

만곡부 혼합입경 하상횡경사 모형의 개발 Development of Transverse Bed Slope Model for Nonuniform Sand Bed at River Bend

최 종 인* · 고 재 응**
Choi, Jong In · Ko, Jae Ung

Abstract

The analytical approach to determine transverse sand bed slope at river bend are based on two phases that the flow is considered as fully developed flow and the bed is fluvial having bed load. All existing methods are theoretically derived from the initiation of motion of the particles at river bed. They assume that the Shields parameter has a constant value of 0.06. In this study, the variability of Shields parameter due to the differences of shape of grain size distribution is considered. Therefore the parameter is not a constant, 0.06, but depends on the shape of the grain size distribution. This result gives good agreement to estimate transverse bed slope with actual field data at river bend.

요 지

하천 만곡부에서의 하상횡경사 결정은 유수와 유수의 소류력에 의해 변동하는 하상면과의 상호관계를 규명하는 이론적인 접근에서 출발하게 된다. 이러한 경우 흐름은 완전히 발달한 흐름으로 해석하게 되며 하상에서는 소류사가 일어나고 있는 상태에서 유수력과 하상물질에 의한 저항력간의 평형을 바탕으로 해석을 시도하게 된다. 한계소류력을 대표하는 연구로서 Shields diagram이 많이 이용되고 시동조건으로 Shields parameter를 0.06으로 대표해 주고 있다. 지금까지 만곡부의 하상횡경사 결정에서는 대부분의 방법들이 Shields parameter의 적용에서 0.06을 일률적으로 채택하고 있다. 본 연구에서는 Shields parameter에서의 실험조건인 균일입경하상이라는 조건이 적용되지 않는 일반 자연하천에서 혼합입경하상의 입도분포 곡선 형태에 따라 생기는 Shields parameter의 변동을 고려할 수 있도록 하므로써 보다 정확한 만곡부 하상횡경사 추정이 가능한 방법을 제시하였다.

* 삼척산업대학교 토목공학과 부교수
** 건국대학교 공과대학 토목공학과 교수

1. 서 론

충적하천에서의 만곡현상은 만곡흐름에서 생성되는 나선류(herical flow)와 하상지형을 형성하는 모래입자간의 상호작용에 의해 계속적으로 진전된다. 이는 만곡부 흐름에서 연직 방향 유속분포가 다르므로서 원심력, 전단력, 압력경사간의 힘의 평형이 이루어지지 않아 2차류(secondary flow)가 발생하기 때문이다. 흐름과 하상 물질간의 힘의 상호 작용으로 만곡부에서는 횡단면이 독특한 형상을 이룩하기 때문에 이에 대한 추정은 하천수리학에서 오래 전부터 많은 연구자들의 관심의 대상이 되어 오고 있다. 하상횡단면을 추정하기 위해서는 횡경사를 결정할 수 있는 방법을 이론적으로 유도하면 가능해 진다. Yen(1967), El-Khudairy(1970) 등은 만곡하상에서 입자에 작용하는 흐름항력과 수중중량의 힘의 평형으로 부터 하상횡경사이론을 유도하였으며 Zimmermann과 Kennedy(1978)는 흐름의 원심력에 의한 회전우력(torque)과 하상입자에 작용하는 한계전단력의 평형으로부터 이를 유도하였다. Falcon과 Kennedy(1983)는 이를 발전시켜 수리적인 조건을 충족시키는 만곡부 운동량방정식을 완성하고 이와 소류사에 의한 하상전단력의 평형을 바탕으로 하상횡경사 유도식을 제시 하였다. Odgaard(1981)는 자연하상에서 전단저항에 대한 하상저항은 하상이 균일하지 않는 모래입자로 구성되어 있으므로 소류사의 유수에 대한 전단저항 보다는 하상표면의 특성에 의한 전체저항을 바탕으로 한계소류력을 적용하여 이론식을 유도하였다. Falcon과 Kennedy(1983)의 경우나 Odgaard(1981)의 이론식 모두 완전히 발달한 흐름에서 소류사의 입자에 대한 전단저항이건 하상 전체표면에 대한 전단저항이건 구분 없이 Shields parameter의 변동을 고려하지 않고 균일하게 0.06으로 고정시켜서 적용하고 있다. 하상물질의 한계소류력 결정에서 사용되는 Shields diagram은 평탄하상에서 비교적 균일한 입경인 하상물질에 대한 상태를 대표해 주는 것으로 출발하여 혼합입경인 경우에도 이를 확대 적용시키게 되었다. Shields parameter θ 속에 포함되어 있는 입경항을 d_m 혹은 d_{50} 등으

