

불규칙파에 의한 연안류 Longshore Currents Driven by Irregular Waves

유동훈* · 김창식**

Dong Hoon Yoo* and Chang Shik Kim**

要 旨 : 불규칙파에 의한 연안류를 수치모형으로 해석하였으며, 수치모형에 사용되는 제 경험식들을 개선하였다. 불규칙파의 쇄파조건으로 Kitaigorodskii의 평형조건식을 수정하여 사용하였으며, 실제 해저면에서의 마찰력을 계산하기 위하여 연흔의 생성과 형상에 따른 조고의 증가와 토사가 이동할 때 발생하는 에너지 손실을 고려한 조고의 증가를 동시에 고려하였다. 연흔 형상 산정식으로 Nielsen 식과 Madsen-Rogengaus 식을 사용하였는데, 연흔형상에 대한 두 식의 산정결과는 비슷하나 등가조고 산정에 도입되는 비례상수의 수치가 달라 추정된 등가조고에는 상당한 차이를 보이고 있다. 난류에 너지식과 확산길이식에 사용되는 경험상수를 최적화 기법으로 결정하였으며, 이를 이용하여 불규칙파에 의한 연안류를 예측하였다.

Abstract □ Currents driven by irregular waves are modelled using numerical model with various empirical relations improved. Kitaigorodskii's equilibrium equation is refined to account for shoaling effect and used for checking the breaking condition. In order to compute the bottom friction realistically, equivalent roughness heights are estimated considering the ripple shape and bed load transport which may be significant in the surf zone. Two sets of equations are employed to evaluate the ripple shape: one is suggested by Nielsen and the other by Madsen and Rogengaus. Both equations give similar shape of ripples, but Madsen et al. give lower value of ripple factor than Swart suggesting that the equivalent roughness becomes relatively small. Optimization technique is used to determine the proper values for the empirical parameters of κl equations, and the longshore current velocity is computed using the values of empirical parameters determined by the optimization technique.

1. 서 론

1940년대 이래 천해파에 의하여 발생하는 연안류에 대한 연구는 상당한 진전을 보아왔으며, 이를 예측하는 기법으로 수치모형의 향상과 발전은 모든 관련 현상에 대한 이해와 수식화의 전개에 따라 눈부신 성과를 거두어 왔다(Basco, 1983; Battjes, 1988; Arcilla, 1989; Yoo, 1990). 특히 최근의 천해파 해석에 대한 수치모형의 다양화와 쇄파조건식, 파와 해류의 합성류에 의한 해저면마찰력, 난류확산 등에 대한 연구성과는 이들과 직접적으로 관련되는 연안류 해석에 절대적인 도움을 주고 있다. 그러나 실제 발생하는 대부분의 연안류는 불규칙파에 의한 것임에도

불구하고 최근까지 연안류에 대한 해석은 단순파에 의한 연안류로 가정하여 해석하였으며, 이러한 가정은 여러 산정식의 신뢰도와 최종 수치모형의 예측성에 상당한 의문의 여지를 남겨두어 왔다.

불규칙파 연안류에 대한 본격적인 연구는 Thornton 과 Guza(1986)에 의하여 수행되었다. 그들은 매우 가치있는 현장관측자료를 제시하였을 뿐만아니라 통계적인 기법을 사용하여 천해 불규칙파를 해석하고 이에 의한 연안류를 예측하는 수치모형을 개발하였으며, 관측결과와 비교하여 수치모형의 응용성을 확인하였다. 그들의 연구결과에서 주목할 점은 불규칙파에 의한 연안류인 경우 난류확산의 영향이 거의 무시할 수 있을 정도로 작았다는 사실이다. 그들은

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

**한국해양연구소 연안공학부 (Coastal Engineering Division, Korea Ocean Research and Development Institute, P.O. Box 29, Ansan 425-600, Korea)

또한 마찰력산정을 단순화하여 해석적인 기법도 개발하였는데, 동시에 Leont'ev(1988)도 해석적인 기법으로 불규칙파에 의한 연안류를 해석하고 단순파에 의한 연안류와의 차이점을 논의하였다. 이밖에 Larson과 Kraus(1991)도 불규칙파에 의한 연안류를 해석하는 수치모형을 개발하였는데, 그들은 Thornton과 Guza(1986)의 연구결과와 달리 난류확산의 영향을 무시할 수 없다고 주장하였다. Larson-Kraus의 모형에서는 파와 해류의 해저마찰력을 유속의 단순조합으로 산정하였으며, 난류확산계수도 해저유속과 해저에서 파운동의 최대이동거리에 비례한다고 가정하였다. 그밖에 권정곤(1991)은 파별로 해석한 파조건의 중첩으로 불규칙파 연안류를 해석하였으며, 권과 양(1992)은 불규칙파에 의한 연안류 해석에 있어 파별 해석법, 성분파법, 대표파법 등을 제시하여 계산결과를 실험관측자료와 비교하였다. 그들은 특히 파별 해석법과 성분파법에 대하여 종합적으로 비교 검토하였다. 파별 해석법에 있어서는 개개파의 전파가 독립적으로 진행하였는지에 대한 의문점이 여전히 숙제로 남아 있었으며, 개개파의 전파속도가 일반 종확산관계식으로부터 구해지는 파속과 반드시 일치하지는 않는다는 문제점을 인식하였다. 성분파법 또는 스펙트럼파법에 있어서는 합성성분파의 쇠파조건으로 단일성분파에 대하여 사용하여온 방법은 적용할 수 없다는 사실을 인식하였다. 이러한 문제점 때문에 그들의 계산결과에 대한 비교에 있어서는 파별해석법이 성분파법 보다 우수한 것으로 나타났다.

성분파법으로 쇠파대에서의 천해파를 해석할 때 가장 큰 문제점은 권과 윤(1992)이 발견하였듯이 쇠파조건에 대한 처리인데 유동훈(1990)은 Kitaigordskii의 평형조건식을 도입하여 부분적인 성공을 거두었다. 그러나 다양한 현장조건에 대하여 동일한 평형조건식을 사용하면 도입되는 비례상수가 상당히 변이하는 것을 발견하였으며, Yoo(1994)는 종확산관계식을 이용하여 Kitaigordskii의 평형조건식을 수정하였으며 동일한 수치의 비례상수를 사용하고도 Thornton과 Guza(1986)가 발표한 여러 현장조건에 대하여 상당히 성공적으로 수치해석하였다. 또한 Yoo의 주관심은 현장조건에 있어서 난류확산계수와 합성류에 의한 해저면 마찰력의 정확한 해석이었다. 그는 $k-l$ 난류모형을 이용하여 난류확산계수의 산정에 정확도와 예측성의 증진을 기하였으며, 해저면 마찰력

산정의 현장성을 높이기 위하여 연흔의 생성 여부와 형상을 고려하여 등가조고 산정을 시도하였다. 또한 Yoo는 대표파법을 적용할 때 쇠파의 분산성 감소로 연안류 강도가 세배 이상 훨씬 크게 산정됨을 발견하였다. 따라서 대표파법을 이용하여 불규칙파에 의한 연안류를 해석할 때 수치모형의 예측성은 전혀 기대할 수 없음을 인식하였다.

