

全亂流에서 波浪과 海流의 摩擦力 Wave-Current Friction in Rough Turbulent Flow

유 동 훈*
Dong Hoon Yoo*

要 旨 : 전난류에서 파와 해류가 합성하였을 때 발생하는 해저면 마찰력을 계산하는 방법을 고찰하였다. 전난류에서 일방향 흐름에 의한 마찰력의 산정방법으로 절점조정법을 제시하며, Bijker의 관측자료와 비교하여 절점조정치를 산정하였다. 파와 해류의 합성류에 의한 마찰력 계산방법으로 수정된 Bijker 모형(BYO Model)과 수정된 Fredsoe 모형(FY Model)을 Bijker의 관측자료에 적용하였으며, 두 모형 모두 한가지씩 새로운 개선책을 제시하였다.

Abstract □ The present paper considers the method to estimate the bottom friction driven by waves and current on rough turbulent flow. Parameter adjusting technique is suggested for the computation of bed shear stress driven by uni-directional flow, and the value of parameter is determined by comparing the computational results against Bijker's laboratory data. For the computation of combined flow bottom shear stress, two methods are presented; one is the modified Bijker approach (BYO Model) and the other is the modified Fredsoe approach (FY Model), both of which are refined by the present writer. Both models are again refined in two aspects, and tested against the Bijker's laboratory data.

1. 서 론

해안선의 변형, 항로 및 항내의 매물, 연안구조물 주위에서의 침식 등은 파랑과 해류의 합성류에 의한 해저마찰력으로부터 직접적인 영향을 받아 나타나는 현상이며, 쇄파에 의한 연안류의 분포에 미치는 요인중 합성류에 의한 해저마찰력은 가장 영향도가 높은 인자라 할 수 있다. 따라서 파랑과 해류의 합성에 의한 해저마찰력에 대한 정확한 계산은 거의 모든 해안환경수리문제 해석에 있어 필히 고려되어야 할 사항이다.

합성류에 의한 해저마찰력을 계산하는 방법으로 여러 방법들이 제안되어 왔으나, 주로 경계층 내에서 파속과 해류속의 합성과 파마찰계수에만 주 관심을 가져왔으며, 일방향흐름에 의한 마찰력 계산에 대한 검증에는 미흡하였다. 개수로 마찰력 또는 평균유속 산정식으로 Manning식, Bazin식 등이 오랫동안 사용되어 왔으나, 이들 경험식들은 차원이 일치하지

않을 뿐만 아니라 광범위한 수리조건에서의 적용 가능성에도 상당한 의문점을 갖고 있다. Keulegan은 Prandtl의 혼합길이 이론을 수심 전구간에 적용하여 개수로 마찰계수 산정방법을 제시하였다. 매끄러운 벽면 개수로에 대하여 Tracy와 Lester(1961)는 절점수정법을, Kazemipour와 Apelt(1979)는 형상계수(shape factor) 도입법을, 유동훈(1993a)은 마찰반경(frictional radius) 도입법을 제시하였으며, 유동훈과 김봉균(1993)은 거칠은 벽면 개수로에서의 마찰계수 산정에 Tracy-Lester의 절점수정법을 적용하여 일반성을 확보하고자 시도하였다.

파랑과 해류의 합성에 의한 마찰력 계산방법으로 수정된 Bijker 모형(본 논문에서 BYO Model이라 칭함)과 수정된 Fredsoe 모형(본 논문에서 FY Model이라 칭함)은 광범위한 조건에서의 합성류 마찰력 계산에 상당한 신뢰성을 인정받고 있다. 그러나 두 방법 모두 모형 검증에 있어 마찰력에 대한 절대치의 비교를 시도하지 않았으며 단지 일방향 흐름에 의한

*아주대학교 토목공학과 (Department of Civil Engineering, Ajou University, Suwon 442-749, Korea)

마찰력에 대한 합성류 마찰력의 비인 증폭계수에 대하여서만 비교하였다. 이는 일방향 흐름에 의한 마찰력 계산결과에 대한 검증의 결여 때문이었으며, 본 연구에서 절점수정법을 적용하여 마찰력에 대한 절대치의 비교를 시도하였다.

BYO 모형에서 유동훈과 이동수(1992)는 감속계수의 산정시 파랑의 진행방향과 해류가 이루는 각도의 영향을 고려하였으며, 이에 기초하여 감속계수의 양해법 산정식을 제시하였다. 그러나 기존 양해법 산정식은 경계점 부근에서 불연속성이 나타남을 확인하였으며, 이의 개선책이 본 논문에 제시되어 있다. FY 모형은 Fredsoe 이론에서 경계층 파유속이 Potential theory로 산정되는 해저면 유속과 상당한 차이를 보일 것이라는 추론에 근거하여 개선된 모형인데 유동훈(1993b)의 Figs. 4와 5에 도시된 바와 같이 조고대 최대행정거리비가 0.5 이하일 때 파마찰계수가 급격히 감소하는 경향을 보였다. 파마찰계수 분포만 살펴볼 때 이러한 경향의 정확도를 분명히 파악할 수 없었는데, 파와 해류의 합성류에 적용하였을 경우 상당한 오차를 유발하였다. 본 고에서 새로운 조건식을 추가하여 이러한 문제점을 개선하였으며, 본 연구에서 새로이 개선된 BYO 모형과 FY 모형을 Bijker의 실험자료에 적용하여 검증하였다.