로 대체하므로써 균일입경의 경우와 동일하게 취급할 수 있는 것으로 해석되어 왔다. Yalin(1977)은 입도분포곡선의 형상에 따라 동일한 d_{50} 이나 d_m 에서도 각기 다른 Shields parameter의 값을 가진다는 주장을 제기하였으며 이에 대해 고재웅(1985)은 평탄하상에 대한 실험을 통해 확인한 바가 있다. 본 연구에서는 혼합입경으로 형성된 자연하천의 만곡부구간에서 하상횡단면의 횡경사 결정의 이론적 배경이 되는 한계소류력 결정에서 하상물질의 입도분포곡선의 차이에서 오는 Shields parameter의 변동을 반영할 수 있도록 하므로써 보다 정확한 하상횡경사 추정이 가능하도록 하였다.

2. 이론식의 유도

균일입경 하상에서의 한계소류력을 잘 나타내 주는 Shields diagram은 무차원 소류력(mobility number) 과 전단레이놀즈수(shear Reynolds number)의 관계를 다음 식과 같이 나타내고 있다.

$$\frac{\tau_{cr}}{(\rho_s - \rho)gd_{50}} = \phi(u_{*c} \frac{d_{50}}{\nu}) \quad (1)$$

고재웅(1985)은 균일입경이 아닌 혼합입경으로 이루어진 하상에서 혼합입경의 특성을 잘 대표시키면서 하상물질의 한계상태를 가장 잘 대변할 수 있는 새로운 대표입경 d_R 의 사용을 제안하고 있다. 따라서 식 (2)로 표시되며

$$\frac{\tau_{cr}}{(\rho_s - \rho)gd_R} = \phi(u_{*c} \frac{d_R}{\nu}) \quad (2)$$

여기서 d_R 은 그대로 실용적으로 사용하기에 힘든 점을 감안하여 현재 한계소류력 결정에서 일반적으로 쓰이고 있는 입경 d_{50} 을 쓰는 경우 생기는 혼합입경의 입도분포특성이 반영되도록 입경 d_{50} 과 d_R 에 의한 한계소류력의 차이를 보정하기 위하여 τ_{cr} 에 조정계수 ϵ_R 을 곱하여 보정해 쓰도록 제안하고 있다. 그러므로 식 (2)는 식 (3)과 같이 된다.

$$\frac{\tau_{\sigma}\epsilon_R}{(\rho_s - \rho)gd_{50}} = \phi(u_* \frac{d_{50}}{\nu}) \quad (3)$$

따라서 혼합입경하상의 한계전단력 τ_{σ} 은 식 (4)와 같다.

$$\tau_{\sigma} = \theta(\rho_s - \rho)gd_{50}\epsilon_R^{-1} \quad (4)$$

Falcon과 Kennedy(1983)는 만곡부의 연직유속분포와 하상전단력 사이의 운동량모멘트에 기초한 식으로부터 식 (5)와 같이 하상횡경사식을 유도하였다.

$$\sin \beta = \frac{(8\theta)^{1/2}}{(1-p)} \frac{1+f^{1/2}}{1+2f^{1/2}} F_D \frac{d}{r} \quad (5)$$

Zimmermann과 Kennedy(1978)는 식 (5)에서 하상표면마찰저항계수 f 와 유속지수 n 의 관계를 Nunner의 해석을 바탕으로 $\sqrt{f} = \frac{1}{n}$ 의 관계가 있다고 하였다. 이의 관계를 식 (5)에 대입하여 유속지수 n 으로 나타내면 식 (5)는 식 (6)과 같이 유속지수와의 관계로 나타난다.

$$\sin \beta = \frac{(8\theta)^{1/2}}{(1-p)} \frac{n+1}{n+2} F_D \frac{d}{r} \quad (6)$$

여기서 θ 는 Shields parameter, p 는 하상층 공극률, F_D 는 입자 Froude 수, d 는 수심, r 은 곡률 반경이다. Karim과 Kennedy(1990)는 유사량, 유속, 하상형상의 관계에서 Darcy-Weisbach 마찰저항계수 f 와 수리적으로 거치른 하상표면에 의한 입자조도(grain-roughness)마찰저항계수 f_0 를 유도하고 두 마찰저항계수의 비를 Engelund (Vanoni, 1975)의 해석에 기초하여 회기분석을 통해 식 (7)을 제시하였다.

$$\frac{f_1}{f_0} = 1.20 + 8.92 \frac{H}{d} \quad (7)$$

여기서 H 는 사구(dune)의 높이를 나타내고 d 는 수리수심(hydraulic depth)을 나타내므로 만약

평탄하상이라고 가정하면 마찰저항계수비는 1.2로 간단한 상수값이 된다. 식 (7)에서 Darcy-Weisbach 마찰저항계수 f 는 식 (8)과 같다.