Yoo(1994)가 개발한 $k-l$ 난류에너지 보존식에 있어 가장 큰 문제점은 l 보존식의 손실항에 사용되는 난류발생 주파수의 선정이었다. 그는 난류발생 주파수가 파주파수에 비례한다고 가정하였는데 일부 현장관측에서 두 수치가 선형적으로 비례하지 않음을 발견하였으며, 이러한 선형비례 가정하에 불규칙파에 의한 연안류를 해석할 때는 문제점이 뚜렷이 나타나지 않았으나 Visser(1991)가 실험연구한 단순파에 의한 연안류를 해석할 때 문제점이 뚜렷이 대두되었다. 유와 김(1994)은 이러한 문제점의 개선책으로 난류발생주파수가 $\sqrt{g/l}$ 에 비례하는 것으로 가정하여 단순파에 의한 연안류 해석에 있어 상당히 향상된 해석결과를 얻었다. 본 연구의 1차 목표는 동일한 가정하에 불규칙파에 의한 연안류 해석을 재 시도하여 도입되는 제 경험계수의 적절한 수치를 추정하는데 있다. 이러한 수치추정을 위하여 유와 김(1994)이 시도하였던 최적화기법을 이용하였다. 또한 Yoo(1994)는 Nielsen(1979)이 제시한 연흔형상 경험식을 사용하여 등가조고를 추정하였는데 쇠파대 내에서 높이 0.05m 정도의 연흔이 산정되었다. 그러나 관측자료의 미비로 이에 대한 검증이 충분치 않았을 뿐만 아니라 쇠파대 내에서는 매우 강한 와류의 형성으로 연흔이 거의 소멸한다는 주장도 있었다(Thornton, 1993). 따라서 연흔형상 산정에 대한 재 검토가 이루어져야 된다는 인식하에 Madsen과 Rogengaus(1988)가 개발한 연흔형상 경험식을 사용하여 Yoo(1994)의 계산결과와 비교 분석하였으며, 등가조고 산정에 도입되는 비례상수의 수치 산정에도 최근의 연구 결과를 이용하였다.

2. 지배 방정식

쇠파대 구간에서 연안류의 주요 에너지손실은 해저마찰에 의하나, 파에너지의 감쇠는 거의 전적으로 쇠파손실에 의하며, 마찰손실은 쇠파손실에 비하여

무시할 수 있을 정도로 작다. 따라서 단조해안에서 불규칙파의 변이를 해석하는 지배방정식에 마찰손실항은 포함할 필요가 없으며, 천수와 굴절효과만을 고려하여 불규칙파의 지배방정식은 다음과 같다(유, 1990; Yoo, 1994):

$$\frac{\partial P}{\partial t} + R \frac{\partial P}{\partial x} + S_h \frac{\partial d}{\partial x} + Q \frac{\partial V}{\partial x} = 0 \quad (1)$$

$$\frac{\partial Q}{\partial t} + R_x \frac{\partial Q}{\partial x} = 0 \quad (2)$$

$$\frac{\partial E(f)}{\partial t} + \frac{\partial R_x E(f)}{\partial x} + M_{xy}(f) \frac{\partial V}{\partial x} = 0 \quad (3)$$

여기서 x 좌표는 해안선에 연직인 방향으로 설정되며, y 좌표는 해안선에 나란한 방향으로 설정된다. P 와 Q 는 각각 파수벡터의 x 와 y 성분이며, R_x 은 각 주파수대 대표군속도의 x 방향성분, d 는 수심, V 는 연안류의 유속, $S_h = G\sigma_0/2d$, $G = 2Kd/\sinh(2Kd)$, K 는 파수, f 는 주파수, σ_0 는 Doppler-shifted angular frequency, $E(f)$ 는 불규칙파의 스펙트럼, M_{xy} 는 각 스펙트럼 밴드내의 잉여응력성분이며,

$$M_{xy}(f) = \frac{1}{2}(1+G) \frac{P}{K} \frac{Q}{K} E(f) \quad (4)$$

각 스펙트럼밴드간의 에너지전도를 무시할 수 있을 때 상기 지배방정식 (1), (2), (3)은 각 스펙트럼별로 독립적으로 운용하여 해를 구할 수 있다. 파스펙트럼의 형태가 narrow-band 일 때, 제곱평균파고 (root-mean-square wave height) H_{rms} 와 평균주기 (zero-crossing period) T_z 는 다음과 같이 계산된다.

$$H_{rms} = 2\sqrt{2} m_0^{1/2} \quad (5)$$

$$T_z = (m_0/m_2)^{1/2} \quad (6)$$

여기서

$$m_n = \int_0^\infty f^n E(f) df \quad (7)$$

쇄파대에서 식 (3)으로 계산된 에너지 스펙트럼은 적절한 쇄파조건을 사용하여 쇄파 여부를 확인한다. 단순파에 대한 쇄파조건식은 잘 확립되었으나 스펙트럼파의 쇄파조건에 대하여는 명확한 수식 개발이

미흡하다. 본 연구에서는 Kitaigorodskii *et al.*(1975)이 제안한 평형조건식을 수정하여 사용한다. Kitaigorodskii에 의하면 백파에 의한 스펙트럼파의 평형조건식은 다음과 같다.

$$E_b(f) = \gamma R^{-1} K^{-2} \quad (8)$$

여기서 R 은 파의 군속도이고, γ 는 상수이며 Kitaigorodskii는 $\gamma = (16 \pm 8) \times 10^{-3}$ 을 제안했다. Thornton and Guza의 관측자료에 적용하였을 때 2월 5일의 자료에 대하여 최초 쇄파점에서 γ 의 초기치는 약 0.018이 적합한 것으로 판명되었다(유, 1990). 그러나 2월 2일, 3일, 4일, 6일 등 다른 관측일의 자료에 적용하였을 때 γ 의 수치가 상당히 변이함을 알 수 있었으며, 더욱 문제가 되는 것은 같은 쇄파대내에서 연안선에 가까이 진행함에 따라 γ 수치가 상당히 변이한다는 점이었다. $\gamma = 0.009$ 을 사용했을 때 연안선 가까이 파고를 상당히 과대 산정하는 경향이 있었다. 이는 Kitaigorodskii의 평형조건식이 천수효과를 전혀 고려하지 못하고 있기 때문인 것으로 판단되었으며, 이의 보완책으로 다음과 같은 쇄파조건식을 제의하였다(Yoo, 1994).

$$E_b(f) = \gamma R^{-1} K^{-2} \tanh^2(Kd) \quad (9)$$

상기 조건식은 최적 γ 수치로 0.42를 사용하여 여러 현장조건과 실험조건에 만족스러운 결과를 보여주었으며, 유동훈(1993)은 상기 조건식의 이론적인 근거를 제시하였다.

지배방정식 (3)으로 산정된 스펙트럼 에너지가 쇄파조건식 (9)로 산정된 스펙트럼 에너지보다 클 때 전자는 후자로 대체한다. 그러나 대체과정을 시행하기 전에 쇄파에너지손실률을 다음과 같이 산정한다.

$$D_b = \rho g \int_0^\infty [E(f) - E_b(f)] df / \Delta t \quad (10)$$

여기서 Δt 는 계산시간간격이며, ρ 는 해수의 밀도, g 는 중력가속도이다. 식 (10)이 계산간격 Δt 를 내포하고 있으나 쇄파에너지손실률은 Δt 와 거의 무관하다. 즉 Δt 를 크게 잡으면 지배방정식 (3)으로 산정되는 스펙트럼 에너지가 커지기 때문에 쇄파에너지 손실률은 거의 유사한 수치가 얻어진다.