2. 개수로 마찰계수

개수로 흐름에 대한 관심은 인류문명의 역사만큼이나 오래되었으며, 본격적인 연구도 100년 이상의 오래된 연구역사를 갖고 있음에도 불구하고 이에 대한 우리의 이해는 아직 매우 미흡한 것으로 판단된다. 개수로 마찰흐름에 대한 조직적인 실험연구는 Bazin (1865)이 최초로 시도하였던 것으로 알려져 있으며, 이후 Manning(1889)은 상당히 많은 양의 Bazin 실험자료와 그밖의 여러 관측결과를 이용하여 지수함수 형태의 경험식을 제시하였으며, Bazin(1897)도 새로운 형태의 경험식을 개발하였다. 그밖에 여러 연구자들이 개수로 평균유속산정식을 개발하였는데, 그 경험식들의 기본형태는 다음과 같은 Chezy의 이론식에 기초한다.

$$V = \sqrt{\frac{gHi}{C_c}} \quad (1)$$

또는

$$V = C_h \sqrt{Hi} \quad (2)$$

여기서 V 는 단면평균유속, g 는 중력가속도, H 는 동수반경, i 는 수로경사, C_c 는 개수로 또는 일방향흐름 마찰계수, C_h 는 Chezy 계수이며 $C_h = \sqrt{g/C_c}$.

관수로인 경우 반경 r 은 동수반경 H 의 두배이며, Prandtl의 혼합장이론으로부터 다음식이 유도된다.

$$\frac{1}{\sqrt{C_c}} = \frac{1}{k} \left[\ln \frac{r}{z_0} - 1.5 \right] \quad (3)$$

여기서 k 는 von Karman constant이고 z_0 는 영점높이 (zero velocity height)이며 수리학적으로 거칠은 면의 흐름 또는 전난류에서 $z_0 = k_s/30$, k_s 는 등가조고이다. 반경 대신에 $2H$, z_0 대신에 $k_s/30$ 을 대입하면

$$\frac{1}{\sqrt{C_c}} = \frac{1}{k} \left[\ln \frac{H}{k_s} + B \right] \quad (4)$$

여기서 절점 $B=2.401$ 이 유도된다. 상기식은 관수로 마찰흐름으로부터 유도된 것이며 자유수면을 가진 개수로 마찰흐름은 벽면과 자유수면이 공존하기 때문에 상당한 차이를 가질 수 있다.

Keulegan은 Prandtl의 혼합장이 바닥면으로부터 자유수면까지 선형비례한다고 가정하였으며 이때 유속분포는 Fig. 1에 도시된 바와 같다. 폭이 무한대로 큰 개수로에서 Prandtl의 혼합장이론을 수정치 않고 적용하면 마찰계수는 다음 산정식으로 계산된다.

$$\frac{1}{\sqrt{C_c}} = \frac{1}{k} \left[\ln \frac{d}{z_0} - 1.0 \right] \quad (5)$$

마찬가지로 수심 d 대신에 H , z_0 대신에 $k_s/30$ 을 대입하면 식 (4)에서 $B=2.594$ 가 유도된다.

상기 유도된 절점수치들 $B=2.401$ 과 $B=2.594$ 는 관수로 또는 불합리한 가정에 기초하여 유도된 수치이므로 계산된 마찰력이 실험자료와 비교하여 일치하지 않을 것을 예상할 수 있다. 이는 유속분포가 Fig. 1(a)에 제시된 바와 같은 유속분포를 그대로 따르지 않기 때문인데 Fig. 1(b)에 제시된 바와 같이 자유표면에서의 표면장력으로 인하여 최대유속이 표면에서 발생치 않고 약간 아래에 발생하고 개수로 형상에 따라 2차류가 발생하기 때문인 것으로 판단되어 왔다.

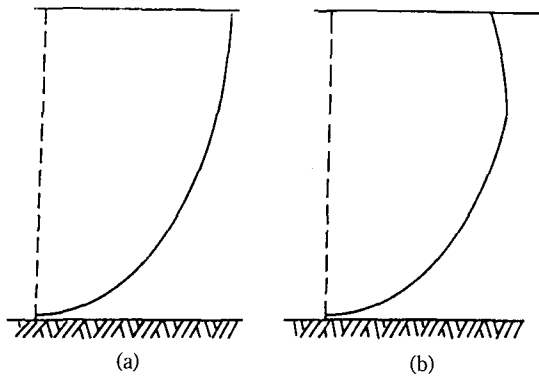


Fig. 1. Schematic diagram of velocity distribution of free surface flow. (a) Keulegan assumption (b) real distribution.

