2\beta}{tg^2\varphi}} \tag{12}$$

Operando se obtiene:

$$K_\beta = \cos\beta\sqrt{1 - \frac{tg^2\beta}{tg^2\varphi}} \tag{13}$$

Para un enrocado con clastos bien redondeados ($\varphi = 40º$), ubicado en un talud 1V:2H ($tg\ \beta = 0.5$), el factor de reducción es $K_\beta = 0.718$. Es decir, la reducción de la tensión de corte adimensional crítica adquiere cierta relevancia.

Factor de gradación granulométrica K_g

Los valores de tensión de corte adimensional crítica que brinda la curva de Shields son válidos para sedimentos uniformes. En una distribución granulométrica de enrocados no uniformes, los diámetros más gruesos que cierto diámetro de referencia se encuentran más expuestos a la solicitación hidrodinámica, razón por la cual, su movilidad aumenta respecto a la movilidad que tendrían si la distribución fuera uniforme (todos los clastos de igual diámetro).

El aumento de movilidad puede simularse introduciendo un coeficiente de exposición que disminuya la tensión de corte adimensional crítica asociada a su diámetro absoluto. En este sentido, el factor de gradación granulométrica propuesto se expresa como:

$$K_g = \left(\frac{d_{85}}{\sqrt{d_{85}\, d_{15}}} \right)^{-b} \tag{14}$$

Donde d_{85} y d_{15} son los diámetros del enrocado para los cuales el 85 % y 15 % son más finos respectivamente y b es un exponente que puede variar entre 0.8 y 1.

El denominador de la ecuación (14) es aproximadamente el diámetro medio geométrico (d_g) de una distribución log-normal en d. Por lo tanto, la ecuación (14) representa un coeficiente de exposición global para todos los diámetros mayores que d_g. Por otra parte, operando algebraicamente, la ecuación (14) puede expresarse como:

$$K_g = \left(\frac{d_{85}}{d_{15}} \right)^{-b/2} \tag{15}$$

Para b = 1, la ecuación (15) es igual aproximadamente a la inversa del desvío estándar geométrico de la distribución granulométrica del enrocado.

Para calcular K_g es necesario diseñar a priori cual será la distribución granulométrica del enrocado, en particular, la relación d_{85}/d_{15}. A tales efectos, pueden considerarse las diez clases de distribuciones granulométricas propuestas por Lagasse et al. (2006), las cuales se presentan en la Tabla 1 y en la Figura 5. El diámetro d en la Tabla 1 está representado por la longitud b intermedia que surge de las dimensiones triaxiales de cada clasto.

Tabla 1. Distribuciones granulométricas para enrocados (Lagasse et al., 2006).

		d_{15} (m)		d_{50} (m)		d_{85} (m)		d_{100} (m)
Clase	d_{50} (m)	Mín.	Máx.	Mín.	Máx.	Mín.	Máx.	Máx.
I	0.15	0.094	0.132	0.145	0.175	0.198	0.234	0.305
II	0.23	0.140	0.198	0.216	0.267	0.292	0.356	0.457
III	0.30	0.185	0.267	0.292	0.356	0.394	0.470	0.610
IV	0.38	0.234	0.330	0.368	0.445	0.495	0.584	0.762
V	0.46	0.279	0.394	0.432	0.521	0.597	0.699	0.914
VI	0.53	0.330	0.470	0.508	0.610	0.699	0.826	1.067
VII	0.61	0.368	0.533	0.584	0.699	0.787	0.940	1.219
VIII	0.76	0.470	0.660	0.724	0.876	0.991	1.168	1.524
IX	0.91	0.559	0.800	0.864	1.054	1.194	1.410	1.829
X	1.07	0.648	0.927	1.016	1.232	1.384	1.638	2.134

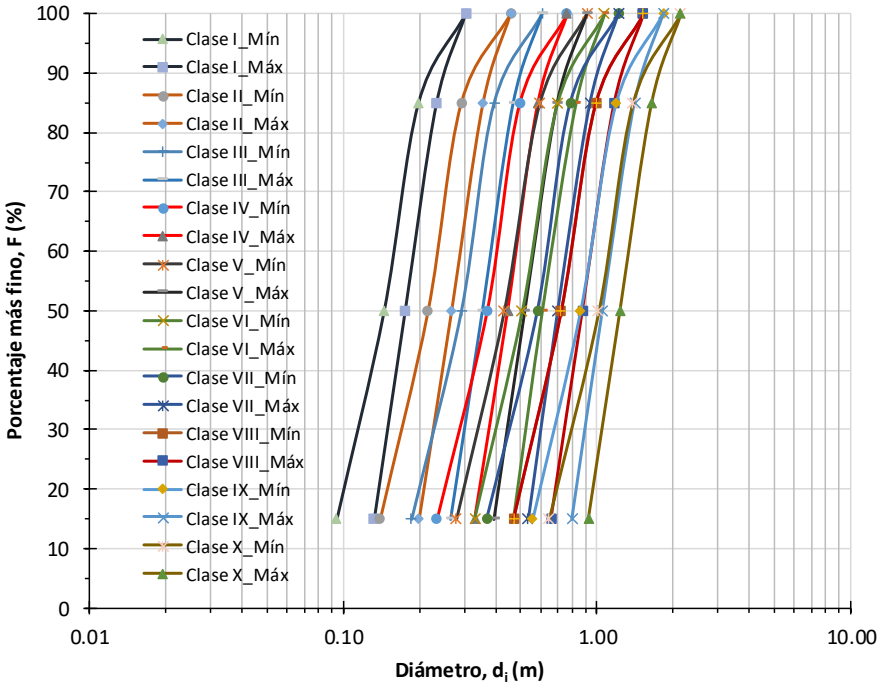


Figura 5. Curvas granulométricas para enrocados (Lagasse et al., 2006).

En la metodología de cálculo descripta en Lagasse et al. (2006), con el método de Maynord (1995) se determina el d_{50} del enrocado y luego se selecciona el valor más próximo al d_{50} de la segunda columna de Tabla 1 (redondeado por exceso) y se especifica la distribución que corresponde, la cual puede variar entre una composición granulométrica mínima y una máxima. Es decir, la granulometría se especifica a posteriori del cálculo de d_{50}.

En el método propuesto en este estudio, la determinación del d_{50} del enrocado se realiza simultáneamente con el diseño a priori de la distribución granulométrica del enrocado. A tales fines, las 10 Clases de curvas granulométricas para composiciones mínimas y máximas presentadas en la Tabla 1 (20 en total), fueron adimensionalizadas (ver Tabla 2) utilizando el d_{50} correspondiente a cada distribución.

Tabla 2. Distribuciones granulométricas adimensionales para enrocados.

	d_{15}/d_{50}		d_{50}/d_{50}		d_{85}/d_{50}		d_{100}/d_{50}	
Clase	Mín.	Máx.	Mín.	Máx.	Mín.	Máx.	Mín.	Máx.
I	0.65	0.75	1	1	1.37	1.33	2.11	1.74
II	0.65	0.74	1	1	1.35	1.33	2.12	1.71
III	0.63	0.75	1	1	1.35	1.32	2.09	1.71
IV	0.63	0.74	1	1	1.34	1.31	2.07	1.71
V	0.65	0.76	1	1	1.38	1.34	2.12	1.76
VI	0.65	0.77	1	1	1.38	1.35	2.10	1.75
VII	0.63	0.76	1	1	1.35	1.35	2.09	1.75
VIII	0.65	0.75	1	1	1.37	1.33	2.11	1.74
IX	0.65	0.76	1	1	1.38	1.34	2.12	1.73
X	0.64	0.75	1	1	1.36	1.33	2.10	1.73
Media	**0.64**	**0.75**	**1**	**1**	**1.36**	**1.33**	**2.10**	**1.73**

De esta manera, como se observa en la Figura 6, las 10 Clases para composiciones mínimas colapsan todas aproximadamente en una sola curva adimensional y lo mismo sucede con las 10 Clases para composiciones máximas. Por lo cual, razonablemente puede adoptarse una curva adimensional media representativa para los dos casos.

Dado que las distribuciones granulométricas de Figura 5 no están completas en la cola inferior, en la Figura 6 se incluye la relación d_0/d_{50} para el cierre de las distribuciones medias de mínima y máximo, espejando las relaciones de las colas superiores: (d_0/d_{50}) mín. = 1/2.1 = 0.48 y (d_0/d_{50}) máx. = 1/1.73 = 0.58.

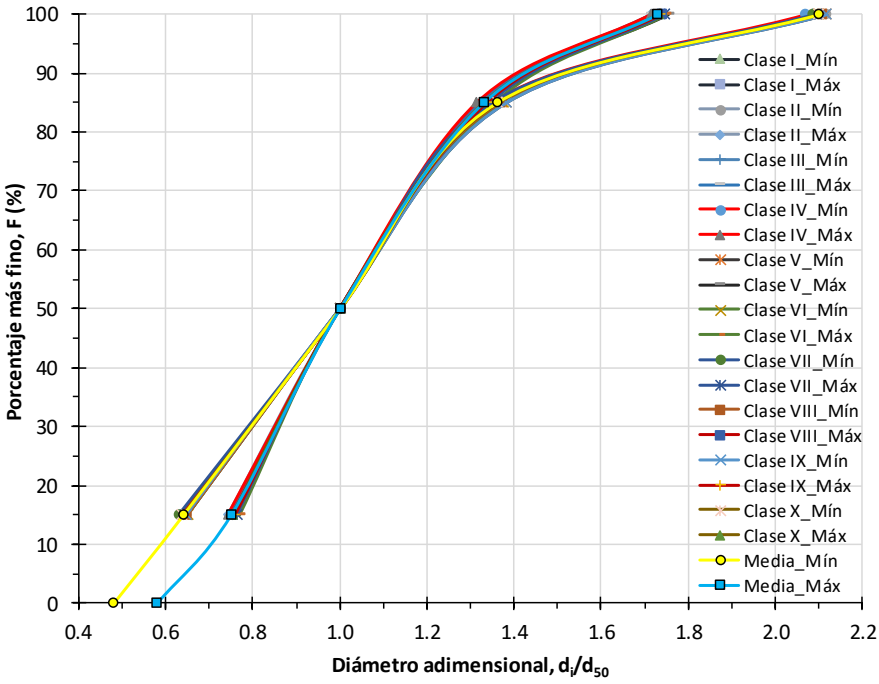


Figura 6. Curvas granulométricas adimensionales para enrocados.