단조해안에서 연안류는 다음과 같은 수식으로 산정된다.

$$\frac{\partial U}{\partial t} + \frac{1}{\rho d} \frac{\partial S_{xx}}{\partial x} + g \frac{\partial Z_s}{\partial x} = 0 \quad (11)$$

$$\frac{\partial V}{\partial t} + \frac{1}{\rho d} \frac{\partial S_{xy}}{\partial x} + \frac{C_v}{d} |V|V = \frac{\partial}{\partial x} v \frac{\partial V}{\partial x} \quad (12)$$

$$\frac{\partial Z_s}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x} (dU) = 0 \quad (13)$$

여기서 V 는 연안류의 수심평균 유속, U 는 연안선에 연직방향의 수심평균 유속, Z_s 는 평균해수면, C_v 는 V 와 관련되는 마찰계수이며, v 는 확산계수이다. 평형 조건 즉 정상상태에 이를 때, 식 (11)에서 둘째항과 세째항은 서로 평형을 이룬다.

스펙트럼파인 경우 파의 잉여응력은 다음과 같이 산정된다.

$$S_{xy} = \rho \int_0^\infty M_{xy}(f) df \quad (14)$$

$$S_{xx} = \rho g \int_0^\infty M_{xx}(f) df \quad (15)$$

여기서 $M_{xy}(f)$ 는 식 (4)로 산정되며,

$$M_{xx}(f) = \left\{ \frac{1}{2} (1 + G) \left(\frac{P}{K} \right)^2 + G \right\} E(f) \quad (16)$$

식 (14)와 (15)로 산정된 잉여응력은 해저마찰력이 나 쇄파로 발생하는 난류특성을 전혀 고려하지 않은 결과이며, 실제의 잉여응력은 Potential Wave Theory로 결정되는 수치와 상당한 차이를 보일 가능성도 있다. 이렇게 발생하는 오차를 확산계수의 조정으로 상쇄시킬 수도 있으리라 판단하며 다음 절에 이에 관하여 기술하였다.

3. 확산계수

운동량보존식에는 난류운동, 제 변수의 공간변이 등에 의한 확산효과를 고려하기 위하여 확산계수를 도입하는데, 쇄파대 확산효과는 두가지 요인에 의한다고 판단하였다. 그중 하나는 쇄파에너지에 의한 난류확산(Turbulent Diffusion)이며 다른 하나는 전단흐름(Shear Flow)에 의한 전단확산(Shear Flow Dispersion)과 Potential Wave Theory로 결정되지 못하는 잉여응력의 효과에 의한 확산이고 두 인자를

서로 합성하여 최종확산계수를 구할 수 있다고 가정하였다. 즉,

$$v = v_t + v_s \quad (17)$$

여기서 v_t 는 난류확산성분이며, v_s 는 전단확산성분이다. 또한 전단확산은 연안류를 수심적분하는 과정에서 도출되는 성분뿐아니라 파잉여응력을 이론식으로 산정하는 과정에서 나타날 수 있는 오차로부터 연유한 것도 있을 수 있다고 추론하였다(Yoo, 1994). 이는 전단확산성분의 관계식이 평균마찰력으로부터 산정되는 마찰속도(Vector량)보다 마찰손실에너지로부터 산정되는 손실속도(Scalar량)와 상관관계를 이룰 때 더 좋은 계산결과가 얻어지기 때문이다. 즉, 전단확산계수는 다음과 같이 산정된다.

$$v_s = C_s u_+ d \quad (18)$$

여기서 C_s 는 무차원상수이며, u_+ 는 손실속도로서 $u_+ = (D_f/\rho)^{1/3}$ 이고 D_f 는 마찰력에 의한 에너지손실률, ρ 는 밀도, d 는 수심이다.

난류확산계수는 난류운동과 관련된 특성속도와 특성길이의 곱으로 구해지며, 이의 비례상수는 특성길이 산정에서 미리 조정되는 것으로 가정했을 때 다음과 같다.

$$v_t = \kappa^{1/2} l \quad (19)$$

여기서 κ 는 난류운동에너지이고 l 은 난류특성길이이다. 난류운동에너지와 특성길이 보존식은 Navier-Stokes 방정식으로부터 유도되는데 단조해안에서 해안선과 평행한 방향으로의 공간변화는 없으므로 수심 평균할 경우 다음과 같이 단순화된다(Yoo, 1994; 유와 김, 1994).

$$\frac{\partial \kappa}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(v_k \frac{\partial \kappa}{\partial x} \right) + \frac{D_t}{\rho d} - C_d \frac{\kappa^{3/2}}{l} \quad (20)$$

$$\frac{\partial l}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(v_l \frac{\partial l}{\partial x} \right) + \kappa^{1/2} - C_2 (gl)^{1/2} \quad (21)$$

여기서 κ 는 난류운동에너지, l 은 혼합거리, D_t 는 쇄파와 마찰 등에 의한 에너지손실률이며, 미확정의 경험상수는 C_2 와 C_d 등 두가지이다. 단순파에 대한 연안류에 관한 Visser(1991)의 실험자료에 적용하였을 때 두 경험계수 공히 약 0.5이었다(유와 김, 1994).

4. 등가조고

실제 천해역에서 해저마찰력 또는 마찰계수를 산정하는데 있어 가장 불확실한 사항들 중의 하나는 해저상태에 대한 정보와 이에 따른 등가조고의 산정일 것이다. 이러한 불확실성 때문에 수치모형 이용자는 이동 가능성이 많은 해저면도 흔히 고정상으로 가정하거나 마찰계수를 전 섹파대 구간에 걸쳐 일정하게 가정한다. 그러나 수치모형의 예측성을 증진시키고자 하면 이러한 불확실성을 완전히 극복하는 것은 불가능하더라도 해저면을 실제와 유사한 형태의 이동상으로 가정하고 연흔의 발생 여부와 이에 따른 등가조고의 증가, 그리고 토사이동과 이에 따라 발생하는 에너지손실을 함께 고려하여야 할 것이다.

연흔의 발생과 형성에 따라 해저면 가까이 발생하는 와의 형성은 더욱 증폭되고 이에 따라 마찰에너지손실이 증가한다. 이러한 와 형성으로 발생하는 마찰력을 전마찰력(total friction)이라 하며, 평평한 해저에 마찰력이 토사만으로 이루어지는 조고로 발생할 때 표면마찰력(skin friction)이라 한다. 표면마찰력을 계산할 때 등가조고는 토사 입경의 배율로 구해지며, 전마찰력의 계산은 연흔의 형상과 이에 따른 등가조고의 증가를 고려하여 시행한다. 연흔이 존재할 때 등가조고 k_s 의 산정에 대하여 Swart(1976)는 다음과 같이 제의하였다.

$$\frac{k_s}{A_b} = \beta_r \frac{\Delta}{\lambda} \frac{\Delta}{A_b} \tag{22}$$

여기서 β_r 는 상수이며, Δ 는 연흔의 높이, λ 는 연흔의 파장, A_b 는 해저면에서 파운동의 최대이동거리이며, Swart는 비례상수 또는 연흔상수 $\beta_r=8-25$ 를 제시하였다. 이 연흔상수 β_r 은 일정하지 않은 것으로 확인되었으며, 이는 연흔 정상부의 형태에 따라 상당한 변이를 보이고 있다. Madsen 연구진은 실험연구로서 β_r 의 변이에 대한 정량화를 기하였으며 이는 다음 절에 논하였다.

연흔의 형상에 대하여 Nielsen(1979)은 여러 관측 자료를 정리 분석하여 다음과 같은 수식을 제시하였다.

$$\Delta/\lambda = 0.182 - 0.24 F_*^3 \tag{23}$$

$$\Delta/A_b = 0.275 - 0.022 F \tag{24}$$

여기서 F_* 는 마찰 후르드수(friction Froude number)이며, F 은 해저면유속 후르드수(bottom velocity Froude number)이고 다음과 같이 표기된다.

$$F_* = \frac{u_*}{\sqrt{(s-1)g\phi}} \tag{25}$$

$$F = \frac{u_b}{\sqrt{(s-1)g\phi}} \tag{26}$$

u_* 는 마찰속도, u_b 는 해저면 최대속도, s 는 상대밀도, ϕ 는 모래의 입경이다. 상기 마찰후르드수의 제곱을 흔히 Shields Number라 칭한다. Nielsen은 상기 식 (23)과 (24)는 단순파의 경우에 적용하는데 불규칙파인 경우 유효과고를 사용하여 연흔의 형상을 판정할 수 있다고 주장하였다.