그러나 표면장력과 형상비의 영향을 조직적으로 정량화하는데 확실한 지침이 마련되지 못한 것 같으며, 본 고에서는 관측자료에 대비하여 절점 B의 최적치를 구하고자 한다.

3. Bijker-Yoo-O'Connor Model

파도와 해류가 합성할 때 발생하는 해저면마찰력은 일방향흐름의 마찰력에 증폭계수를 곱하여 구하여지며, 평균마찰력과 최대마찰력의 산정식은 각각 다음과 같다.

$$\langle \tau \rangle = \beta \tau_c \tag{6}$$

$$\tau_x = \kappa \tau_c \tag{7}$$

여기서 일방향흐름에 의한 마찰력 $\tau_c = \rho C_c U^2$ 이며, 해류마찰계수 C_c 는 절점계수 B가 조정된 식 (4)로부터 산정된다. $\langle \tau \rangle$ 는 주기평균 합성류 마찰력, τ_x 는 최대 합성류 마찰력, β 와 κ 는 각각 해당 마찰력의 증폭계수이다. 증폭계수 β 와 κ 는 각각 Yoo(1989)의 식 (3)과 (4)로부터 산정되고 각 식에 사용되는 해류의 감소계수 α 는 난류확산계수의 비로서 구하여지며 합성각 θ 의 영향을 고려하여 다음과 같다.

$$\alpha = (D_c / (D_c^* + \xi D_w^*))^{1/3} \tag{8}$$

또는 :

$$a\alpha^5 + b\mu^c \quad \mu^{2+c} \quad -a + 0.424\xi\eta\mu^2\alpha^3 - 1 = 0 \tag{9}$$

여기서 D_c 는 해류마찰 에너지손실률, D_w 는 파마찰 에너지손실률, $\xi = 0.3 + 0.7 \sin\theta$, $\mu = \zeta \eta$, $\zeta = (C_w/C_c)^{1/2}$, $\eta = U_b/U$, C_w 는 파마찰계수, U_b 는 해저면에서의 최대 파속, 상수들 a, b, r, q는 주기평균치들로서 회귀분석으로부터 약산식으로 구해진다(Yoo, 1989). 파마찰계수 C_w 는 Swart(1974)의 약산식을 약간 수정하여 다음과 같이 산정된다.

$$C_w = \exp \left[5.213 \min \left(0.5, \frac{k_s}{A_p} \right)^{0.194} - 6.67 \right] \tag{10}$$

상기식에서 A_p 는 파운동의 해저면 최대행정거리이며, 상기식은 수정된 Jonsson 식 [JY]이나 수정된 Fredsoe 모형 [FY]의 계산결과와 유사하다(유동훈(1993b)와 본고의 Fig. 3 참조).

여러번의 시행착오를 거쳐서 유동훈과 이동수(1992)는 감속률 α 를 η , θ , ζ 의 함수로 취하는 약산식을 제시하였다. 그러나 유와 이의 약산식은 경계점 부근에서 불연속성을 나타내고 있으므로 경계점 부근에서 계산의 불안정성을 가져올 수 있다. 이러한 문제점을 개선하기 위하여 α 를 μ , θ , ζ 의 함수로 취하고 다음과 같은 약산식을 제시한다.

$$\alpha = \begin{cases} (0.08 + (1.9 - 0.60^{0.25}) \zeta^{0.35}) \mu^{-1} & \mu > \mu_c \\ \tanh[A(\ln(\mu_c/\mu)^{1.2} + C)] & \mu < \mu_c \end{cases} \tag{11}$$

여기서 θ 는 해류의 직각방향과 파의 진행방향과 이루는 각도이며,

$$\mu_c = \exp(1.7 + 0.35 \ln \zeta) \tag{12}$$

$$A = 0.65 - 0.180^{0.25} - 0.06(1 - 0.60^{0.25}) \zeta^{0.5} \tag{13}$$

$$C = 0.4 - 0.14 \zeta^{0.25} \tag{14}$$

$\theta = 0, \pi/4, \pi/2$ 에 대하여 식 (11)로 산정된 계산결과와 식 (9)의 산정결과와 비교되어 Fig. 2에 제시되어 있다. 유와 이(1992)의 Figs. 1, 2, 3, 4, 5에 도시된 바와 같이 유와 이의 약산식은 경계점에서 불연속성을 나타내는 반면에 식 (11)로 계산된 감속률 α 의 분포는 경계점에서도 연속성을 보이고 있다. 단지 $\theta = \pi/2$ 이고 ξ 가 0.1 이하로 작으며 μ 가 1 이하로 작을 때 오차가 큰 데 그 이외에는 상당한 정밀도를 갖고 있음을 알 수 있다.