$$f_1 = 8 \left(\frac{u_*}{V} \right)^2 \quad (8)$$

여기서 마찰속도 $u_* = \sqrt{\frac{\tau}{\rho}}$ 이므로 전단력 τ 를 한계전단력 τ_{σ} 로 하고 평탄하상으로 가정하여 식 (8)을 식 (7)에 대입하고 입자조도마찰계수 f_0 에 관하여 풀면 다음식 (9)와 같다.

$$f_0 = \frac{8}{1.2} \left(\frac{\tau_{\sigma}}{\rho V^2} \right) \quad (9)$$

하상에서 균일입경의 조건과 혼합입경조건에 따른 한계소류력의 차이를 보정하기 위하여 도입된 보정계수 ϵ_R 을 사용한 식 (4)를 식 (9)에 대입하여 입자조도마찰저항계수 f_0 에 관하여 다시 정리하면 다음식 (10)이 된다.

$$f_0 = 6.667 \left(\frac{\rho_s - \rho}{\rho} \right) \left(\frac{\theta gd_{50}}{\epsilon_R V^2} \right) \quad (10)$$

$n = f^{-1/2}$ 의 관계에 따라 하상 마찰저항계수 f 를 입자조도마찰저항계수로 바꾸고 유속지수 n 을 n_{σ} 로 나타내어 n_{σ} 에 관하여 정리하면 식 (10)으로부터 만곡부의 혼합입경하상에서 적용이 가능한 새로운 수정유속지수 n_{σ} 을 얻을 수 있다.

$$n_{\sigma} = 0.387 \epsilon_R^{1/2} \theta^{-1/2} F_D \quad (11)$$

하상횡경사 식 (6)에 식 (11)의 수정유속지수 n_{σ} 을 대입하면 다음과 같이 만곡부의 혼합입경하상에서 적용할 수 있는 하상횡경사식 (12)가 된다.

$$\sin \beta = \frac{\sqrt{8\theta}}{(1-p)} \frac{n_{\sigma} + 1}{n_{\sigma} + 2} F_D \frac{d}{r} \quad (12)$$

식 (12)에 비례상수 K 를 도입하면 식 (13)과 같이 하상횡경사 $\sin \beta$ 와 수심에 대한 곡률반경의 비

로 간단히 나타낼 수 있다.

$$\sin\beta = K \frac{d}{r} \quad (13)$$

여기서

$$K = \frac{\sqrt{8\theta}}{(1-p)} \frac{(n_\sigma+1)}{(n_\sigma+2)} F_D \quad (14)$$

따라서 식 (11)을 사용한 식 (12)를 적용하면 혼합입경하상에서 적용이 가능한 새로운 만곡부 하상 평경사식을 얻을 수 있다.

3. 혼합입경하상에서의 적용방법

3.1 대표입경 d_R 의 결정

실제 자연하천에서 하상재료는 모두 혼합입경으로 구성되어 있으며 지역에 따라 입도분포곡선의 형상도 커다란 차이를 나타낸다. 한계소류력 결정에서 대표적으로 사용되고 있는 Shields curve는 균일입경재료를 가지고 작성되었다. 그 뒤 많은 연구자들이 이를 혼합입경까지 확대 사용할 수 있는 근거를 제시하는 실험들이 이루어져 입도분포에 따른 차이를 인정하면서도 평균입경 d_m 이나 중앙입경 d_{50} 등으로 대표시켜 주는 것이 일반화되어 왔다. Yalin(1977)은 입도분포곡선의 형상에 따라 Shields parameter의 변동을 제시한 바 있으며 유사 문제에서 혼합입경의 재료를 단일입경으로 대표시킬 수 있는 방법이 모색되어 왔다. 초기 연구자들에 의해 사용된 균등비 M 이 식 (15)로 대표되고 있다.

$$M = \frac{\sum_{p=50}^{100} d \Delta p / \sum_{p=0}^{50} d \Delta p}{\quad} \quad (15)$$

균등비 M 은 그 변동폭이 넓어 쓰기 불편하므로 별도로 혼합 효과를 나타내는 계수 β 도 활용되었다.

$$\beta = \frac{2+M}{1+2M} \quad (16)$$

통계적인 뜻을 가지며 혼합입경의 입도분포에 대한 표준편차식으로 식 (17)이 이용되었다.

$$\sigma_R = \sqrt{\frac{d_{84}}{d_{16}}} \quad (17)$$

土屋義人(1963)는 하상 바닥면에 가장 많이 노출하고 있는 입경으로 d'_{50} 을 사용하기도 하였다.