한편 Grant and Madsen(1982)은 단순파에 대하여 연흔경사 Δ/λ 와 연흔고 Δ/A_b 의 산정기준으로 모두 임계마찰 후르드수에 대한 마찰 후르드수의 비를 택하였으며, 이후 Madsen and Rogengaus(1988)는 불규칙파에 대하여 다음과 같은 산정식을 제시하였다.

$$\Delta/\lambda = 0.19 - 0.014 S^2 \tag{27}$$

$$\Delta/A_b = 0.31 - 0.060 S^2 \tag{28}$$

여기서 S 는 활동지수라 칭하며 $S = F_*/F_{*c}$, F_{*c} 는 임계마찰 후르드수로서 다음과 같다.

$$F_{*c} = \frac{u_{*c}}{\sqrt{(s-1)g\phi}} \tag{29}$$

u_{*c} 는 임계마찰속도이다. Shields의 관측결과를 이용하여 Van Rijn(1985)는 구간별 근사식을 개발하였으며 Shields Number를 Froude Number 로 대체하여 유동훈(1994)은 Van Rijn식을 수치조정하여 다음과 같이 제시하였다.

$F_{*c} = 0.49 N^{-1/3}$	$N < 8$
$F_{*c} = 0.37 N^{-1/5}$	$8 < N < 40$
$F_{*c} = 0.20 N^{-1/30}$	$40 < N < 90$
$F_{*c} = 0.11 N^{+1/10}$	$90 < N < 1980$
$F_{*c} = 0.235$	$1980 < N$

(30)

여기서 N 는 레이놀즈수대 후르드수의 비로서 R_F 무차원수이며 다음과 같다.

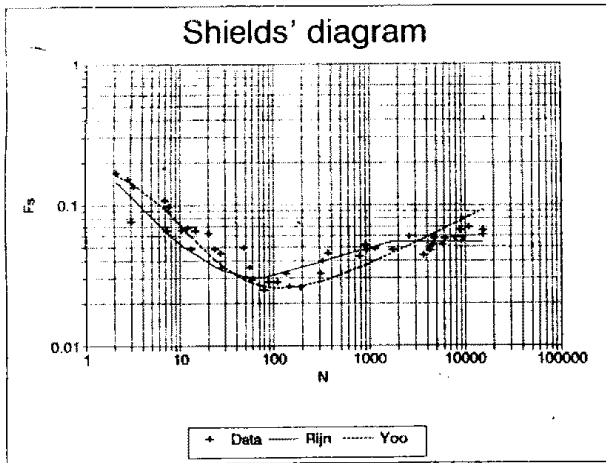


Fig. 1. RF Number vs. Critical Friction Froude Number.

$$N = \frac{\sqrt{(s-1)g\phi^3}}{v} \quad (31)$$

또한 조건에 따라 여러 식을 선택하여야 되는 식 (30)을 단일 근사식으로 제시하면 다음과 같다.

$$F_c = \exp\left[-2.83 + 0.17 \ln N + \frac{5.3}{2.5 + 0.22N}\right] \quad (32)$$

Fig. 1에는 R_f 무차원수에 대하여 식 (30)으로 산정된 임계마찰 후르드수 F_c 와 식 (32)로 산정된 임계마찰 후르드수가 관측자료와 비교되어 있다.

Madsen, *et al.*(1988)은 입경 0.12 mm와 0.2 mm인 균일한 모래를 두께 10 cm로 쌓아 불규칙파에 의하여 발생하는 연흔의 형상에 관하여 실험연구하였다. 같은 수조에 JONSWAP형과 Neumann형의 스펙트럼을 발생시켰으며, 활동지수는 최대 1.6까지 생성되도록 스펙트럼 에너지를 점증적으로 증가시켰다. 연흔의 형상이나 이에 따른 등가조고의 형상에 스펙트럼형태의 영향은 별로 크지 않았으나, 같은 활동지수에서 단순파에 비하여 불규칙파인 경우 등가조고가 작고 활동지수 S 가 1.6 가까이에 이를 때 연흔상수 β_r 는 더욱 작아짐을 발견하였다. 즉 $S=1.1$ 일 때 $\beta_r=10$, $S=1.2$ 일 때 $\beta_r=7.1$, $S=1.4$ 일 때 $\beta_r=4.7$, $S=1.6$ 일 때 $\beta_r=3.6$ 등 활동지수가 커질수록 연흔상수 β_r 가 점점 작아지며, 단순파에 비하여 절대치가 절반 이하로 떨어짐을 알 수 있다. 이는 파에너지가 해저면에 미치는 영향이 클수록 연흔 상층부가 더욱 완만해지며 이에 따라와 형성이 점점 완만한 형태로 변하기 때문인 것으로 파악되었다. 이상의 결과를 근사식으로 표현

하면 다음과 같다.

For Irregular Waves:

$$\beta_r = 13 S^{-2.8} \quad (33)$$

상기식에서 S 의 지수항은 연흔형상의 완만성에 따라 결정되는 수치로서 식 (33)은 불규칙파에 대한 연흔상수 계산에 적합하다. 단순파인 경우에 Madsen, *et al.*(1988)은 각각의 활동지수 S 에 대하여 다른 수치를 제시하였는데 그들의 실험결과를 이용하면 단순파인 경우 다음 식이 적합하다.

For Monochromatic Waves:

$$\beta_r = 28 S^{-1.4} \quad (34)$$

즉 단순파인 경우 불규칙파에 비하여 연흔의 형상이 더욱 칼날처럼 날카로워져 와 형성이 촉진되며 같은 활동지수에서 등가조고가 커지는 것으로 파악된다.

이상과 같이 Swart도 이미 인지하였듯이 식 (22)에 도입되는 연흔상수 β_r 이 조건에 관계없이 일정한 만유상수가 아니라 수리조건에 따라 변이하는데, Madsen 등은 조직적인 실험을 통하여 이 수치가 활동지수 S 와 밀접한 상관관계가 있음을 파악하였다. 따라서 식 (33) 또는 (34)를 식 (22)에 도입하면 보다 일관성 있는 등가조고 추정식이 되며 다음과 같다.

$$\frac{\kappa_c}{A_b} = \beta_s \delta \frac{\Delta}{\lambda} \frac{\Delta}{A_b} \quad (35)$$

이제 연흔상수 β_s 는 수리조건과 무관하게 일정한 상수 28이며 δ 는 연흔 상층부의 형상에 따라 결정되는 수치로서 단순파인 경우 $\delta=S^{-1.4}$ 이며 불규칙파인 경우 $\delta=0.46 S^{-2.8}$ 이다. 여기서 δ 는 주로 연흔 상층부의 형태에 따라 결정되는 형태계수이다. 즉 해저면에 미치는 파운동에너지가 연흔을 생성하는 초기치에 이를 때 연흔 상층부의 형태는 칼날과 같이 날카로워와 형성이 매우 촉진되며 이때 δ 는 거의 1에 가까운 수치가 된다. 그러나 파운동에너지가 초기치 보다 커서 활동지수 S 가 1를 초과하면 연흔 상층부의 형태는 점점 완만한 형태로 변이하여 형태계수 δ 는 1보다 작은 수치로 된다.