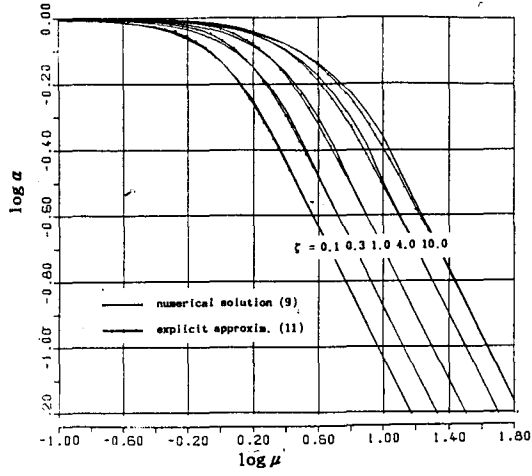


Fig. 2. Comparison of current velocity reduction factor between numerical solution (Eq. 9) and explicit approximation (Eq. 11) (a) $\theta=0$.

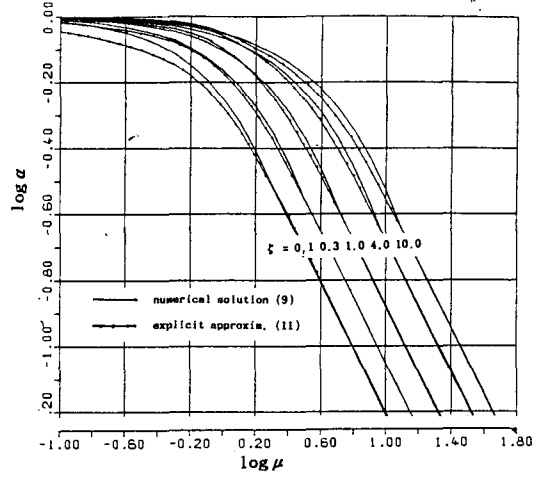


Fig. 2. Cont'd (c) $\theta=\pi/2$.

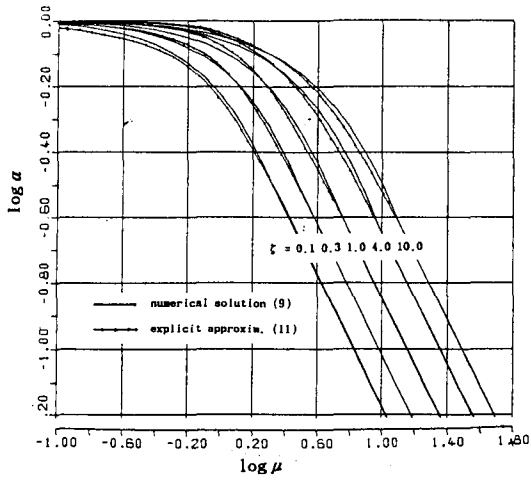


Fig. 2. Cont'd (b) $\theta=\pi/4$.

4. Fredsøe-Yoo Model

선형파이론으로 구해지는 해저면유속이 경계층에서의 실제 파유속과 상당히 다를 수 있다는 추론에 기초하여 유동훈(1993b)은 Jonsson(1967)의 이론과 Fredsøe(1984)의 수치모형을 개선하였으며, 파마찰계수에 대한 관측자료와 비교하여 상당히 양호한 계산 결과를 얻었다. 유동훈의 경계층 파속 또는 Fredsøe Point(z_F)에서의 파속 산정식은 다음과 같다.

$$u_b = \gamma U_p \tag{15}$$

$$\gamma = \exp\left(0.55 \frac{k_s}{A_p}\right) \sin^{3.5} \lambda \tag{16}$$

상기식에서 u_b 는 경계층 최상점에서의 파속, U_p 는 선형파이론으로 산정되는 해저면 최대파속, λ 는 파운동의 위상각이다. 식 (15)와 (16)을 이용하여 Jonsson 이론과 Fredsøe 모형으로 산정된 파마찰계수의 분포가 유동훈(1993b)의 Fig. 4와 5에 제시되어 있다. 도시된 바와 같이 조교에 대한 최대 행정거리비 A_p/k_s 가 약 0.5 이하 또는 k_s/A_p 가 약 2.0 이상일 때 파마찰계수가 급격히 감소하는 양상을 보이고 있는데 이러한 경향은 합성류 마찰력 산정시 문제점을 도출하였다. 이를 개선코자 식 (16)을 다음과 같이 수정한다

$$\gamma = \exp\left[0.55 \min\left(2.0, \frac{k_s}{A_p}\right)\right] \sin^{3.5} \lambda \tag{17}$$

상기 경계층파속 산정식을 사용했을 때 파마찰계수를 산정하기 위한 Fredsøe 이론은 상당한 수정을 거쳐야 했으나 파와 해류의 합성류에 의한 마찰계수를 산정하는 과정은 오히려 큰 수정없이 Fredsøe 이론 과정을 거의 똑같이 따르면 된다. 파와 해류가 합성하였을 때 Fredsøe Point에서의 유속은 다음과 같이 산정된다.