En la Tabla 3 se sintetizan las características de las curvas granulométricas (CG) medias adimensionales para composiciones de mínima y máxima.

Tabla 3. Curvas Granulométricas medias adimensionales para composiciones mínimas y máximas.

d_0 / d_{50}		d_{15} / d_{50}		d_{85} / d_{50}		d_{100} / d_{50}	
Min.	Máx.	Min.	Máx.	Min.	Máx.	Min.	Máx.
0.48	0.58	0.64	0.75	1.36	1.33	2.10	1.73

En el presente método la CG adimensional de diseño se especifica a partir de los valores de Tabla 3. En particular, especificando las relaciones d_{15}/d_{50} y d_{85}/d_{50}, queda definida la relación d_{85}/d_{15}, que interviene en el cálculo del factor de gradación granulométrica. Por ejemplo, adoptando para la Curva Granulométrica Adimensional de Diseño: $d_{15}/d_{50} = 0.69$ y $d_{85}/d_{50} = 1.34$, se obtiene: $d_{85}/d_{15} = 1.94$. Si el exponente b de la ecuación (15) se adopta igual a 1, entonces el factor de gradación es: $K_g = 0.718$.

Además, la relación d_{85}/d_{50} interviene en la determinación del factor de turbulencia, vía el coeficiente de Chezy asociado a la intensidad de turbulencia relativa cerca del lecho r_u (z/h = 0.1), como se describe en el próximo apartado.

Factor de turbulencia K_t

Los valores de tensión de corte adimensional crítica, proporcionados por Shields, se corresponden con condiciones de turbulencia normal cerca del lecho, es decir, para intensidad de turbulencia relativa del orden de 0.1 en z/h = 0.1, donde z es la coordenada vertical (m) y h es la profundidad de flujo (m).

La intensidad de turbulencia para la componente de velocidad u en dirección del flujo principal x, puede caracterizarse mediante el valor r.m.c. (raíz media cuadrática) de las pulsaciones turbulentas (desvío estándar):

$$\sigma_u = \sqrt{\overline{u'^2}} \qquad (16)$$

donde u' = u – ũ, siendo u la velocidad instantánea en la dirección x y ũ la correspondiente velocidad media temporal (integrada en el período de la turbulencia).

La distribución de intensidad de turbulencia en la vertical, válida en el entorno $0.1 < z/h < 0.6$, se expresa como (Nezu, 1977):

$$\sigma_u(z) = D_u\, u_* \, e^{-\lambda_u (z/h)} \tag{17}$$

donde $D_u = 2.3$, $\lambda_u = 1$ (Nezu, 1977); $D_u = 2.26$, $\lambda_u = 0.88$ (Nezu y Rodi, 1986); $D_u = 2.04$, $\lambda_u = 0.97$ (Kironoto y Graf, 1994); $D_u = 2.07$, $\lambda_u = 0.95$ (Dey y Raikar, 2007) y u_* es la velocidad de corte (m/s).

La distribución de intensidad de turbulencia relativa en la vertical $r_u(z)$, puede obtenerse normalizando $\sigma_u(z)$ con la velocidad $\bar{u}(z)$:

$$r_u(z) = \frac{\sigma_u(z)}{\bar{u}(z)} \tag{18}$$

La $\bar{u}(z)$ puede ser expresada a través de una ecuación de tipo potencial, en función de la velocidad media en vertical U (Basile, 2018):

$$\frac{\bar{u}(z)}{U} = (m+1)\left(\frac{z}{h}\right)^m \tag{19}$$

Por lo tanto, reemplazando (17) y (19) en (18), la distribución de intensidad de turbulencia relativa en la vertical queda expresada mediante:

$$r_u(z) = \frac{D_u}{(m+1)}\frac{u_*}{U}\frac{e^{-\lambda_u (z/h)}}{(z/h)^m} \tag{20}$$

Para el dimensionamiento de protecciones del cauce contra erosión, la intensidad de turbulencia relativa es importante cuando su valor cerca del lecho (en $z/h \approx 0.1$) se incrementa por encima de los valores normales de r_u entorno a $r_u \approx 0.10\text{-}0.12$ (Escarameia y May, 1992).

En la Figura 7 se presentan algunas mediciones experimentales de Escarameia y May (1992), conjuntamente con las distribuciones de intensidad de turbulencia en la vertical calculadas utilizando la ecuación (20) y considerando m = 1/6 (Manning).

Se observa que la distribución $r_u(z)$, con los parámetros de Kironoto y Graf (1994), reproduce medianamente bien los valores de r_u observados cerca del lecho en $z/h = 0.1$.

Por lo tanto, adoptando en la ecuación (20) los parámetros de Kironoto y Graf (1994): $D_u = 2.04$, $\lambda_u = 0.97$, especificando m = 1/6 (Manning) y considerando que $U/u_* = C/g^{0.5}$; para $z/h = 0.1$ se obtiene:

$$r_u = 2.33\frac{\sqrt{g}}{C} \tag{21}$$

donde el coeficiente de Chezy, C ($m^{1/2}/s$), de acuerdo al perfil potencial de distribución de velocidad en vertical, se expresa como:

$$C = \xi\sqrt{g}\left(\frac{h}{k_s}\right)^m \tag{22}$$

con h: profundidad de flujo (m); k_s: altura de rugosidad equivalente de Nikuradse (m): $k_s = n\, d_{85}$, con n = 1-3; exponente m = 1/6 y coeficiente ξ: 7.7 – 8.3.

En la Figura 8 se presenta la relación entre los valores de C calculados con la (22) y los r_u observados en los experimentos de Escarameia y May (1992). Se observa que el 79 % de los valores de C calculados se encuentran comprendidos entre 0.7 y 1.3 veces los C observados en los experimentos. Para el cálculo de C con (22) se adoptó $\xi = 8.3$, m = 1/6 y $k_s = d_{85}$ (dato del sedimento empleado en los experimentos, el cual varió entre 5.6 mm y 14.3 mm).

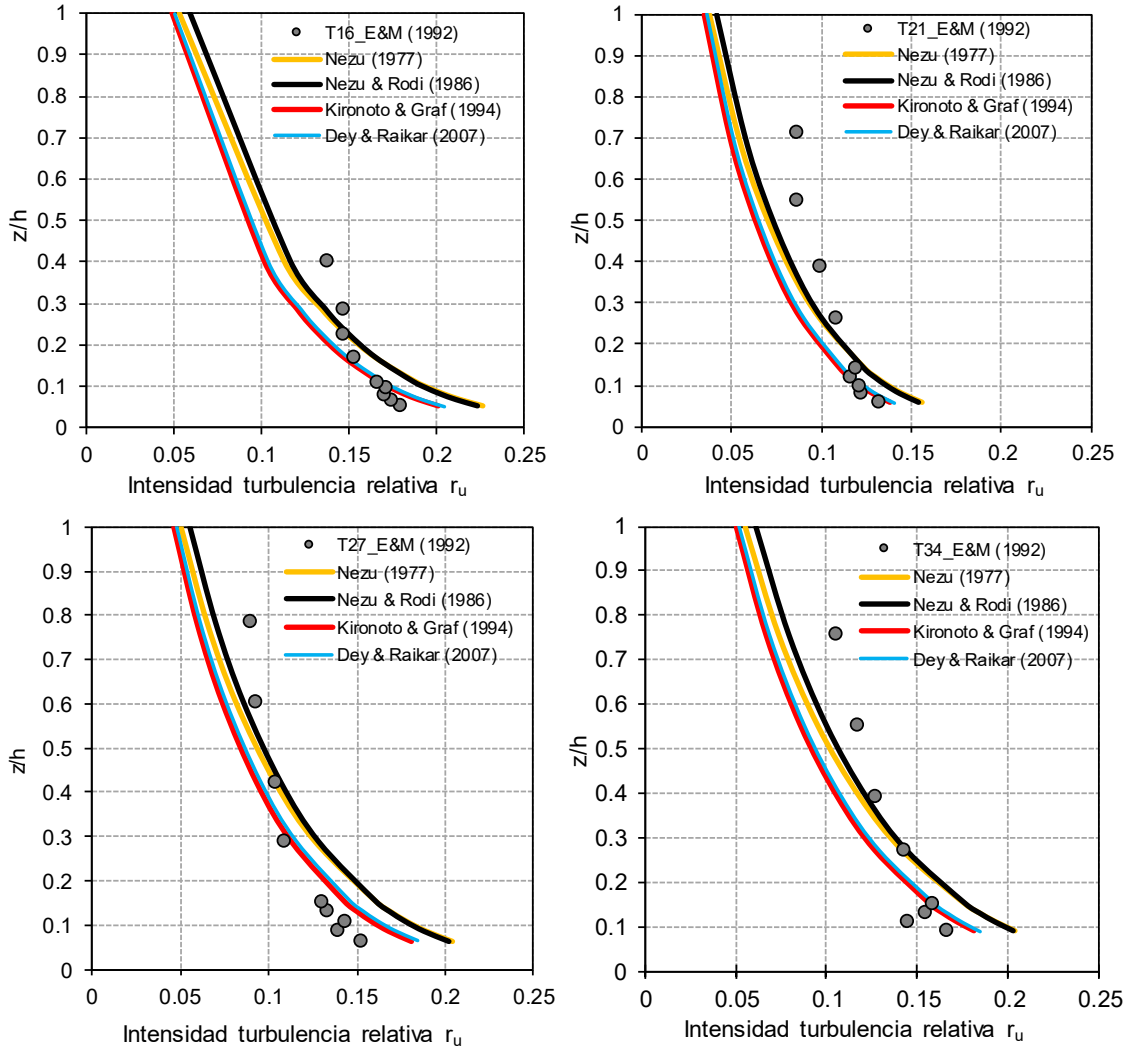


Figura 7. Distribuciones de intensidad de turbulencia relativa en vertical calculadas y datos experimentales.