파운동에 의하여 일주기동안 잔여 토사이동량은 없다 하더라도 왕복 토사이동이 발생하게 되며, 상당한 파에너지가 토사이동에 기여하며 손실된다. 이

Table 1. Various natural conditions of Thornton and Guza's field measurements (1986)

Case	Date Feb.	bed slope	H_{rms} m	f_p H_z	$\theta(f_p)$ degree	Breaker type	Optimum values	
							C_d	C_2
1	2	0.059	0.37	0.063	14.2	Plunge	0.5	0.16
2	3	0.044	0.49	0.070	16.6	Plunge	0.5	0.18
3	4	0.038	0.52	0.070	18.4	Plunge	0.5	0.17
4	5	0.035	0.41	0.078	17.8	Pl/Spilling	0.5	0.15
5	6	0.033	0.26	0.090	17.8	Pl/Spilling	0.5	0.16

Note:

1. The slope is the mean bed slope measured between the coastline and the breaker line.
2. H_{rms} , f_p and $\theta(f_p)$ are the measured values at the water depth of about 3 m (the exact values are noted in Thornton and Guza(1986)).
3. The mean diameter of bottom sediments is assumed to be 0.2 mm for all the cases.
4. The optimum values of empirical parameters are determined assuming $\beta_s=0.0$.

와같이 토사이동에 의한 에너지손실은 주로 소류사 이동 양식으로 발생한다. Grant and Madsen(1982)은 등가조고의 증분으로 이를 해석하였으며 다음과 같은 식을 제시하였다.

$$k_s = \beta_b(s+0.5) F^2(S-0.7)^2 \phi \quad (36)$$

여기서 β_b 도 비례상수로서 Grant and Madsen은 $\beta_b=160$ 을 제의하였는데 이 수치 또한 상당한 변이를 가질 것으로 추론된다. 다음 절에 논한 바와 같이 $\beta_b=160$ 을 사용하여 현장적용하였을 때 등가조고가 너무 과대하게 평가되어 산정된 유속이 현장관측자료에 비하여 너무 작은 것으로 나타났다. 따라서 적합한 β_b 은 160보다 작은 것으로 판단되며 이 수치 또한 다양한 변이를 보일 것이다.

5. 현장적용

Thornton and Guza(1986)는 매우 중요한 현장관측자료를 보고하였으며, 그들의 수치모형결과와 현장관측자료를 서로 비교하였다. 그들은 미국 Santa Barbara 지방에 있는 Leadbetter 해안에서 1980년 2월 2일부터 2월 6일까지 5일간 현장관측한 자료를 제시하였다. 쇄파대 전 구간에 걸쳐 파고, 파향과 연안류의 유속분포를 관측 분석하여 제시하였으며, 해안선으로부터 50m까지 해저면의 높이와 특정 두 지점에 대하여는 불규칙파의 스펙트럼분포를 제시하였다. Table 1에는 각 관측일에서의 수리조건과 경험계수에 대하여 최적화기법으로 구한 대표적인 산정치를 기술하였다.

Thornton and Guza(1986)의 현장자료에 대하여는 이미 여러 연구자가 모형검증과 불규칙파에 의한 연안류의 특성을 분석하고자 적용하였으며, 유(1990)와 Yoo(1994)도 이용한 바 있다. 금번 현장적용연구에도 Yoo(1994)의 모형적용과 동일한 기법으로 수행하였으나 l 방정식 손실항에 사용된 난류발생주파수의 선택과 등가조고의 산정에서만 차이를 두고 있다. 즉, Yoo(1994)의 연구에서는 난류발생주파수가 불규칙파의 평균주파수에 비례하는 것으로 가정하였으나 금번 연구에서는 난류발생주파수가 $(g/l)^{1/2}$ 에 비례하는 것으로 가정하였다. 또한 Yoo(1994)의 연구에서는 등가조고의 산정에 Nielsen 방법을 이용하여 연흔의 생성만 고려하였으나, 금번 연구에서는 Madsen 방법을 이용하여 연흔의 생성에 의한 등가조고와 소류사 이동에 의한 등가조고를 동시에 고려하였다.

난류발생주파수가 $(g/l)^{1/2}$ 에 비례하는 것으로 가정된 후 $k-l$ 방정식에 사용되는 제 상수는 최적화기법을 이용하여 적절한 수치를 선정하였다. 마찰력 산정을 위한 연흔의 등가조고는 식 (35)를 이용하여 결정하였으며, 1차적으로 토사이동에 의한 에너지 손실은 무시하였다. 즉 $\beta_b=0$ 으로 가정하였다. 이러한 조건을 갖고 경험계수 C_d 와 C_2 에 대하여 여러 수치로 가정하고 구한 연안류의 최대유속분포가 Fig. 2에 도시되어 있으며, Table 2(a)에는 각각의 C_d 수치에 대하여 최대유속이 관측자료와 일치하는 산정결과를 주는 C_2 의 최적치를 정리하여 제시하였다.

Table 2에서 +부호는 과대 산정한 경우이고 -부호는 과소 산정한 경우인데 두 경우 모두 최적치는 없다. 관측된 자료에서 최대유속은 유속분포로부터

Table 2. Optimum values of C_2 with various values of C_d

(a) $\phi=0.2$ mm & $\beta_b=0$

Test	Measured Day	C_d				
		0.09	0.5	1.0	3.0	10.0
1	Feb.2	0.38	0.16	0.11	0.05	+
2	Feb.3	0.41	0.18	0.13	0.07	+
3	Feb.4	0.40	0.17	0.12	0.08	+
4	Feb.5	0.35	0.15	0.10	0.06	+
5	Feb.6	0.39	0.16	0.11	0.06	+

(b) $\phi=0.2$ mm & $\beta_b=50$

Test	Measured Day	C_d				
		0.09	0.5	1.0	3.0	10.0
1	Feb.2	0.41	0.18	0.13	0.07	+
2	Feb.3	0.81	0.39	0.29	0.17	0.09
3	Feb.4	1.10	0.50	0.36	0.19	0.10
4	Feb.5	0.52	0.21	0.16	0.09	+
5	Feb.6	0.40	0.18	0.18	0.08	+

(c) $\phi=0.2$ mm & $\beta_b=160$

Test	Measured Day	C_d				
		0.09	0.5	1.0	3.0	10.0
1	Feb.2	0.47	0.19	0.12	0.08	+
2	Feb.3	-	-	-	-	-
3	Feb.4	-	-	-	-	-
4	Feb.5	2.00	0.80	0.60	0.28	0.20
5	Feb.6	0.51	0.22	0.17	0.09	+

(d) $\phi=0.4$ mm & $\beta_b=0$

Test	Measured Day	C_d				
		0.09	0.5	1.0	3.0	10.0
1	Feb.2	0.38	0.12	0.11	0.06	+
2	Feb.3	0.41	0.18	0.13	0.08	+
3	Feb.4	0.40	0.18	0.13	0.08	+
4	Feb.5	0.35	0.16	0.11	0.06	+
5	Feb.6	0.33	0.14	0.09	0.05	+

(e) $\phi=0.4$ mm & $\beta_b=160$

Test	Measured Day	C_d				
		0.09	0.5	1.0	3.0	10.0
1	Feb.2	0.50	0.20	0.16	0.08	+
2	Feb.3	-	-	-	-	-
3	Feb.4	-	-	-	-	-
4	Feb.5	-	-	-	-	-
5	Feb.6	0.60	0.33	0.19	0.11	0.05