$$\left(\frac{u^*}{k} \ln \frac{z_F}{z_0}\right)^2 = \left(\frac{u^*_0}{k} \ln \frac{z_F}{z_0} + u_i\right)^2 + \dots \tag{18}$$

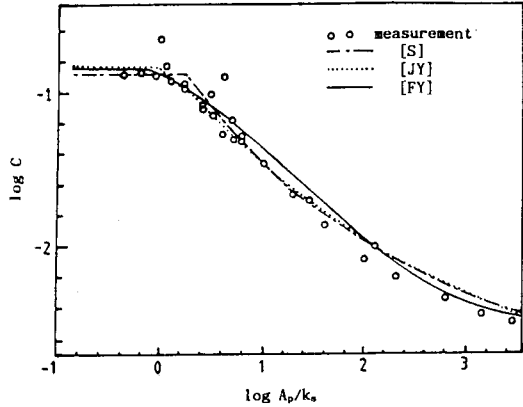


Fig. 3. Comparison of wave friction factor between Swart Approximation (Eq. 10) [S], modified Jonsson Approach [JY] and modified Fredsøe model [FY] with Eq. 17.

여기서 θ 는 파의 진행방향이 해류의 직각방향과 이루는 각도이며, 만일 θ 를 파의 진행방향이 해류가 흐르는 방향과 이루는 각도를 취하면 $\cos\theta$ 는 $\sin\theta$ 로, $\sin\theta$ 는 $\cos\theta$ 로 대치하여야 한다. Fredsøe Point $Z_f = e^b z_0$ 이며,

$$b = \frac{ku_b}{u_a^*} \tag{19}$$

u_a^* 는 임의로 결정된 합성류 마찰속도이며(Fredsøe (1984) 참조), u_b^* 는 일방향 흐름만 작용할 때의 마찰속도이고, u^* 가 실질적인 마찰속도이다. Fredsøe Point에서의 파속 u_b 는 식 (15)로부터 산정된다. 식 (19)를 위상각에 관해서 미분하고 식 (18)을 이용하면 계수 b 에 관하여 다음과 같은 산정식이 구하여진다.

$$\frac{db}{d\lambda} = q^{-1} [\delta(b^2 + r^2 + 2br\cos\theta)^{1/2} - p \tan^{-1} \lambda] \tag{20}$$

여기서 $\delta = kA_p u^* / z_0 U_p$, $r = \kappa \gamma (U_p / u^*)$, $q = e^b (b - 1) + 1$, $p = b(e^b - b - 1)$ 이다. 원래의 Fredsøe 모형에서 $\gamma = \sin\lambda$ 인데 새로이 수정된 모형에서는 식 (17)로 산정된다. 그러나 λ 가 작을 때 식 (20)의 해는 원래의 Fredsøe 모형의 결과와 동일하며 다음과 같다.

$$b = \sqrt{\frac{4}{3} \delta \lambda} = t \tag{21}$$

식 (21)을 초기치로 가정하고 Runge-Kutta 방법으로 식 (20)의 해를 구하며, 시시각각 변이하는 마찰속도는 다음 식으로 산정한다.

$$u^* = u_0^* \sqrt{1 + \frac{r^2}{b^2} + \frac{2r\cos\theta}{b}} \tag{22}$$

식 (22)의 평균치로 주기 평균마찰력을 산정하고, 일 주기당 최대치를 택하여 합성류의 최대마찰력을 산정한다.

5. 모형의 검증

이상의 수정된 BYO 모형과 FY 모형의 검증은 Bijker(1967)의 잘 제어된 실험자료에 적용하여 검증한다. Bijker의 실험자료는 BYO 모형을 단계별로 개선시키는 과정에서 여러번 이용한 바 있다(Yoo & O'Connor, 1987; O'Connor & Yoo, 1988; Yoo, 1989). Bijker의 실험은 $\theta=0$ 과 $\theta=\pi/6$ 등 두 가지 경우에 대하여 실험하였는데 $\theta=0$ 에 대하여는 조고가 분명히 밝혀져 있으나 $\theta=\pi/6$ 인 경우에는 모래를 사용한 수조 바닥에 연흔이 생성되어 조고가 불분명하다. 유동훈과 이동수(1992)는 연흔의 형상을 고려하여 $\theta=\pi/6$ 경우의 실험자료에 대한 검증을 실시하였는데 전반적으로 계산결과는 관측결과보다 작게 산정되었으며, 이는 계산에서 고려하지 않은 토사이동에 의한 에너지손실 때문인 것으로 판단하였다. 본 고에서는 등가조고가 확실하게 산정된 $\theta=0$ 에 대하여 모형 검증을 실시한다.