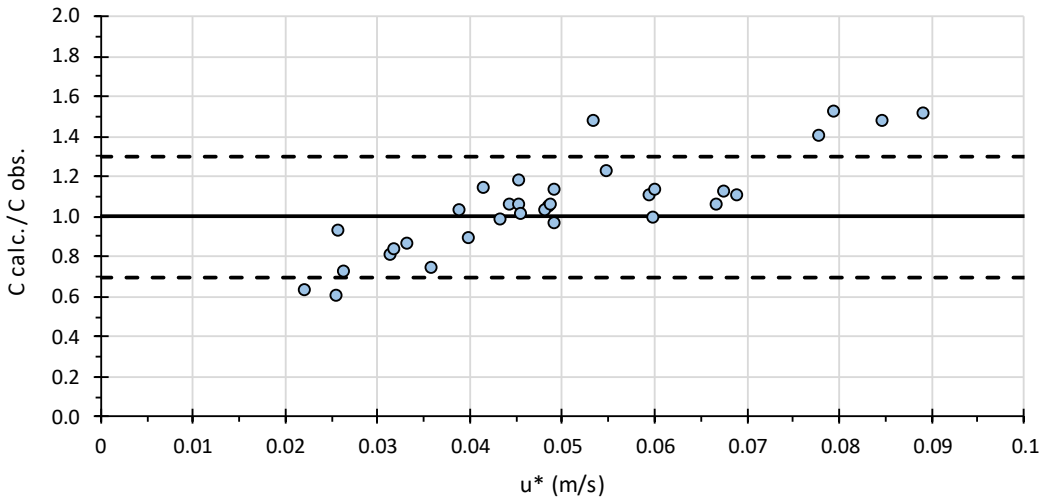


Figura 8. Relación C calc./C obs. en función de u* para datos experimentales de Escarameia y May (1992).

En la Figura 9 se presenta la relación entre los valores de r_u calculados con la (21) en función de (22) y los r_u observados en los experimentos de Escarameia y May (1992). Se observa que el 82 % de los valores de r_u calculados se encuentran comprendidos entre 0.7 y 1.3 veces los r_u observados en los experimentos.

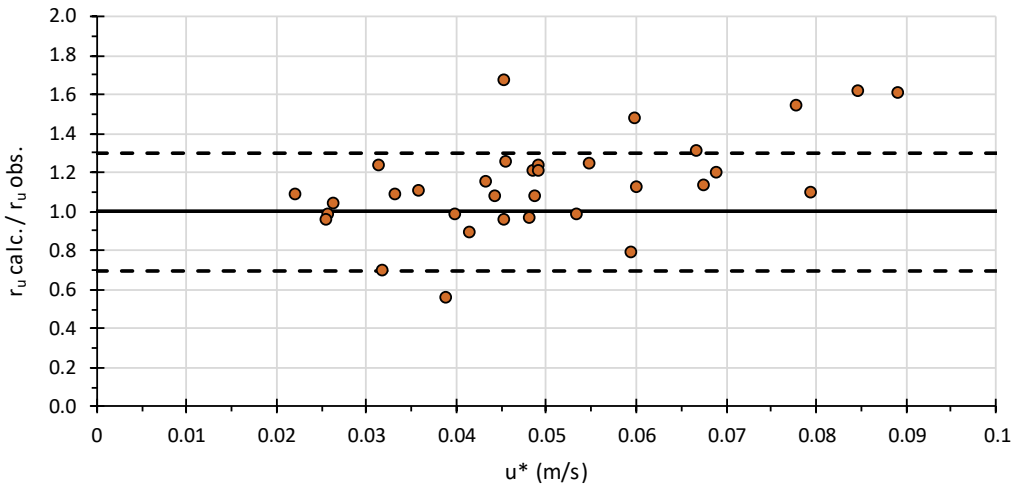


Figura 9. Relación r_u calc./r_u obs. en función de u* para datos experimentales de Escarmeia y May (1992).

El factor de turbulencia K_t se vincula con la intensidad de turbulencia relativa r_u en z/h = 0.1, mediante la siguiente expresión:

$$K_t = c_1 r_u + c_2 \tag{23}$$

donde c_1 = 2.07, c_2 = 0.69 (Pilarczyk, 1984; Breusers, 1986) y c_1 = 2.2, c_2 = 0.74 (Basile, 2018). En la Figura 10 se puede observar que, de acuerdo a Pilarczyk (1984), los valores de r_u por encima de 0.15 implican condiciones de turbulencia superpuestas sobre las normales, ya que, para r_u = 0.15 se obtiene K_t = 1. Mientras que, la expresión de Basile (2018), proporciona K_t = 1 para r_u = 0.12; que concuerda con los valores de r_u definidos como normales por Escarameia y May (1992).

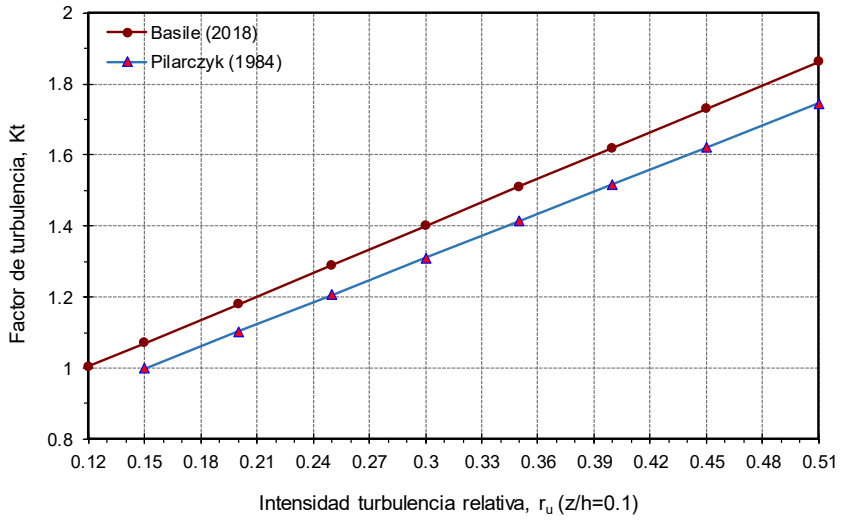


Figura 10. Factor de turbulencia en función de la intensidad de turbulencia relativa.

Dado que, la relación d_{85}/d_{50} = x es establecida a priori mediante los rangos de variación presentados en la Tabla 3, k_s se expresa como: k_s = n x d_{50}. Es decir, la incógnita d_{50} del enrocado aparece en la evaluación del coeficiente C en (22), y por extensión, se vincula con la determinación de la intensidad de turbulencia relativa r_u para z/h = 0.1 en (21), y esta última, a su vez, define el valor del factor de turbulencia mediante la ecuación (23).

Para turbulencia normal - aumentada (r_u = 0.12 – 0.22) se utilizan las ecuaciones (21) – (23). Mientras que, para turbulencia alta o muy alta es recomendable aplicar la ecuación (23) considerando: i) r_u = 0.22 – 0.4 (Turbulencia alta: pilas y estribos de puentes, pilotes, puntas de espigones), ii) r_u = 0.4 – 0.6 (Turbulencia muy alta: aguas abajo de vertederos, caídas hidráulicas, chorros de alta velocidad, etc.).

SÍNTESIS DEL MÉTODO DE CÁLCULO PROPUESTO

Fórmula de cálculo: ecuación (2) en la incógnita d_{50}. Velocidad de diseño, U: velocidad media en la vertical de profundidad h. Para protección de margen, U y h se consideran al pie del talud.

a) Adoptar el factor de seguridad, F_s = 1.2 - 1.5

b) Definir la gravedad específica del enrocado: $s = \rho_s/\rho$ (cuarzo predominante s = 2.65).

c) Especificar la tensión de corte adimensional crítica: $\tau_{*c50} = 0.029$.

d) Calcular el factor de pendiente longitudinal K_α: ecuación (9). Enrocado con clastos bien redondeados: $\varphi = 40^o$ y con clastos angulares: $\varphi = 42^o$.

e) Calcular el factor de pendiente transversal, K_β: ecuación (13). Enrocado con clastos bien redondeados: $\varphi = 40^o$ y con clastos angulares: $\varphi = 42^o$.

f) Definir la curva granulométrica adimensional de diseño del enrocado: Relaciones de diámetros comprendidas entre los valores mín. y máx. de Tabla 3.

g) Calcular el factor de gradación granulométrica, K_g: ecuación (15). La relación d_{85}/d_{15} queda definida a priori en f), con los valores adoptados de las relaciones d_{15}/d_{50} y d_{85}/d_{50}. Especificar el valor del exponente b (comprendido entre 0.8 y 1).

h) Suponer un valor inicial de d_{50}.

i) Estimar el coeficiente de Chezy, C: ecuación (22). Altura de rugosidad $k_s = n\ d_{85} = n \times d_{50}$, con n = 1-3 y x = 1.33-1.36 (punto f). Exponente m = 1/6. Coeficiente ξ = 7.7 – 8.3.

j) Calcular el factor de turbulencia K_t: ecuación (23) con $c_1 = 2.2$, $c_2 = 0.74$. Para turbulencia:

- Normal - aumentada (r_u = 0.12 – 0.22): Calcular r_u con ecuación (21) y C estimado en i).
- Alta: pilas y estribos de puentes, pilotes, puntas de espigones, adoptar r_u = 0.22 – 0.4.
- Muy Alta: aguas abajo de vertederos, chorros de alta velocidad, etc.; adoptar r_u = 0.4 – 0.6.

k) Resolver iterativamente en d_{50}, por ejemplo, utilizando la función Solver de Excel. En tal caso; minimizar la función objetivo, definida como el valor absoluto de la diferencia entre el miembro izquierdo y derecho de la ecuación (2).

l) Determinar la curva granulométrica dimensional del enrocado, a partir de las relaciones de diámetros previamente definidas en f).

m) Especificar el espesor del enrocado (el mayor de los dos): $e = 2.5\ d_{50}$ o $e = 1.5\ d_{100}$ (May et al., 2002).

GRANULOMETRÍA DE ENROCADOS: MUESTREO Y ANÁLISIS DE FRECUENCIA

Los enrocados están formados por clastos gruesos. En efecto, observando la Figura 5, el rango va desde guijarros grandes $d_{50} \sim 0.15$ m (Clase I) hasta cantos rodados grandes $d_{50} \sim 1.1$ m (Clase X).