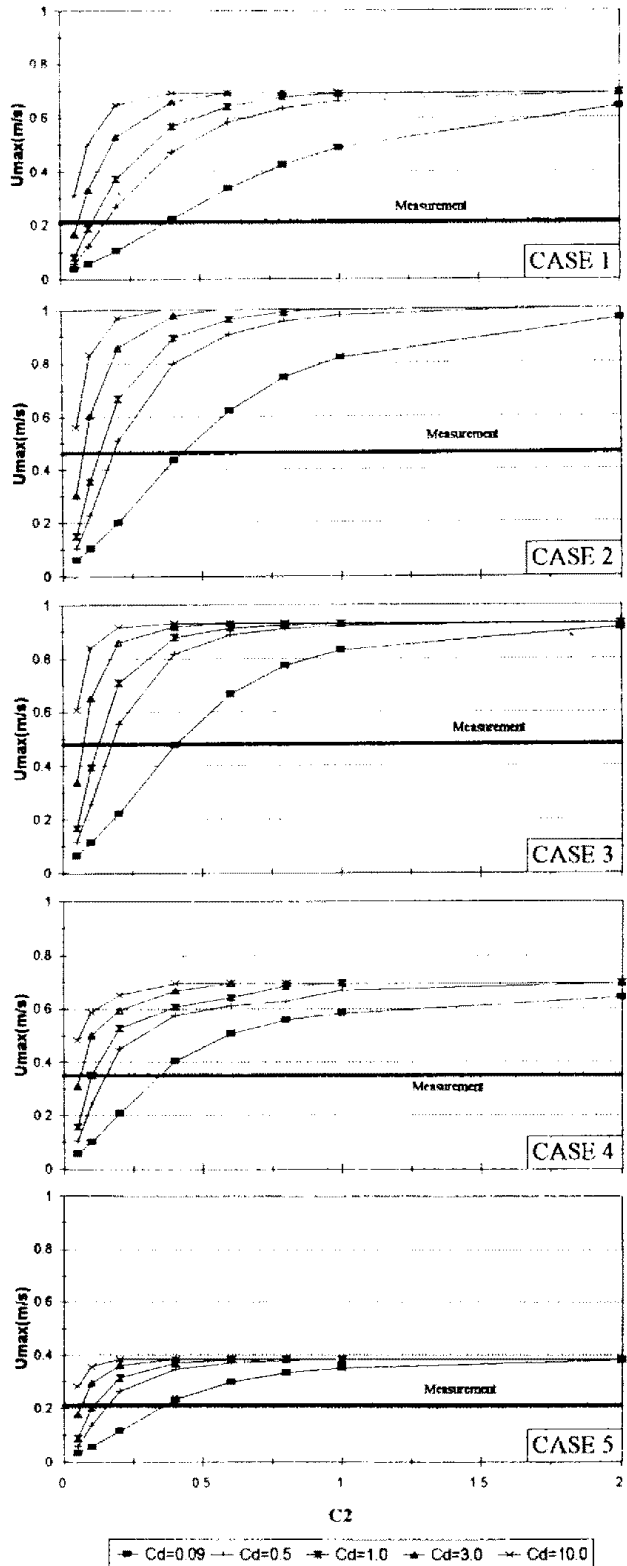


Fig. 2. Maximum longshore current velocities computed using various values of C_d and C_2 with $\phi=0.2$ mm and $\beta_b=0$.

추정하여 구한 것이며 Fig. 2에 표시되어 있다. 상기 표에 제시된 바와 같이 C_d 의 수치가 커지면서 C_2 의 최적치는 작아지는데 정확히 모든 경우에 최적한 상

수는 없다. 그러나 $C_d=0.5$ 일 때 C_2 의 최적치는 약 0.16이며 거의 모든 경우에 적절한 수치가 될 것으로

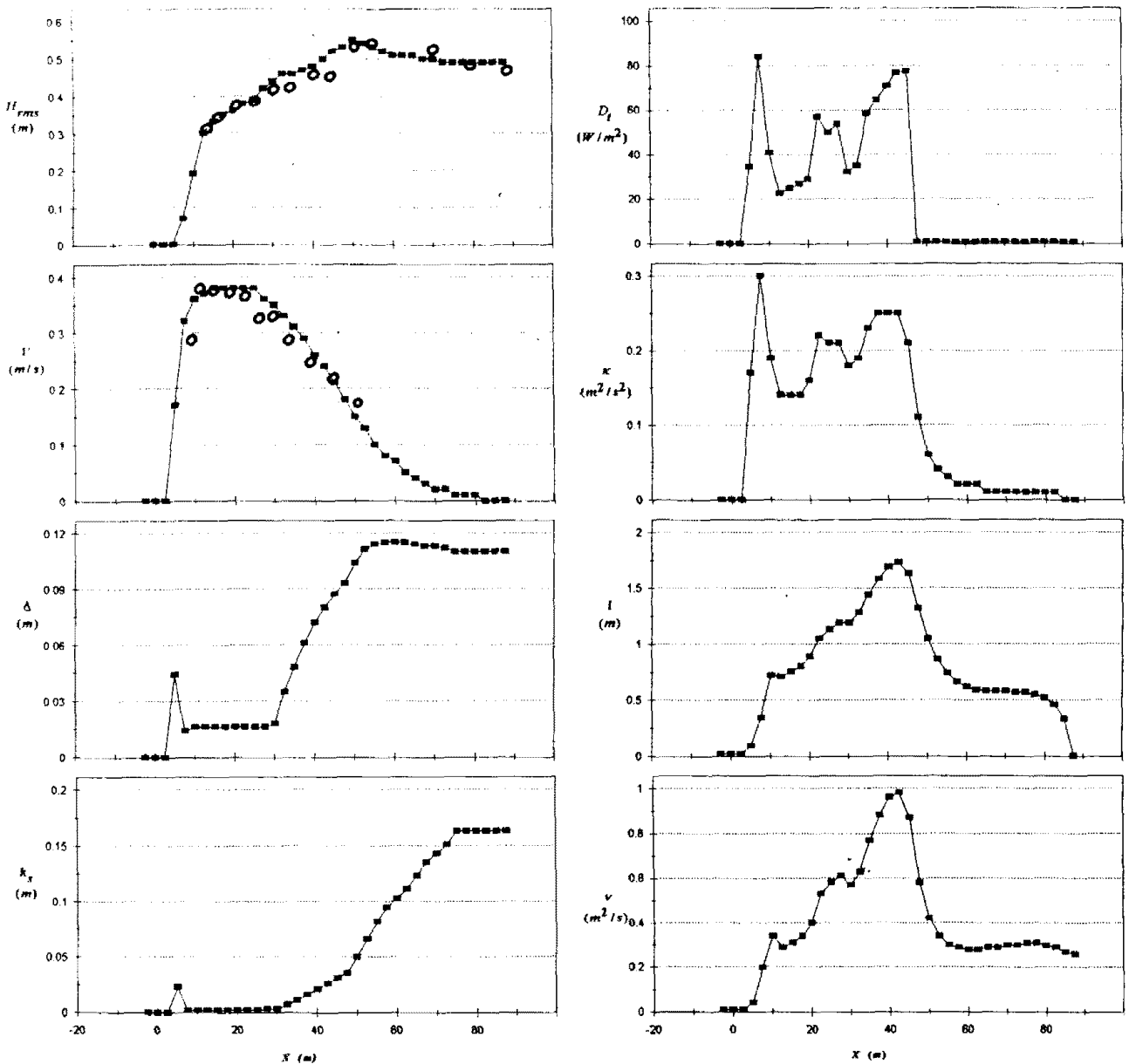


Fig. 3. Computed profiles of root-mean-square wave height, longshore current velocity in comparison with measurement, and computed profiles of ripple height, effective roughness height, breaking energy dissipation rate, turbulence kinetic energy, mixing length and eddy viscosity of Data set Feb. 5, 1980 ($C_d=0.5$ and $C_2=0.16$ with $\phi=0.2$ mm and $\beta_b=0$).