Bijker는 쇄파대 연안류 발생조건과 유사한 수조 조건을 만든 다음 마찰력 산정실험을 실시하였으며, 각 조건에 따라 해류만 흐를 때의 수면기울기 i_c 와 파도와 해류가 동시에 작용할 때의 수면기울기 i_{wc} 를 관측하였다. 이들 관측된 기울기로부터 일방향 흐름의 마찰력 τ_c 와 합성류 흐름의 평균마찰력 $\langle \tau \rangle$ 는 각기 다음과 같이 산정된다.

$$\tau_c = \rho g d i_c \tag{23}$$

$$\langle \tau \rangle = \rho g d i_{wc} \tag{24}$$

이제까지의 검증에서 실험자료와의 비교는 식 (6) 제시된 증폭계수 β 의 산정치와 실험자료에서 기울기의 비 i_{wc}/i_c , 즉 관측된 증폭계수에 대하여만 실시하

Table 1. Bed shear stresses using various values for B parameter

No.	d	V	H	k _s	i _c	i _{wc}	ρgdi _c	τ ^c			ρgdi _{wc}	<τ>		
	m	m/s	m	mm	N/m									
								B-	2.401	2.594	2.530	B-	2.401	2.594
121	0.20	0.10	0.036	24.0	0.39	0.64	0.077	0.078	0.072	0.074	0.126	0.136	0.128	0.130
122	0.21	0.19	0.036	33.0	1.45	1.90	0.299	0.320	0.292	0.301	0.391	0.430	0.401	0.410
124	0.35	0.21	0.068	42.0	1.00	1.58	0.343	0.345	0.317	0.326	0.542	0.509	0.477	0.487
124	0.33	0.30	0.066	40.0	2.04	2.73	0.660	0.708	0.651	0.669	0.884	0.926	0.866	0.885
126	0.19	0.21	0.022	38.0	2.24	2.66	0.418	0.439	0.399	0.412	0.496	0.491	0.454	0.466
101	0.19	0.22	0.026	44.0	2.56	2.96	0.477	0.519	0.471	0.486	0.552	0.594	0.547	0.562
101	0.20	0.21	0.026	67.0	2.91	3.24	0.571	0.578	0.519	0.537	0.636	0.643	0.587	0.605
102	0.21	0.24	0.028	37.0	2.57	3.02	0.529	0.538	0.492	0.506	0.622	0.617	0.571	0.586
103	0.32	0.21	0.034	28.0	0.89	1.06	0.279	0.302	0.279	0.286	0.333	0.369	0.346	0.354
104	0.32	0.25	0.038	28.0	1.34	1.56	0.421	0.427	0.395	0.405	0.490	0.513	0.481	0.491
105	0.36	0.24	0.047	18.0	0.84	1.06	0.297	0.316	0.295	0.302	0.374	0.418	0.396	0.403
106	0.36	0.27	0.044	20.0	1.17	1.40	0.413	0.417	0.388	0.397	0.494	0.514	0.485	0.494
114	0.31	0.25	0.060	62.0	1.95	2.41	0.593	0.622	0.566	0.584	0.733	0.811	0.584	0.771
115	0.35	0.14	0.066	29.0	0.36	0.64	0.124	0.131	0.121	0.124	0.220	0.228	0.215	0.220
116	0.35	0.27	0.066	42.0	1.60	2.18	0.549	0.571	0.525	0.539	0.749	0.764	0.715	0.730
Average error (%)								4.36	-4.19	-1.48		4.79	-2.19	0.03
Absolute average error (%)								4.36	4.19	2.63		5.85	4.39	3.97

였으며, 마찰력 <τ>, τ_c 자체에 대하여는 비교하지 않았었다. 이는 일방향흐름에 의한 마찰력 τ_c의 계산 결과가 만족스럽지 못하는데 큰 이유가 있었으며 본고의 제2절에 살펴본 바와 같이 절점계수 B의 조정으로 τ_c의 계산에 정확을 기하며, 다음 단계로 합성류 마찰력 <τ>의 수치를 비교하고자 한다.

검증과정에서 각 오차의 평균치와 절대치의 평균을 동시에 비교하여 산정식의 성향을 살펴보았다. Table 1에는 Bijker 실험중 15가지 경우에 대하여 관측결과와 계산결과를 비교 제시하였는데, 식 (4)를 이용한 일방향흐름 마찰력 계산에서 절점계수 B를 관마찰식에 사용된 수치 B=2.401을 대입하면 전반적으로 과대산정하는 경향이 있고 평균오차는 4.36%이며, Keulegan의 가정에 의한 수치 B=2.594를 대입하면 전반적으로 과소산정하는 경향이 있고 평균오차는 -4.19%이다. 이에 반하여 조정치 B=2.53을 사용하였을 경우 일방향흐름 마찰력을 상당히 정확하게 산정할 수 있으며 평균오차는 -1.48%으로 상당히 감소하였다. 또한 조정된 절점계수치를 대입하고 BYO 모형을 이용하여 평균마찰력을 계산하였을 경우 평균오차는 0.03%이며 오차 절대치의 평균은 4% 이내이다.