Debido a esto, el análisis granulométrico no se realiza por tamizado de una muestra volumétrica, sino a partir del muestreo superficial individual, en una cantera o zona de acopio, por ejemplo, con el método de Wolman (1954), pesando cada clasto muestreado y determinando la frecuencia en número. Por tal motivo, las curvas granulométricas de enrocados son expresadas mediante la frecuencia en número de la masa M en kg.

Los diámetros nominales cubo equivalente d_n y esfera equivalente d_s, se relacionan con la masa M de cada clasto mediante:

$$d_n = \left(\frac{M}{\rho_s}\right)^{1/3}, \quad d_s = \left(\frac{6M}{\pi \rho_s}\right)^{1/3} \qquad \text{(24a), (24b)}$$

Realizando la relación entre (24a) y (24b), se obtiene: $d_n = 0.806\ d_s$.

Por otra parte, el diámetro d, es decir, la longitud b intermedia que surge de las dimensiones triaxiales de cada clasto (Tabla 1), se relaciona con los diámetros nominales d_n y d_s mediante:

$$d_n = k\,d\,, \quad d_s = \frac{k}{0.806}\,d \qquad \text{(25a), (25b)}$$

con k = 0.85 (Pilarczyk, 1995); k = 0.82 – 0.96 (Escarameia y May, 1992).

Por lo cual, la curva granulométrica dimensional del enrocado determinada con el presente método (d en el eje x versus porcentaje más fino en el eje y) puede ser convertida a masa M (kg) en el eje x versus porcentaje más liviano en el eje y.

Por ejemplo, Lagasse et al. (2006) sugieren:

$$M = 0.85\,\rho_s\,d^3 \qquad \text{(26)}$$

Introduciendo (25a) en (24a) y comparando con (26), se observa que, el valor de k utilizado por Lagasse et al. (2006) es: k = 0.946, es decir, un valor dentro del rango especificado por Escarameia y May (1992).

Dada la variación de k, es evidente que su valor depende de las características del material disponible, ya sea este proveniente de depósitos sedimentarios fluviales, coluviales o directamente de canteras de producción.

En este sentido, es recomendable hacer el muestreo superficial (con el método de Wolman) y determinar, para cada clasto: dimensiones triaxiales, masa y densidad. Por lo tanto, a partir del material disponible, es posible estimar la composición granulométrica que mejor representa la curva granulométrica de diseño para el enrocado.

APLICACIÓN DEL MÉTODO EN UNA SITUACIÓN HIPOTÉTICA

El método propuesto en este estudio se comparó con los métodos de Escarameia y May (1992), Pilarczyk, (1995) y Maynord (1995); cuyas formulaciones se presentan en el Anexo A. A tales efectos, se consideró la situación hipotética de la protección del lecho de un río con pendientes de fondo longitudinal y transversal bajas, profundidad de flujo: h = 6 m constante, intensidad de turbulencia relativa aumentada, con $r_u = 0.21$ constante. En todos los métodos se adoptó: s = 1.65, g = 9.81 m/s^2. Los valores especificados de los factores y coeficientes, para cada método, fueron los siguientes:

- Escarameia y May: C_I [ecuación (A8), Anexo A], u_b [ecuación (A9), Anexo A] con m = 1/6.
- Pilarczyk: $K_t^2 = 1.5$, $\phi_s = 1$, $\tau_{*c} = 0.035$, K_h potencial [ecuación (A3), Anexo A] con n = 2.5, $K_{\alpha\beta} = 1$
- Maynord: $F_s = 1.5$, $C_s = 0.375$, $C_v = 1.25$, $C_t = 1$, $K_1 = 1$.
- Presente estudio con $F_s = 1.2$ y $F_s = 1.5$: $d_{15}/d_{50} = 0.69$, $d_{85}/d_{50} = 1.36$, $d_{85}/d_{15} = 1.94$, b = 1, $K_\alpha = 1$, $K_\beta = 1$, $\tau_{*c50} = 0.029$, $d_{n50} = 0.85\ d_{50}$.

En la Figura 11 se presenta la comparación de los tres métodos descriptos en el Anexo A y el método propuesto en el presente estudio. La comparación se realiza representando la relación d_{n50}/h en función del número de Froude $F = U/(gh)^{0.5}$.

El método de Escarameia y May (1992) predice los mayores valores de la relación d_{n50}/h para todo el rango de variación del número de Froude. El método propuesto en el presente estudio, con $F_s = 1.5$ es similar al de Escarameia y May (1992); mientras que, con $F_s = 1.2$ predice resultados moderadamente mayores que los del método de Pilarczyk (1995). El método de Maynord (1995) predice los menores valores de la relación d_{n50}/h para todo el rango de variación del número de Froude; lo cual se justifica a partir de que dicho método no contempla condiciones de turbulencia aumentada sobre la normal.

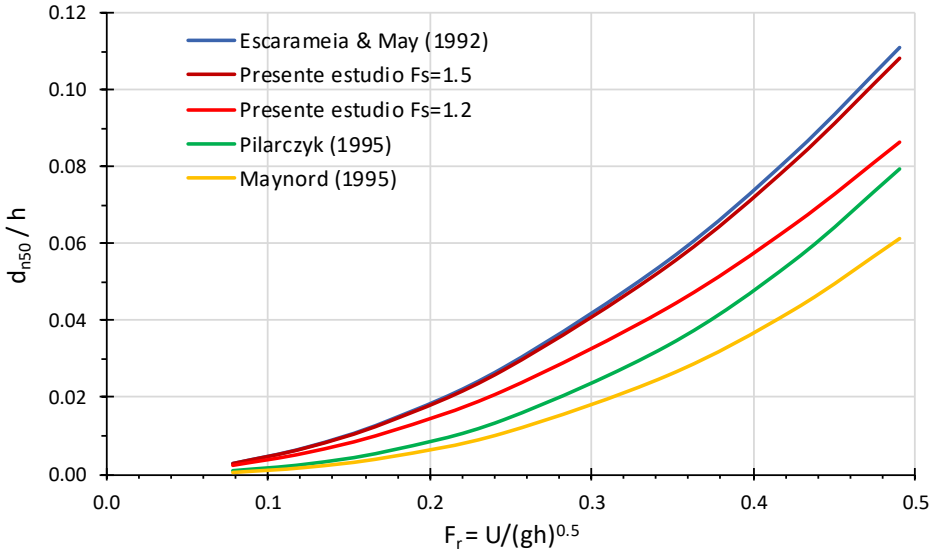


Figura 11. Comparación de los métodos de dimensionamiento de enrocados.

APLICACIÓN DEL MÉTODO EN CANALES DE LABORATORIO

El método propuesto fue aplicado a 33 experimentos; seleccionados del estudio realizado por Escarameia y May (1992), cuyo objetivo era analizar la estabilidad de enrocados para protecciones de cauces de ríos. Los experimentos fueron ejecutados en el laboratorio HR Wallingford-UK y sus resultados fueron sintetizados en Tablas 2 a 9 del informe final correspondiente a dicho estudio (Escarameia y May, 1992). De los 33 experimentos seleccionados, 28 fueron realizados con enrocados para protección del lecho y 5 con enrocados para protección de márgenes con taludes 1V:2H (tg $\beta = 0.5$).

En la Figura 12 se presentan los resultados de la aplicación del método propuesto considerando $F_s = 1.35$, en dicha Figura se representa la relación entre d_{50} calculado y observado en función de la velocidad de corte. Se observa que, la relación d_{50} calc./d_{50} obs. varía entre 0.7 y 1.3 para el 79 % de los experimentos seleccionados.

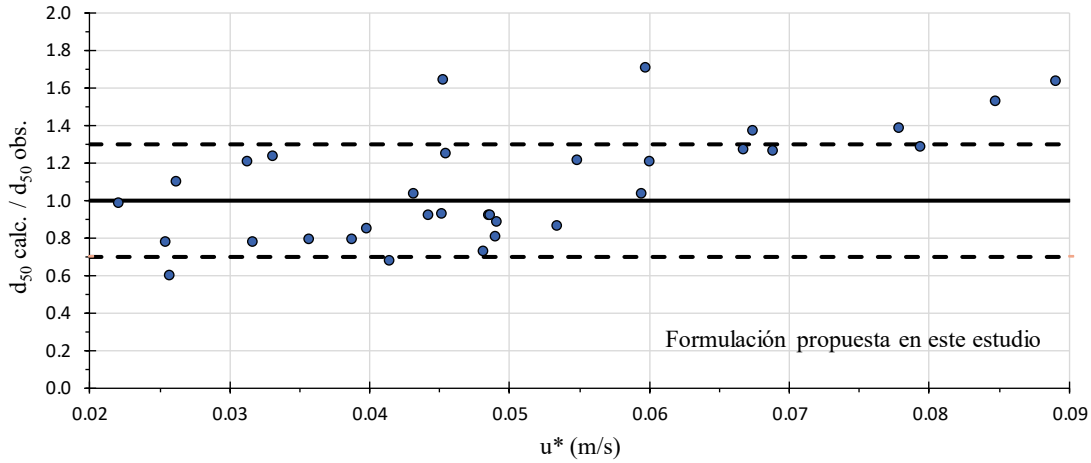


Figura 12. Relación (d_{50} calc./d_{50} obs.) en función de la velocidad de corte. Método propuesto en este estudio.

Asimismo, a los efectos comparativos, se aplicaron también los métodos de Pilarczyk (1995), Maynord (1995) y Escarameia y May (1992). Los resultados se muestran en las Figuras 13, 14 y 15 respectivamente.

En el método de Pilarczyk se observa que, la relación d_{50} calc./d_{50} obs. varía entre 0.7 y 1.3 para el 64 % de los experimentos seleccionados; mientras que, en el método de Maynord con $F_s = 1.5$, para el mismo rango de variación de la relación de d_{50}, el porcentaje disminuye al 61 % de los experimentos seleccionados.