예상된다. 이는 단순파 연안류에 대한 Visser(1991)의 실험자료에 대비하여 구한 수치 $C_d=0.5$, $C_2=0.5$ 와 유사한 수치이며, 해저면상태에 대한 정확한 정보와 등가조고 산정에 대한 검증이 이루어졌을 때 보다 정확한 최적치를 구할 수 있을 것이다.

Thornton and Guza가 제시한 관측자료에는 해저면 토사의 입경이나 연흔 분포상태에 대한 기록이 없기 때문에 1차적으로 평균입경을 0.2 mm로, 토사이동에 의한 에너지손실은 없다고 가정하여 계산된 결과가

Fig. 2와 Table 2(a)에 제시된 바와 같다. 동일한 평균입경에 토사이동에 의한 에너지손실을 고려하기 위하여 상당히 비례상수로서 Grant and Madsen이 추천한 수치 $\beta_b=160$ 로 가정하여 추정된 최적치가 Table 2(c)에 제시되어 있다. 이때 2월 3일과 2월 4일 자료에 대하여는 공히 계산결과가 모두 관측자료에 비하여 상당히 과소산정하는 것으로 나타났다. Table 2(e)에 제시된 바와 같이 평균입경 0.4 mm로 가정하였을 때는 2월 5일 자료까지 같은 결과가 얻어졌으며,

이로부터 $\beta_b = 160$ 은 너무 큰 수치인 것으로 판단된다.

Table 2(b)에 제시된 바와 같이 $\beta_b = 50$ 으로 가정하였을 때 각 경우 다양한 수치의 최적치가 얻어졌으나 $\beta_b = 0$ 으로 가정했을 때와 달리 각 C_d 의 수치에 대하여 C_2 의 최적치가 상당한 변이를 보이고 있다. 즉, $C_d = 0.09$ 일 때 C_2 는 0.4에서 1.1까지, $C_d = 0.5$ 일 때 C_2 는 0.18에서 0.5까지, $C_d = 1.0$ 일 때 C_2 는 0.13에서 0.36까지, $C_d = 3.0$ 일 때 C_2 는 0.07에서 0.19까지 상당한 변이폭을 보이고 있다. 이에 반하여 토사이동에 의한 에너지손실을 무시하였을 때, 즉 $\beta_b = 0$ 로 가정하였을 때 평균입경을 0.2 mm로 가정하거나 0.4 mm로 가정하거나 공히 각 수치의 최적치는 대체적으로 작은 쪽의 변이를 보이고 있다. 이는 토사이동에 의한 에너지손실을 무시하는 것이 오히려 수치모형의 최적화에 유리할 것이라는 판단에 이르게 할 수도 있으나 토사이동에 의한 에너지손실은 분명히 존재하기 때문에 이에 대한 판단은 유보되어야 될 것이다. 더욱이 합성류 마찰력 계산에 있어 연흔형상에 따른 등가조고와 토사이동에 대한 상당조고를 따로 분리하여 고려치 않았기 때문에 Table 2(b)에 제시된 계산결과는 충분한 정밀도를 유지하지 못하였다.

합성류 마찰력 계산시 토사이동의 상당조고에 대한 평가가 충분치 않기 때문에 금번연구에서는 최종적으로 이를 무시하고 계산된 결과에 대하여 최적치를 추출하였으며 난류에너지보존식에 사용하는 경험상수의 최적치로서 $\phi = 0.2$ mm일 때 $C_d = 0.5$, $C_2 = 0.16$ 가 가장 적합한 수치인 것으로 판명되었다. 이러한 수치로 가정하고 2월 5일 자료에 대하여 산정한 파고, 에너지손실률, 난류에너지, 확산길이, 확산계수, 유속 등의 분포가 Fig. 3에 도시되어 있다. 최초 쇄파점 부근에서 파고산정은 관측결과와 비교하여 과소산정하는 경향이 있으나 쇄파대 전구간에 걸쳐 대체적으로 일치함을 알 수 있으며, 연안류 유속분포도 전반적으로 관측결과와 잘 일치함을 보여준다. 본 수치모형 적용에서 연흔크기를 산정하는데 있어 모래입경 0.2 mm로 가정하고 Nielsen식을 적용했을 경우나 Madsen-Rogengaus식을 적용할 경우나 연흔의 형상과 크기는 비슷하다. 그러나 등가조고를 산정하는데 도입되는 비례상수의 크기에 상당한 차이를 보이기 때문에 등가조고의 크기에는 최대 5배 가량의 차이를 보이고 있다.

$\phi = 0.2$ mm로 가정하고 2월 5일 자료에 대하여 사

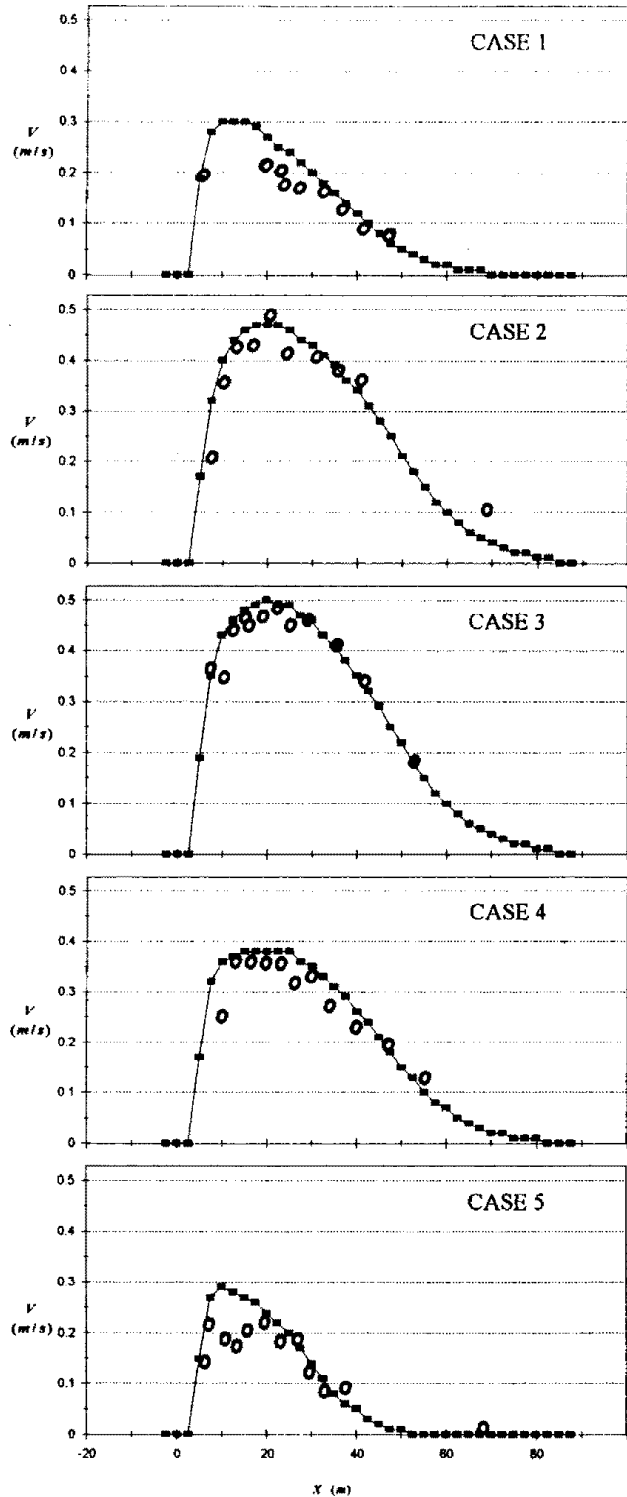


Fig. 4. Computed profiles of longshore current velocity in comparison with measurements of Thornton and Guza (1986) for data sets of Feb. 2-6, 1980 ($C_d = 0.5$ and $C_2 = 0.16$ with $\phi = 0.2$ mm and $\beta_b = 0$).