동일한 관측자료에 대하여 Fredsøe 원모형의 계산 결과는 식 (17)의 γ 대신에 γ=sinλ을 적용하여 계산하면 얻을 수 있다. Table 2에 제시된 바와 같이 평균마찰력의 경우 Fredsøe 모형의 계산결과도 크게 만족스럽지는 않으나 오차의 범위가 8% 이내로 별로 크지 않아 Fredsøe 원모형의 결점을 분명히 파악할 수 없었다. 그러나 최대마찰력 τ_w를 살펴보면 Fredsøe 원모형의 결점을 분명히 파악할 수 있다. Table 2의 Measurement항에 일방향흐름의 마찰력 τ_c와 파도만의 최대마찰력 τ_w가 계산되어 제시되어 있는데 Fredsøe 원모형으로 계산된 합성류의 최대마찰력 τ_w는 많은 경우 파도만의 최대마찰력 τ_w보다 작게 산정하고 있다. 이는 Fredsøe 원모형에서 선형파이론으로 계산한 해저면유속을 경계층유속으로 가정한 것에 심각한 오차가 존재하기 때문인 것으로 분석되고 있다.

식 (17)로 계수 γ를 구하고 경계층유속을 산정한 Fredsøe-Yoo 모형으로 계산하였을 경우 평균마찰력의 계산결과는 평균오차가 0.21% 정도로 훨씬 정확할 뿐만 아니라 최대마찰력의 계산도 상기와 같은 모순점이 발견되지 않았다. 평균마찰력 계산에 있어 Fredsøe-Yoo 모형과 Bijker-Yoo-O'Connor 모형의 계산 결과는 비슷한 정도의 정확도를 보이고 있으나 최대

Table 2. Comparison of computed bed shear stress against Bijker's laboratory data (Wave period is 1.57 seconds for all cases)

No.	Laboratory conditions				Measurement			[F]		[FY]		[BYO]	
	d m	V m/s	H m	k _s m	τ_c N/m ²	τ_w N/m ²	$\langle\tau\rangle$ N/m ²	$\langle\tau\rangle$ N/m ²	τ_x N/m ²	$\langle\tau\rangle$ N/m ²	τ_x N/m ²	$\langle\tau\rangle$ N/m ²	τ_x N/m ²
121	0.20	0.10	0.036	0.024	0.074	0.258	0.126	0.102	0.227	0.126	0.923	0.130	1.540
122	0.21	0.19	0.036	0.033	0.301	0.275	0.391	0.334	0.458	0.372	1.127	.410	1.628
124	0.35	0.21	0.068	0.042	0.326	1.961	0.542	0.488	1.264	0.521	3.287	0.487	2.730
124	0.33	0.30	0.066	0.040	0.669	1.695	0.884	0.815	1.413	0.873	3.197	0.885	3.086
126	0.19	0.21	0.022	0.038	0.412	0.091	0.496	0.424	0.468	0.433	0.624	0.466	0.950
101	0.19	0.22	0.026	0.044	0.486	0.126	0.552	0.503	0.568	0.517	0.794	0.562	1.242
101	0.20	0.21	0.026	0.067	0.537	0.135	0.636	0.562	0.652	0.570	0.864	0.605	1.240
102	0.21	0.24	0.028	0.037	0.506	0.166	0.622	0.526	0.599	0.548	0.933	0.586	1.281
103	0.32	0.21	0.034	0.028	0.286	0.430	0.333	0.329	0.498	0.379	1.461	0.354	0.948
104	0.32	0.25	0.038	0.028	0.405	0.538	0.490	0.455	0.646	0.503	1.547	0.491	1.229
105	0.36	0.24	0.047	0.018	0.302	0.977	0.374	0.366	0.628	0.362	0.982	0.403	1.383
106	0.36	0.27	0.044	0.020	0.397	0.856	0.494	0.457	0.692	0.462	1.112	0.494	1.332
114	0.31	0.25	0.060	0.062	0.584	1.281	0.733	0.736	1.371	0.874	4.712	0.771	2.766
115	0.35	0.14	0.066	0.029	0.124	1.848	0.220	0.237	0.895	0.226	1.869	0.220	2.439
116	0.35	0.27	0.066	0.042	0.539	1.848	0.749	0.700	1.388	0.754	3.387	0.730	2.766
Average error (%)								-7.88		0.21		0.03	
Absolute average error (%)								8.95		6.58		3.97	

마찰력 계산에 있어서는 많은 차이를 보이고 있다. 어느 경우에는 BYO 모형이 산정한 최대마찰력이 FY 모형이 산정한 최대마찰력보다 더 크며, 어느 경우에는 더 작으며 관측자료가 없어 우열을 판단하기는 어렵다. 단지 난류확산계수의 시간변이를 고려한 FY 모형이 난류확산계수의 시간변이를 무시한 BYO 모형보다 더 정확한 산정치를 제공하리라 추론할 뿐이다.