En el método de Escarameia y May (1992), se observa que, la relación d_{50} calc./d_{50} obs. está por encima de 1 (entre 1 y 2.5) para el 100 % de los experimentos seleccionados. Esto puede explicarse a partir de la expresión adoptada para el

factor de estabilidad C_I [ver Anexo A, ecuación (A8)], el cual fue determinado mediante una ecuación envolvente a la totalidad de los experimentos realizados (Escarameia y May, 1992).

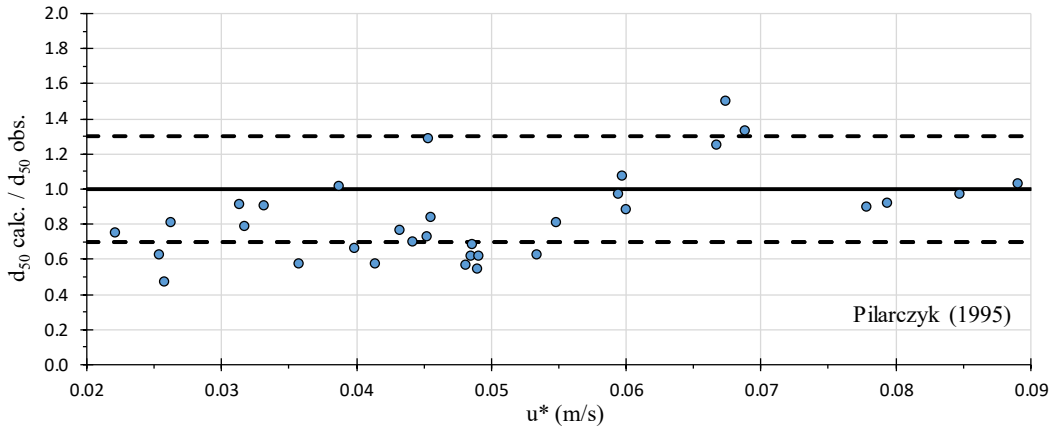


Figura 13. Relación (d_{50} calc./d_{50} obs.) en función de la velocidad de corte. Método de Pilarczyk (1995).

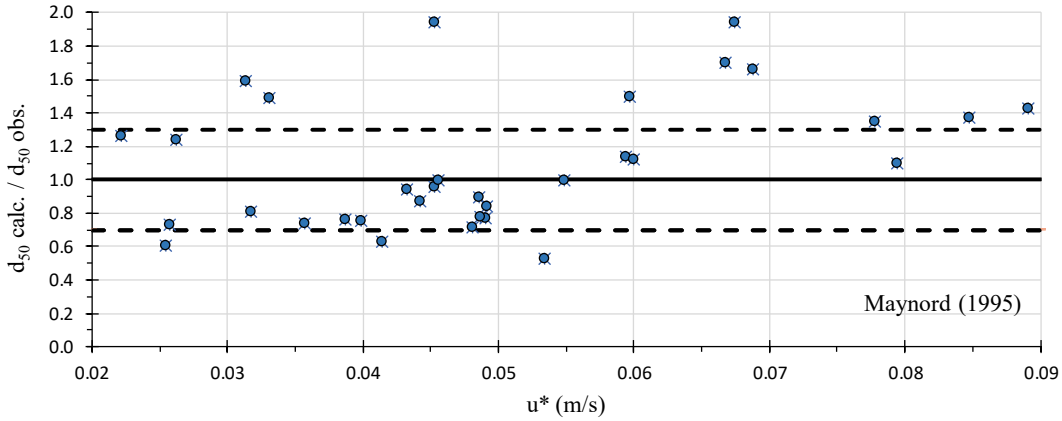


Figura 14. Relación (d_{50} calc./d_{50} obs.) en función de la velocidad de corte. Método de Maynord (1995).

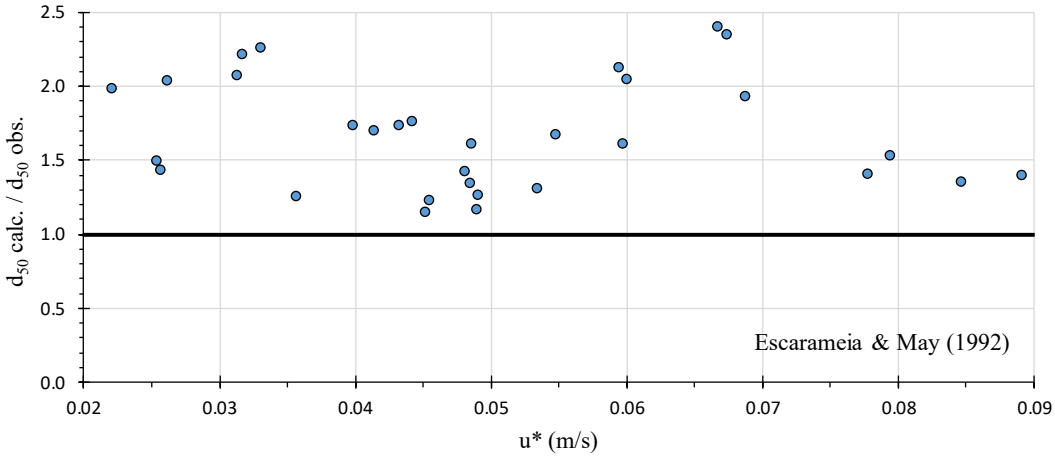


Figura 15. Relación (d_{50} calc./d_{50} obs.) en función de la velocidad de corte. Método de Escarameia y May (1992).

APLICACIÓN DEL MÉTODO EN EL RÍO PARANÁ

El método propuesto en este estudio fue aplicado para dimensionar el enrocado de protección contra erosión local del Dolphin 2, en el puerto de la Usina Sorrento, zona norte de la ciudad de Rosario (Figura 16). El Dolphin 2 se encuentra ubicado sobre margen derecha del río Paraná, en correspondencia con el km 425.8 de la ruta de navegación troncal Santa Fe-Océano, a una distancia de 40 m desde margen derecha.



Figura 16. Puerto de la Usina Sorrento en el río Paraná y ubicación del Dolphin 2 en km 425.8 (© Google Earth).

Las variables hidráulicas de diseño, velocidad media en la vertical U y profundidad de flujo h en correspondencia del Dolphin 2; se obtuvieron a partir de modelación hidrodinámica realizada con el modelo HEC-RAS (Brunner, 2021). El modelo fue constituido en un tramo de 11.5 km de longitud, desde el km 430 en el contorno aguas arriba hasta el km 418.5 en el contorno aguas abajo, tal como se observa en la Figura 16.

Con la información de niveles del agua en el hidrómetro del km 448 (PSM), se determinó el nivel para una recurrencia R =100 años (Z_w = 10.66 m IGN) y mediante la curva Z_w-Q de PSM se determinó el caudal correspondiente Q = 31000 m^3/s. Dicho caudal fue especificado en el contorno aguas arriba (km 430) y en el contorno aguas abajo el nivel Z_w = 9.63 m IGN (km 418.5). El coeficiente de rugosidad de Manning se especificó igual a 0.028 $s/m^{1/3}$ en todo el tramo.

En la Figura 17 se presenta la distribución de velocidades en la sección transversal del km 425.8, obtenida con el modelo HEC-RAS para un caudal Q = 31000 m^3/s. Dicha representación en escala de colores para la velocidad, se presenta en valores numéricos por vertical, con indicación de la ubicación del Dolphin 2, en la Figura 18.

Para el dimensionamiento del enrocado de protección se consideran: velocidad media en vertical U = 2.17 m/s y profundidad de flujo h = 32.8 m. Además, se especifican: gravedad específica del enrocado s = 2.65, ángulo de reposo $\varphi = 40º$, ángulo talud de fondo sumergido $\beta = 26.565º$ (V/H = 0.5), pendiente longitudinal del fondo menor que 1 %.

Asimismo, a los efectos comparativos, se aplicaron también los métodos de Escarameia y May (1992), Pilarczyk (1995) y Maynord (1995). En la Tabla 4 se presentan los resultados de los métodos aplicados. Se observa que, el d_{50} del enrocado de diseño calculado con el método propuesto en este estudio, considerando F_s = 1.5 y r_u adoptado igual a 0.22 es d_{50} = 0.224 m, el cual es ligeramente menor que el calculado con el método de Escarameia y May para igual intensidad de turbulencia relativa r_u = 0.22 (d_{50} = 0.256 m) y mayor que el determinado con Pilarczyk para el mismo nivel de turbulencia y considerando K_h potencial (d_{50} = 0.203 m). Todos los métodos anteriores producen resultados mucho mayores que el método de Maynord (d_{50} = 0.084 m).

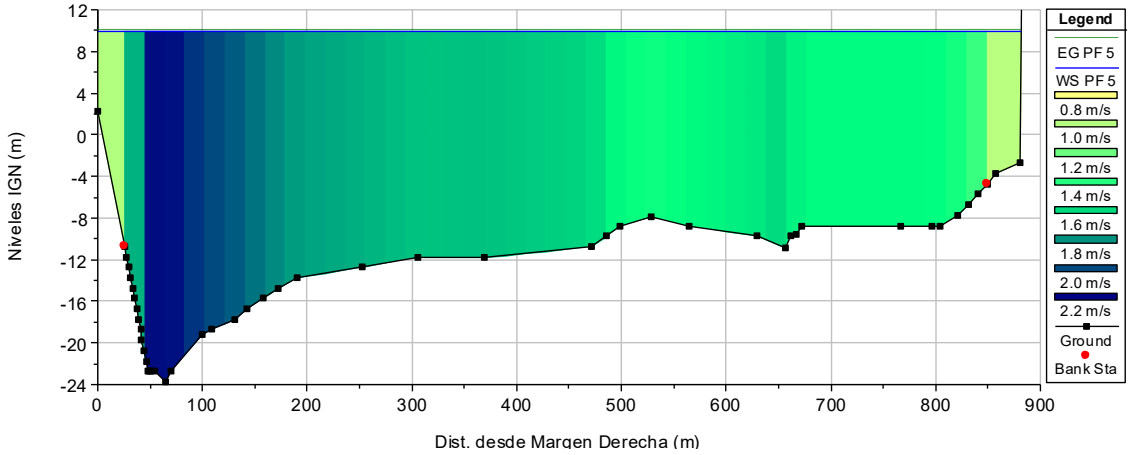


Figura 17. Distribución de velocidades en la sección transversal km 425.8 para Q = 31000 m³/s (HEC-RAS).