$$\ln\left(\frac{d'_{50}}{d_{50}}\right) = 2 \sigma_0^2 \quad (18)$$

$$\text{여기서 } \sigma_0 = \frac{1}{2} \ln\left(\frac{d_{84}}{d_{16}}\right) \quad (19)$$

van Rijn(1984)은 소류사를 고려한 Particls parameter d 를 사용하여 무차원소류력과 함수관계를 표시하여 Shields curve와 똑같은 시동한계곡선을 얻을 수 있었다.

$$d = d_{50} \left[\left(\frac{\rho_s}{\rho} - 1 \right) g / \nu^2 \right]^{1/3} \quad (20)$$

본 연구에서 채택한 대표입경 d_R 은 Yalin이 제시한 무차원입도분포곡선도에서 기하학적인 개념을 도입하여 분포곡선을 대표시킨 그림 1과 같이 입도분포곡선 A, B, C, D, E, F(A는 균일입경에 해당)와 같은 유형별 무차원곡선과 대각선의 교점과 수직으로 만나는 횡좌표의 값 (d_i/d_{max})에서 d_{max}

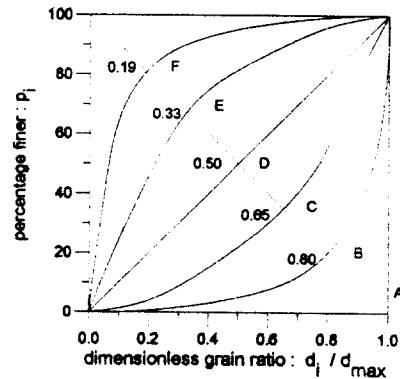


그림 1. 대표입경 d_R 의 결정

를 곱해서 얻어진 입경 d_r 를 대표입경 d_R 로 결정하였다.

3.2 보정계수 ϵ_R 의 결정

균일한 입경하상에서의 한계소류력과 이에 대응하는 혼합입경하상에서의 한계소류력간의 차이를 보정해 주기 위한 한가지 방법으로 식 (21)과 같은 보정계수 ϵ_R 의 도입을 제시할 수 있다.

$$\epsilon_R = \frac{\tau_{*o}}{\tau_{*om}} \quad (21)$$

여기서 ϵ_R 은 보정계수, τ_{*om} 은 균일입경에 대한 Shields curve의 무차원 소류력 값이며, τ_{*o} 은 혼합입경에 대한 무차원 소류력 값(같은 전단 Reynolds 수에 대한 비교값)이다.

따라서 ϵ_R 을 도입하면 Shields의 관계식은 식 (3)과 같이 고쳐 쓸 수 있다.

식 (3)의 보정계수 ϵ_R 의 결정에서 가장 상관성이 높은 것을 찾기 위하여 혼합효과를 표시하는 M , β , d_m , d'_{50} , d , 그리고 $(d_{84}/d_{16})^{1/2}$, d_R 등의 실험자료들에서 무차원입도항으로 구성시켜 분석해 본 결과 (d_R/d_{50}) 이 ϵ_R 과의 상관성이 가장 높았다. 이를 단순회귀분석하면 식 (22)와 같이 나타낼 수 있다 (고재용, 1985).

$$\epsilon_R = \left(\frac{d_R}{d_{50}}\right)^{0.92} \quad (22)$$

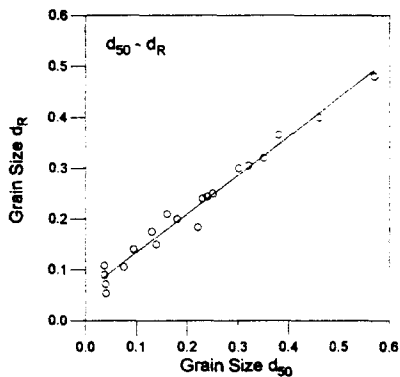


그림 2. 입경 d_{50} 과 d_R 의 관계

또한 d_R 과 d_{50} 의 관계는 실험자료에서 그림 2와 같이 일정한 선형적인 관계로서 나타낼 수 있었으며 이를 식으로 나타내면 식 (23)과 같다.