6. 결론 및 토의

대수분포식으로부터 유도된 마찰계수 산정식에서 절점계수의 조정으로 더욱 정확한 마찰계수 산정식을 개발할 수 있었다. 조정된 절점계수의 수치는 Bijker가 실험한 조건에만 적합한 수치이며 수로 단면의 형상이 다를 때 수치가 달라질 가능성이 높다. 이러한 문제점에 대하여 앞으로 집중적인 연구가 요망된다.

경계층 최상점에서의 실제 유속은 선형파이론으로 산정된 해지면 유속과 다르리라는 추론은 저자가 오래전부터 예상했던 사항이며, Fredsøe 모형으로부터 계산된 합성류 최대마찰력이 파의 최대마찰력 보다 작게 산정되는 모순은 상기 가설의 문제점 때문인

것으로 간접적으로 확인되었다. 앞으로 식 (15)와 (17)로 산정된 경계층 유속을 관측자료와 직접 비교해 봄으로써 직접적인 확인절차가 필요하리라 판단되며 이는 더욱 완벽한 모형개발에 일조를 기할 수 있을 것이다.

경계층 유속에 대한 수정을 가하여 이루어진 Fredsøe-Yoo 모형은 Bijker-Yoo-O'Connor 모형의 계산 결과와 Bijker 실험조건에 대한 평균마찰력 계산에 있어 비슷한 정도의 정확도를 보인다. 이는 두 모형의 신뢰성을 동시에 확립하여 주는 것이며, BYO 모형의 공학적인 적용에 있어 오히려 계산방법이 간단하여 해의 정확도에 대하여 가진 일말의 불안감을 일소하여 줄 것이다. 그러나 최대마찰력 산정에 있어 두 모형은 모두 파마찰력 보다 작은 모순점은 발견되지 않았으나 서로 상당한 계산 차이를 보이고 있어 이에 대한 정밀관측자료가 확보된 후 확실한 검증이 요망된다.

사 사

본 연구의 일부는 한국과학재단 지원에 의한 1992년도 박사후 과정중의 연구 결과이다.

참고문헌

- 유동훈, 1989. 합성류 전단력 계산을 위한 혼합거리 모델, 한국해양·해양공학회지, **1**(1): 8-14.
- 유동훈, 1993a. 완난류 개수로 마찰계수, 제35회 수공학 연구발표회 논문집: 49-56.
- 유동훈, 1993b. 전난류에서의 파마찰계수, 한국해양·해양공학회지, **5**(2): 51-57.
- 유동훈, 김봉균. 1993. 거칠은 개수로에서의 완난류 마찰, 1993년도 대한토목학회 학술발표회 개요집(II), 103-106.
- 유동훈, 이동수, 1992. 이동상 해저면에서의 마찰력, 한국해양·해양공학회지, **4**(2): 63-71.
- Bazin, H.E., 1865. Recherches experimentales sur lecoulement de leau dans les canaux decouverts, Memories presents par divers savants al Academie des Sciences, Paris, 19.
- Bazin, H.E., 1897. A new formula for the calculation of discharge in open channels, Memore No. 41, *Annales des ponts et chaussées*, **14**(7): 20-70.
- Fredsoe, J., 1984. The turbulent boundary layer in wave-current motion, *J. Hydraulic Engineering*, ASCE, **110**(8): 1103-1120.
- Jonsson, I.G., 1967. Wave boundary layers and friction factors, *Proc. 10th Int. Conf. Coastal Eng.*, ASCE, Tokyo: 127-148.
- Kazemipour, A.K. and Apelt, C.J., 1979. Shape effects on resistance to uniform flow in open channels, *J. Hydraulic Research*, IAHR, **17**(2): 129-147.
- Manning, R., 1889. On the flow of water in open channels and pipes, *Trans. Ins. of Civil Engineers of Irland*, **20**: 161-195.
- O'Connor, B.A. and Yoo, D., 1988. Mean bed friction of combined wave-current flow, *Coastal Eng.*, **12**: 1-21.
- Swart, D.H., 1974. Offshore sediment transport and equilibrium beach profiles, Delft Hydraulic Lab., Publ. 131.
- Tracy, H.J. and Lester, C.M., 1961. Resistance coefficient and velocity distribution; smooth rectangular channel, U.S. Geological Survey, Water-Supply Paper 1592-A.
- Yoo, D., 1989. Explicit modelling of bottom friction in combined wave-current flow, *Coastal Eng.*, **13**: 325-340.
- Yoo, D. and O'Connor, B.A., 1987. Bed friction model of wave-current interacted flow, *Proc. Spec. Conf. Coastal Hydrol.*, ASCE: 93-106.