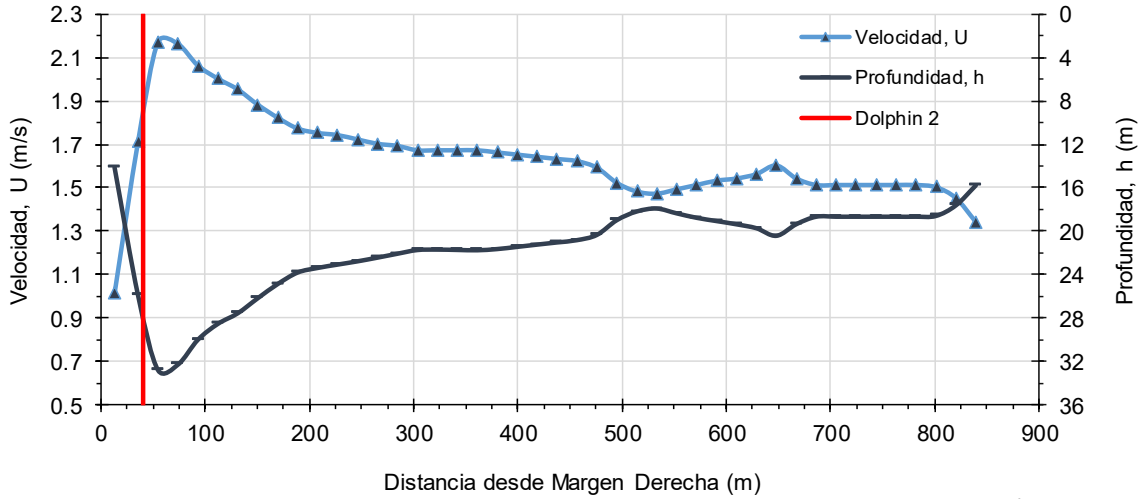


Figura 18. Velocidades y profundidades de flujo, con ubicación Dolphin 2, km 425.8, Q = 31000 m³/s.

Tabla 4. Resultados de los distintos métodos aplicados para el enrocado de protección del Dolphin 2.

Método propuesto		Escarameia y May		Pilarczyk		Maynord	
U (m/s)	2.17	U (m/s)	2.17	U (m/s)	2.17	U (m/s)	2.17
h (m)	32.8	h (m)	32.8	h (m)	32.8	h (m)	32.8
F_s	1.5	r_u	0.22	ϕs	1.5	F_s	1.5
K_α	1.0	C_I	2.506	p	0.4	C_s	0.375
K_β	0.718	m	0.1667	Δs	1.65	C_v	1.25
τ^*_{c50}	0.029	u_b (m/s)	1.725	τ^*_c	0.035	C_t	1.0
d_{15}/d_{50}	0.70	d_{n50} (m)	0.230	K_α	1	K_1	0.876
d_{85}/d_{50}	1.36	**d_{50} (m)**	**0.256**	K_β	0.718	d_{s30} (m)	0.074
d_{85}/d_{15}	1.94			K_t^2	1.5	d_{s50} (m)	0.089
b	1			n	3	d_{n50} (m)	0.072
K_g	0.717			h/k_s	121.583	**d_{50} (m)**	**0.084**
ξ	7.7			K_h poten.	0.383		
x	1.36			$U^2/2g$ (m)	0.237		
n	3			d_{n50} (m)	0.173		
k_s=n x d_{50} (m)	0.912			**d_{50} (m)**	**0.203**		
m	0.1667						
C ($m^{1/2}/s$)	43.8						
r_u (adoptado)	0.22						
K_t	1.22						
d_{50} (m)	**0.224**						

Es necesario señalar que, el método de Pilarczyk (1995) es muy sensible al factor K_h asociado al perfil de velocidad de flujo. Por ejemplo, si en el dimensionamiento de la protección del Dolphin 2 se utiliza la expresión de K_h logarítmico [ecuación (A2), Anexo A] el valor de d_{50} es 0.106 m, aproximadamente la mitad del calculado considerando K_h potencial. Por otra parte, si en el método propuesto en este estudio se adopta un factor de seguridad $F_s = 1.2$, se obtiene $d_{50} = 0.16$ m.

En la Tabla 5 se presenta la distribución granulométrica del enrocado de diseño, determinada con el método propuesto en este estudio. En Tabla 5 se observa que la distribución granulométrica se cierra en las colas adoptando de Tabla 3, las siguientes relaciones: $d_0/d_{50} = 0.55$ y $d_{50}/d_{100} = 2$. Además, la masa M (kg) se determinó aplicando la ecuación (26) de Lagasse et al. (2006).

Tabla 5. Distribución granulométrica del enrocado. Método propuesto.

F (%)	Rel. d_i/d_{50}	x_i	$d_i = x_i\, d_{50}$ (m)	M (kg)
0	d_0/d_{50}	0.55	0.123	4.2
15	d_{15}/d_{50}	0.70	0.157	8.7
50	d_{50}/d_{50}	1.00	0.224	25.3
85	d_{85}/d_{50}	1.36	0.305	63.7
100	d_{100}/d_{50}	2.00	0.448	202.5

En la Figura 19 (izquierda) se representa gráficamente la curva granulométrica del enrocado de diseño, calculada con el método propuesto en este estudio, conjuntamente con las distribuciones granulométricas mínimas y máximas correspondientes a la Clase II, propuestas por Lagasse et al. (2006), para un enrocado con $d_{50} = 0.23$ m; las cuales ya fueron presentadas en la Tabla 1 y en la Figura 5. Asimismo, en la Figura 19 (derecha) se presentan las mismas distribuciones, pero en términos de la masa M (kg).

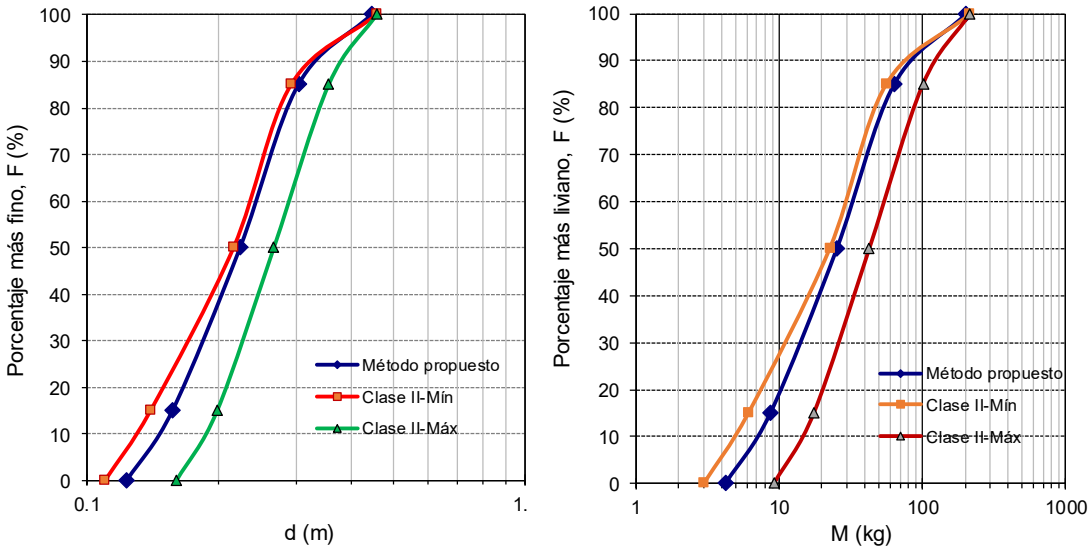


Figura 19. Curva granulométrica del enrocado de diseño: F(d) (izquierda) y F(M) (derecha). Comparación con curvas mínimas y máximas de Lagasse et al. (2006).

CONCLUSIONES

Se ha desarrollado un método para dimensionamiento de protecciones de márgenes y lechos de ríos mediante enrocados, el cual permite determinar contemporáneamente el diámetro d_{50} y la distribución granulométrica del enrocado. El mismo ha sido aplicado y comparado con otros tres métodos existentes (Escarameia y May, 1992; Pilarczyk, 1995 y Maynord, 1995). Las aplicaciones comprendieron una situación de diseño hipotética con turbulencia aumentada, la reproducción de 33 experimentos en canal de laboratorio y el dimensionamiento de la protección de un Dolphin de amarre existente en el río Paraná (km 425.8).

En la situación de diseño hipotética, el método de Escarameia y May predice los mayores valores de la relación d_{n50}/h para todo el rango de variación del número de Froude. El método propuesto en el presente estudio, con $F_s = 1.5$ es similar al de Escarameia y May; mientras que, con $F_s = 1.2$ predice resultados moderadamente mayores que los del método de Pilarczyk. El método de Maynord predice los menores valores de la relación d_{n50}/h para todo el rango de variación del número de Froude; ya que dicho método no contempla condiciones de turbulencia aumentada sobre la normal.

En la reproducción de los 33 experimentos en el canal de laboratorio, la relación entre d_{50} calculado con el método propuesto considerando $F_s = 1.35$ y el d_{50} observado en los experimentos varía entre 0.7 y 1.3 para el 79 % del total de pruebas. En el caso de los métodos de Pilarczyk y Maynord, para el mismo rango de variación de la relación de d_{50}, dicho porcentaje disminuye a 64 % y 61 % respectivamente. Mientras que, en el método de Escarameia y May, se observa que, la relación entre d_{50} calculado y d_{50} observado está por encima de 1 (entre 1 y 2.5) para el 100 % de los experimentos seleccionado; lo cual es debido a que el factor de estabilidad C_1 es expresado mediante una ecuación envolvente a la totalidad de los experimentos realizados por Escarameia y May (1992).