용한 경험상수와 동일한 최적치 $C_d = 0.5$ 와 $C_2 = 0.16$ 를 사용하여 전 관측자료에 대하여 구한 유속분포가 Fig. 4에 도시되어 있다. 제시된 바와 같이 거의 전 자료에

대하여 계산된 유속분포는 관측된 유속분포와 상당히 잘 일치함을 알 수 있다. 특히 2월 2일의 관측결과에 대하여 Yoo(1994)의 계산결과는 상당히 과대 산정한 경향이 있었는데 본 수치모형의 계산결과는 2월 2일의 관측결과에 대하여도 거의 일치하는 계산결과를 보여주고 있다. 이는 주로 난류발생주파수의 올바른 선정에 연유하는 것으로 판단되며, 본고에서 가정한 $\sqrt{g/l}$ 이 파주파수 보다 우수하다는 것을 간접적으로 확인하여 주고 있다.

6. 결론 및 토의

천해 및 쇄파대에서 불규칙파의 변이에 관한 수치 해석을 성공적으로 수행하였으며, 이는 Kitagorodskii 평형조건식의 수정으로 가능하였다. 연흔의 형상과 크기, 토사이동 등에 의한 손실은 연안류 해석에 매우 중요한 요인으로 판단된다. 쇄파대 구간에서 연안류의 확산에는 난류확산과 전단확산이 모두 중요한 역할을 하는 것으로 판단되며, 전단확산계수의 산정에 사용되는 특성속도로 에너지손실속도의 도입은 적절한 것으로 확인되었다. 난류확산계수의 산정에 $\kappa-l$ 방정식의 도입은 $\kappa-\epsilon$ 방정식의 도입보다 유리한 것으로 확인되었으며, l 의 손실률 산정에 사용되는 난류발생 주파수가 $(g/l)^{1/2}$ 에 비례한다는 가정은 적절한 것으로 나타났다.

최적화 기법으로 난류에너지 방정식에 도입되는 경험상수의 최적치를 구하였는데, 토사이동에 의한 에너지손실을 무시하였을 때 관측자료 모두 $C_d=0.5$ 와 $C_2=0.16$ 로 산정되었다. 만일 토사이동에 의한 손실을 고려하면 동일한 C_d 에 대하여 즉 $C_d=0.5$ 일 때 C_2 의 최적치는 0.16보다 증가하여 단순파 연안류에 대한 Visser(1991)의 실험자료에 대비하여 구한 수치 0.5에 접근하는 것으로 나타났다(참조 유와 김, 1994). 따라서 두 경험상수 공히 0.5에 가까운 수치일 것으로 판단되며, 보다 정확한 수치는 해저면 상태에 대한 정밀 관측과 이를 이용한 검증으로 가능할 것이다.

본 연구에서는 평균수심의 연인에 대한 불규칙파량이 유도하는 연안류를 예측하지만, 최근 종합적인 장기 현장관측 결과에서 보여주듯이, 조석에 의한 수심변화로 인한 연안류 변조(Thornton and Kim, 1993) 현상도 매우 크게 나타났다. 앞으로 본 모델의

연안류 변동성 예측으로의 확대적용은 매우 바람직한 것으로 기대된다.

감사의 말씀

본 연구를 지원한 환경처와 과학기술처(한국해양연구소; PN00261-4)에 깊은 감사를 드린다.

참고문헌

- 권정곤, 1991. 불규칙파랑에 의한 연안류의 수치해석, 한국해양·해양공학회지, 2(2): 83-95.
- 권정곤, 양윤모, 1992. 불규칙파에 의한 연안류의 수치해석, 한국해양·해양공학회지, 4(2): 72-82.
- 유동훈, 1990. 불규칙파에 의한 연안류, 대한토목학회논문집, 10(4): 151-158.
- 유동훈, 1993. 천해에서 불규칙파의 변이, 한국해양·해양공학회지, 5(3): 212-220.
- 유동훈, 1994. 소류사랑 산정의 개선책, 한국해양·해양공학회 학술발표 논문초록집: 53-57.
- 유동훈, 김창식, 1994. $\kappa-l$ 난류모형을 이용한 연안류 수치해석, 한국해양·해양공학회지, 6(3): 234-244.
- Arcilla, A.S., 1989. Hydrodynamic analysis of the surf zone, *Int. J. Numerical Methods in Eng.*, 27: 87-101.
- Basco, D.R., 1983. Surfzone currents, *Coastal Eng.*, 7: 331-355.
- Battjes, J.A., 1988. Surf-zone dynamics, *Ann. Rev. Fluid Mech.*, 20: 257-293.
- Grant, W.D. and Madsen, O.S., 1982. Movable bed roughness in oscillatory flow, *J. Geophys. Research*, 87(C1): 469-481.
- Kitagorodskii, S.A., Krasitskii, V.P. and Zaslavskii, M.M., 1975. On Phillips' equilibrium range in the spectra of wind generated gravity waves, *J. Phys. Oceanogr.*, 5: 410-420.
- Larson, M. and Kraus, N.C., 1991. Numerical model of longshore current for bar and trough beaches, *J. Waterway, Port, Coastal and Ocean Eng.*, ASCE, 117(4): 326-347.
- Leont'ev, I.O., 1988. Randomly breaking waves and surf-zone dynamics, *Coastal Engineering*, 12: 83-103.
- Madsen, O.S. and Rosengaus, M.M., 1988. Spectral wave attenuation by bottom friction: experiments, *Proc. 21st Int. Conf. Coastal Eng.*, ASCE: 849-857.
- Madsen, O.S., Poon, Y-K. and Graber, H.C., 1988. Spectral wave attenuation by bottom friction: theory, *Proc. 21st Int. Conf. Coastal Eng.*, ASCE: 492-504.
- Nielsen, P., 1979. Some basic concepts of wave sediment transport, *Series Paper 20*, Inst. of Hydrod. and Hydraulic Eng., Technical University of Denmark.
- Swart, D.H., 1976. Predictive equations regarding coastal transports, *15th Int. Conf. Coastal Eng.*, ASCE, Hawaii: 1113-1132.
- Thornton, E.B., 1993. personal communication.

- Thornton, E.B. and Guza, R.T., 1986. Surfzone longshore currents and random waves: models and field data. *J. Phys. Oceanogr.*, **16**: 1165-1179.
- Thornton, E.B. and Kim, C.S., 1993. Longshore current and wave height modulation at tidal frequency in the surf zone. *J. Geophys. Res.*, **98**, C(9), 16509-16519.
- Van Rijn, L.C., 1984. Sediment transport, part I: bed load transport. *J. Hydr. Eng.*, ASCE, **110**(10): 1431-1455.
- Visser, P.J., 1991. Laboratory measurements of uniform longshore currents. *Coastal Eng.*, **15**: 563-593.
- Yoo, D., 1990. Numerical models of wave-induced currents. *Korean J. Hydrosociences*, **1**: 73-97.
- Yoo, D., 1994. Wave-induced longshore currents in the surf zone. *J. Waterways, Port, Coastal and Ocean Eng.*, ASCE, **120**(6): 557-575.