En el diseño de la protección del Dolphin existente en el río Paraná, para iguales condiciones de turbulencia (intensidad de turbulencia relativa $r_u = 0.22$), el d_{50} del enrocado de diseño calculado con el método propuesto en este estudio ($d_{50} = 0.224$ m) es ligeramente menor que el calculado con el método de Escarameia y May ($d_{50} = 0.256$ m) y algo mayor que el determinado con el método de Pilarczyk ($d_{50} = 0.203$ m). Mientras que, debido a que no contempla turbulencia mayor que la normal, el método de Maynord produce el menor valor de d_{50} ($d_{50} = 0.084$ m). El método de Pilarczyk (1995) es muy sensible al factor K_h asociado al perfil de velocidad de flujo, ya que, si se utiliza la expresión de K_h logarítmico, el valor de d_{50} es aproximadamente la mitad del calculado considerando K_h potencial.

REFERENCIAS

Abt, S. R. y Johnson, T. L. (1991). Riprap Design for Overtopping Flow. *Journal of Hydraulic Engineering, 117*(8), 959-972. https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9429(1991)117:8(959)

Basile, P. A. (2018). *Transporte de Sedimentos y Morfodinámica de Ríos Aluviales*. Editora de la Universidad Nacional de Rosario (UNR Ed.), 515 p., Rosario, Argentina. http://hdl.handle.net/2133/10738

Breusers, H. N. C. (1986). *Lectures Notes on Sediment Transport 1*. International Course in Hydraulic Engineering. Delft, The Netherlands.

Breusers, H. N. C. y Raudkivi, A. J. (1991). *Scouring*. IAHR Hydraulic Structures Design Manual 2. Balkema, Rotterdam. https://doi.org/10.1201/9781003079477

Brunner, G. W. (2021). *HEC-RAS River Analysis System – Hydraulic Reference Manual V6*. USACE – Hydrologic Engineering Center (HEC). Report CPD-69, 520 p. https://www.hec.usace.army.mil/software/hec-ras/documentation/HEC-RAS_6.0_ReferenceManual.pdf

Dey, S. y Raikar, R. V. (2007). Clear-water scour at piers in sand beds with an armor layer of gravels. *Journal of Hydraulic Engineering, 133*(6), 703-711. https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9429(2007)133:6(703)

Escarameia, M. y May, R. W. P. (1992). *Channel Protection: Turbulence Downstream of Structures*. Report SR 313, HR Wallingford, London, UK. https://eprints.hrwallingford.com/id/eprint/322

Kironoto, B. A. y Graf, W. H. (1994). Turbulence characteristics in rough uniform open-channel flow. *Proceedings of the Institution of Civil Engineers - Water Maritime and Energy, 106*(4), 333–344. https://doi.org/10.1680/iwtme.1994.27234

Lagasse, P. F., Clopper, P. E., Pagán-Ortiz, J. E., Zevenbergen, L. W., Arneson, L. A., Schall, J. D. y Girard, L. G. (2009a). *Bridge Scour and Stream Instability Countermeasures: Experience, Selection and Design Guidance*. Volume 1. Hydraulic Engineering Circular Nº 23 (HEC 23). Publication FHWA-NHI-09-111, 3rd Edition, Federal Highway Administration (FHWA), Washington, DC. https://www.fhwa.dot.gov/engineering/hydraulics/pubs/09111/09111.pdf

Lagasse, P. F., Clopper, P. E., Pagán-Ortiz, J. E., Zevenbergen, L. W., Arneson, L. A.; Schall, J. D. y Girard, L. G. (2009b). *Bridge Scour and Stream Instability Countermeasures: Experience, Selection and Design Guidance*. Volume 2. Hydraulic Engineering Circular Nº 23 (HEC 23). Publication FHWA-NHI-09-112, 3rd Edition, Federal Highway Administration (FHWA), Washington, DC. https://www.fhwa.dot.gov/engineering/hydraulics/pubs/09111/09111.pdf

Lagasse, P. F., Clopper, P. E., Zevenbergen, L. W. y Ruff, J. F. (2006). *Riprap Design Criteria, Recommended Specifications and Quality Control*. National Cooperative Highway Research Program - NCHRP Report 568, Washington, DC. https://onlinepubs.trb.org/onlinepubs/nchrp/nchrp_rpt_568.pdf

Lauchlan, C. S., Melville, B. W. y Coleman, S. E. (2000). *Sizing Riprap to Protect Against Local Scouring at Bridge Piers*. Proceedings, International Symposium on Scour of Foundations (IS-SCOUR 2000), Melbourne, Australia, pp. 60–68.

May, R. W., Ackers, P. y Kirby, A. M. (2002). *Manual on Scour at Bridges and other Hydraulic Structures*. Construction Industry Research and Information Assoc., Manual C551, London, UK. https://cis.ihs.com/CIS/document/307911

Maynord, S. T. (1993). U. S. Army Corps of Engineers Riprap Design for Flood Channels. *Transportation Research Record, 1420*, 14-22. Transportation Research Board. https://onlinepubs.trb.org/Onlinepubs/trr/1993/1420/1420-003.pdf

Maynord, S. T. (1995). Corps Riprap Design Guidance for Channel Protection. En C. R. Thorne, S. R. Abt, F. B. J. Barends, S. T. Maynord y K. W. Pilarczyk. (Eds.), *River, Coastal and Shoreline Protection: Erosion Control Using Riprap and Armourstone*. John Wiley & Sons, Ltd., Chichester, U.K.

Melville, B. W., Parola, A. C. y Coleman, S. E. (2008). Bridge-Scour Prevention and Countermeasures. En M. H. García (Ed.), *Sedimentation Engineering: Processes, Measurements, Modeling and Practice*, Chapter 11, 543-577. Manual and Reports on Engineering Practice Nº 110, ASCE. https://doi.org/10.1061/9780784408148.ch11

Mishra, S. K. (1998). *Riprap Design for Overtopped Embankments* [Ph.D. Dissertation]. Department of Civil Engineering, Colorado State University, Fort Collins, CO.

Nezu, I. (1977). *Turbulence Structure in Open-Channel Flows* [Doctoral Thesis]. Department of Civil Engineering, Kyoto University, Japan, 156 p.

Nezu, I. y Rodi, W. (1986). Open channel flow measurements with a Laser Doppler anemometer. *Journal of Hydraulic Engineering, 112*(5), 335-355. https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9429(1986)112:5(335)

Oswalt, N. R., Buck, L. E., Hepler, T. E. y Jackson, H. E. (1994). *Alternatives for Overtopping Protection of Dams*. ASCE, Task Committee on Overtopping Protection of the Hydraulics Division, New York. https://books.google.com.ar/books/about/Alternatives_for_Overtopping_Protection.html?id=B1xStZFk9oMC&redir_esc=y

Pagán-Ortiz, J. E. (1991). Stability of Rock Riprap for Protection at Toe of Abutments at Floodplain. *Transportation Research Record, 1350*, 34–43. Transportation Research Board. https://onlinepubs.trb.org/Onlinepubs/trr/1992/1350/1350-006.pdf

Pilarczyk, K. W. (1984). Interaction Water Motion and Closing Elements. En J. C. Huis in 't Veld et al. (Eds.), *The Closure of Tidal Basins. Closing of estuaries, tidal inlets and dike breaches* (2.4.8 Stability of rock-fill structures, pp. 367-386). Delft University Press, The Netherlands. https://resolver.tudelft.nl/uuid:fb90981f-5a61-479f-9b09-ab59cac1612d

Pilarczyk, K. W. (1995). Simplified unification of stability formulae for revetment. En C. R. Thorne, S. R. Abt, F. B. J. Barends, S. T. Maynord y K. W. Pilarczyk (Eds.), *River, Coastal and Shoreline Protection*, Wiley, New York.

Richardson, E. V. y Davis, S. R. (1995). Evaluating Scour at Bridges. HEC Nº 18, 3rd Edition. FHWA IP-90-017, Federal Highway Administration, U.S. Department of Transportation, Washington, D.C. https://rosap.ntl.bts.gov/view/dot/54089

Shields, A. F. (1936a). *Aplicaciones de la mecánica de similitud y la investigación sobre turbulencia al movimiento de sedimentos de fondo*. [Tesis Doctoral en Ingeniería]. Universidad Técnica de Berlín (en Alemán).

Shields, A. F. (1936b). *Application of similarity principles and turbulence research to bed-load movement*. Hydrodynamics Laboratory Publ. Nº 167, W.P. Ott, and J.C. van Uchelen, trans., USDA, Soil Conservation Service Cooperative Laboratory, California Institute of Technology, Pasadena. https://resolver.tudelft.nl/uuid:a66ea380-ffa3-449b-b59f-38a35b2c6658

Stevens, M. A. y Simons, D. B. (1971). Stability Analysis for Coarse Granular Material on Slopes. En Shen, H. W. (ed.), *River Mechanics.* Water Resources Publications, Fort Collins, CO.

Wang, S. Y. y Shen, H. W. (1985). Incipient Sediment Motion and Riprap Design. *Journal of Hydraulic Engineering, 111*(3), 520–538. https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9429(1985)111:3(520)

Wittler, R. J. y Abt, S. R. (1990). *The Influence of Uniformity on Riprap Stability*. Hydraulic Engineering Vol. 1, Proceedings of the ASCE National Conference, San Diego, CA, July 30-August 3, 251-265.

Wolman, M. G. (1954). A Method of Sampling Coarse Bed Material. *Eos, Transactions American Geophysical Union, 35*(6), 951-956. https://doi.org/10.1029/TR035i006p00951

Tipo de Publicación: ARTÍCULO.

Trabajo recibido el 27/03/2026, aprobado para su publicación el 12/05/2026 y publicado el 31/05/2026.

COMO CITAR

Basile, P. A. y Riccardi, G. A. (2026). Dimensionamiento de Revestimientos con Enrocados para Protección de Ríos contra Procesos de Erosión. *Cuadernos del CURIHAM, 32.* e13. https://doi.org/10.35305/curiham.v32.e13

ROLES DE AUTORÍA

Nombre y Apellido de Autores	Colaboración Académica													
	1	**2**	**3**	**4**	**5**	**6**	**7**	**8**	**9**	**10**	**11**	**12**	**13**	**14**
Pedro Abel Basile	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X
Gerardo Adrián Riccardi	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X

1. Administración del proyecto; **2.** Adquisición de fondos; **3.** Análisis formal; **4.** Conceptualización; **5.** Curaduría de datos; **6.** Escritura - revisión y edición; **7.** Investigación; **8**. Metodología; **9.** Recursos; **10.** Redacción - borrador original; **11.** Software; **12.** Supervisión; **13.** Validación; **14.** Visualización.

LICENCIA

Este es un artículo de acceso abierto bajo licencia: Creative Commons Atribución -No Comercial -Compartir Igual 4.0 Internacional (CC BY-NC-SA 4.0) (https://creativecommons.org/licenses/by-nc-sa/4.0/deed.es)

ANEXO A

MÉTODO DE PILARCZYK

La fórmula unificada de Pilarczyk (1995) para el dimensionamiento de distintos tipos de protecciones flexibles fue ajustada con experimentos en laboratorio y, específicamente para protección de márgenes y lechos de ríos con enrocados, se expresa como (Pilarczyk, 1995; Melville et al., 2008):

$$d_n = \frac{\phi_s}{\Delta_s} \frac{0.035}{\tau_{*c}} \frac{K_t^2 K_h}{K_{\alpha\beta}} \frac{U^2}{2g} \tag{A1}$$

donde U: velocidad media en la vertical sobre la protección (m/s), para protección de un talud de margen se adopta la velocidad media en la vertical al del pie del talud; g: aceleración de la gravedad (m/s^2) y las demás variables se describen a continuación.

Tamaño característico del enrocado d_n
- Enrocados: $d_n = d_{n50}$.

d_{n50}: diámetro nominal cubo equivalente (m); $d_{n50} = 0.85\ d_{50}$, con d_{50}: mediana de la composición granulométrica del enrocado (m).

Tensión de corte adimensional crítica: $\tau_{*c} = 0.035$

Densidad relativa: $\Delta_s = (s-1)$, con s: gravedad específica del enrocado, $s = \rho_s/\rho$, con ρ_s: densidad de la piedra (kg/m^3) y ρ: densidad del agua (kg/m^3).

Factor de estabilidad: $\phi_s = 1.0 - 1.5$ (bordes, transiciones), $\phi_s = 0.50 - 0.75$ (protección continua)

Factor de turbulencia:
$K_t^2 = 1$ (turbulencia normal: flujo uniforme en ríos cuasi-rectos);
$K_t^2 = 1.5 - 2$ (turbulencia aumentada: plateas de disipación con resaltos hidráulicos, zona externa de curvas moderadas, etc.);
$K_t^2 = 2 - 2.5$ (turbulencia alta: punta de espigones, pilas y estribos de puentes, zona externa de curvas abruptas, etc.);
$K_t^2 = 2.5 – 4$ (turbulencia muy alta: aguas abajo vertederos, alcantarillas, chorros de alta velocidad, etc.).

Factor de perfil de velocidad de flujo K_h
- Perfil logarítmico completamente desarrollado (turbulencia normal):

$$K_h = 2\ \left[\log\left(12h/k_s\right)\right]^{-2} \tag{A2}$$

- Perfil parcialmente desarrollado (turbulencia alta):

$$K_h = \left(h/k_s\right)^{-0.2} \tag{A3}$$

- Para un flujo muy rugoso $(h/k_s) < 5$:

$$K_h = 1 \tag{A4}$$

h: profundidad de flujo (m), k_s: altura de rugosidad equivalente (m), $k_s = n\ d_{n50}$ con n = 1 a 3.

Factor de pendiente combinado $K_{\alpha\beta}$
El factor de pendiente combinado, por pendiente longitudinal del fondo y pendiente transversal de margen o talud de fondo, se expresa como:

$$K_{\alpha\beta} = K_\alpha\ K_\beta \tag{A5}$$

$$K_\alpha = \frac{sen(\varphi - \alpha)}{sen\varphi},\ K_\beta = cos\,\beta \sqrt{1 - \frac{tg^2\beta}{tg^2\varphi}} \qquad \text{(A6a),(A6b)}$$

α: ángulo que forma el fondo del río con la horizontal (sentido longitudinal), β: ángulo que forma la margen del río con la horizontal (sentido transversal) y φ: ángulo de reposo; todos expresados en grados. Para enrocados: φ = 40º.

MÉTODO DE ESCARAMEIA Y MAY

La fórmula propuesta por Escarameia y May (1992) para el dimensionamiento de enrocados se expresa como:

$$d_n = \frac{C_I}{(s-1)}\ \frac{u_b^2}{2g} \qquad \text{(A7)}$$

donde u_b: velocidad media temporal a una altura desde el fondo igual al 10 % de la profundidad de flujo en la vertical sobre la protección (m/s), s: gravedad específica del enrocado, g: aceleración de la gravedad (m/s^2) y las demás variables se describen a continuación.

Tamaño característico del enrocado d_n
- Enrocados: $d_n = d_{n50}$

d_{n50}: diámetro nominal cubo equivalente (m), $d_{n50} = 0.9\ d_{50}$, con d_{50}: mediana de la composición granulométrica de la piedra utilizada para el enrocado (m).

Factor de estabilidad C_I
- Enrocado sobre fondo plano con pendiente longitudinal baja y/o márgenes con taludes 1V:2H o menores:

$$C_I = 12.3\ r_u - 0.20\ \ ,\ \ r_u > 0.05 \qquad \text{(A8)}$$

El factor de estabilidad depende de la intensidad de turbulencia relativa r_u asociada a la componente longitudinal de la velocidad media temporal ū, definida como r_u = r.m.c. u′/u_b y evaluada a una distancia desde el fondo z = 0.1 h. En la Tabla A1 se presentan los valores de r_u a adoptar según la condición de flujo en estudio.

Tabla A1. Valores de intensidad de turbulencia relativa (May et al., 2002).

Condición de flujo	Turbulencia	r_u
Flujo en tramos rectos de ríos	Normal	0.12
Flujo en zona externa de curvas	Aumentada	0.20
Flujo perturbado por pilas, estribos, espigones, etc.	Alta	0.35
Flujo aguas abajo de vertederos, escalones de fondo, etc.	Muy alta	0.5-0.6

Velocidad de flujo u_b
La velocidad de flujo u_b puede estimarse a partir de la distribución de velocidad en la vertical ū(z) para z = 0.1 h. Considerando la ley de distribución potencial (se omite la barra que indica velocidad media temporal ū, es decir, promediada en el período de la turbulencia):

$$\frac{u(z)}{U} = (m+1)\left(\frac{z}{h}\right)^m \qquad \text{(A9)}$$

El coeficiente m puede variar entre m = 1/5 para flujo normal muy rugoso a m = 1/9 para flujos acelerados causados por estructuras o disminuciones de rugosidad. Por lo tanto, en la ecuación (A9) para z = 0.1 h y con dichos valores de m se determina que u_b = 0.76 U a 0.86 U.

Para dimensionamiento de la protección de un talud o margen del río, U es igual a la velocidad media en la vertical en inmediaciones del pie del talud. Si no se cuenta con la distribución de velocidad en la sección transversal, la misma puede estimarse a partir de la velocidad media en la sección U_m = Q/A. Para tramos rectos: u_b = (0.76 a 0.86) (2/3) U_m, para zona externa de curvas y en casos donde el flujo ataca la margen: u_b = (0.76 a 0.86) (4/3) U_m.

MÉTODO DE MAYNORD

Maynord (1993, 1995) desarrolló una fórmula para el dimensionamiento de protecciones del lecho y márgenes con enrocados, en ríos con pendientes de fondo longitudinales $S_b < 2$ %, la cual tiene la siguiente expresión:

$$d_s = F_s\, C_s\, C_v\, C_t\, h \left(\frac{U}{\sqrt{K_1 (s-1) g\, h}} \right)^{2.5} \qquad \text{(A10)}$$

donde h: profundidad de flujo local (m), U: velocidad media en la vertical sobre la protección (m/s), s: gravedad específica del enrocado (-), g: aceleración gravedad (m/s^2) y las demás variables se describen a continuación.

Tamaño característico del enrocado d_s
- Enrocados: $d_s = d_{s30}$.

d_{s30}: diámetro nominal esfera equivalente para el cual el 30 % de la muestra es más fina.
$d_{s50} = 1.2\, d_{s30}$; $d_{n50} = 0.806\, d_{s50}$.

Factor de seguridad F_s
$F_s = 1.1$ (valor mínimo original), $F_s = 1.5$ (propuesto por May et al., 2002).

Coeficiente de estabilidad C_s
- Enrocados con piedras angulares: $C_s = 0.3$
- Enrocados con piedras redondeadas: $C_s = 0.375$

Coeficiente de distribución de velocidad C_v [r_c: radio de curva (m), B: ancho superficial (m)]
- Cauces rectos, zona interna de curvas: $C_v = 1$
- Zona externa de curvas: $C_v = 1.283\text{-}0.2 \log (r_c/B)$ para $r_c/B \le 26$
  $C_v = 1$ para $r_c/B > 26$
- Aguas abajo estructuras, punta espigones: $C_v = 1.25$

Coeficiente de espesor de enrocado C_t
Para espesor de enrocado e = d_{100} o e = 1.5 d_{50} (el más grande de los dos): $C_t = 1$. Para un espesor mayor al indicado antes: $C_t < 1$ (ver Maynord, 1993, 1995).

Velocidad de diseño U
Si no se cuenta con la distribución de velocidades medias en la vertical a través de la sección transversal, se pueden utilizar las siguientes ecuaciones que estiman U en función de la velocidad media en la sección U_m:
- Cauces naturales:

$$U = \begin{cases} U_m \left[1.74 - 0.52 \log (r_c / B) \right] & r_c / B \le 26 \\ U_m & r_c / B > 26 \end{cases} \qquad \text{(A11)}$$

- Canales trapezoidales:

$$U = \begin{cases} U_m \left[1.71 - 0.78 \log (r_c / B) \right] & r_c / B \le 8 \\ U_m & r_c / B > 8 \end{cases} \qquad \text{(A12)}$$

Factor de corrección por pendiente de margen K_1

$$K_1 = 0.045 (ctg\, \beta)^3 - 0.449 (ctg\, \beta)^2 + 1.492 (ctg\, \beta) - 0.672 \qquad \text{(A13)}$$

β: ángulo que forma la margen del río con la horizontal en sentido transversal (grados), $\beta \ge 14^o$.