$$d_R = 0.761d_{50} + 0.058 \quad (23)$$

3.3 Shields parameter θ 와 경계층역역 구분

Shields parameter θ 의 실제적용에서 경계층역역의 설정은 매우 중요하다. 흐름의 경계층역역 기준은 연구자마다 실험결과에 따라 약간씩 다른 견해를 제시하고 있다 고재용(1985)은 실험을 통하여 혼합입경의 조건과 균일입경의 조건에 따라 생기는 무차원소류력의 차이를 보정하는 방법으로 식 (22)의 보정계수 ϵ_R 을 제시하였다. 따라서 혼합입경하상에서 균일입경의 조건으로 유도된 Shields parameter θ 를 사용했을 때 나타나는 한계소류력의 차이를 보정하는 방법으로 보정계수 ϵ_R 을 사용한 식 (3)을 사용할 수 있다. 이 식을 사용하여 산정된 전단 Reynolds 수에 대한 무차원 소류력과 균일입경 조건인 식 (1)을 사용하였을 때 무차원소류력과의 관계를 도시하면 그림 3과 같다. 이들 두 경우에서 무차원소류력분포의 차이가 뚜렷하게 나타나고 있다. 이러한 무차원소류력의 차이는 실제 혼합입경으로 이루어진 자연하상에서 Reynolds 수가 작을수록 입자에 의한 차폐효과로 하상에서 입자가 소류되기 위해서는 실제보다 더 큰 소류력이 필요하다는 것을 보여준다. 혼합입경의 조건으로 유도된 高의 실험결과는 원래의 Shields diagram에서 대부분 충분히 발달한 난류흐름 이전의 천이 영역에 위치하고 있어 그의 실험자료로는 층류경계층을 포함한 정확한 영역기준의 설정이 쉽지 않다. Odgaard(1981)는 Rouse(1939)의 연구에 따라 Shields curve에서 층류경계층역역은 $Re < 2$ 에서 θ 는 Re^{-1} 에 따라 변하고 충분히 발달한 난류영역에서의 Shields parameter θ 는 $Re > 400$ 에서부터 일정한 값을 유지하는 상한치 0.06으로 보았다. 천이영역에서 θ 의 하한치는 대체로 Re 가 10 정도일 때 0.03을 적용하였다. 한편 Yalin과 Karahan(1979)은 실험을 바탕으로 혼합입경하상에서 층류경계층역역은 $Re < 1.5$, 천이영역은 $1.5 < Re <$

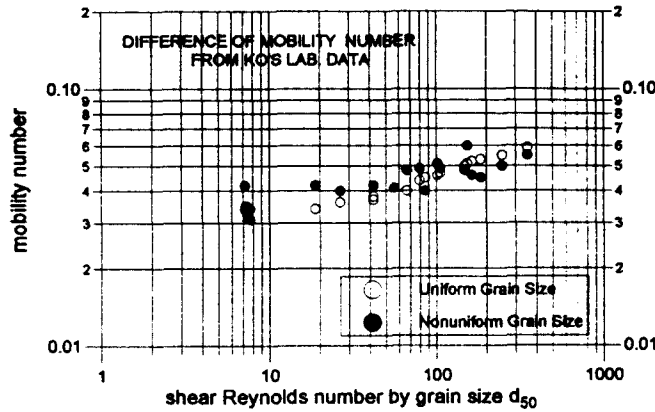


그림 3. 균일입경과 혼합입경에서의 무차원소류력

40 사이에서 형성되고 따라서 충분히 발달한 난류 영역은 $Re > 40$ 근처에서 형성된다는 명확한 한계를 제시하였으며 θ 의 하한치는 Re 가 10일 때 0.03, $Re > 40$ 일 때 충분히 발달한 난류영역에서 대체로 일정한 값을 유지하는 상한치 0.043 정도로 보고 있다. 이러한 경계층영역구분의 기준은 연구자마다 실험결과에 따라 약간씩 다른 견해를 제시하고 있다. 따라서 본 연구에서 적용될 천이영역과 충분히 발달한 난류경계층영역의 기준설정은 그림 3의 고재웅(1985)의 자료가 Yalin의 이론적 근거를 바탕으로 유도되었고 본 연구 또한 高의 실험자료와 그 결과를 토대로 이론식이 유도됨에 따라 Yalin과 Karahan(1979)의 흐름영역기준에 따라 Shields parameter θ 를 적용하였다.

4. 하천 실측자료의 적용

본 연구에서 유도된 혼합입경 하상횡경사 모형의 실측자료 적용을 위하여 1979년부터 1981년 까지 U. S. Geological Survey에서 실측하였고 Odgaard(1981, 1982), Odgaard와 Kennedy(1982)에 의해 이론모형이 적용되었던 Sacramento강을 본 연구모형의 적용 대상 하천으로 하였다. Sacramento강의 만곡부 상류로부터 하류구간까지 6개의 횡단면을 설정하고 각 횡단면 중앙에서 저수위와 고수위인 두가지 유량조건에 따라 평균유속,

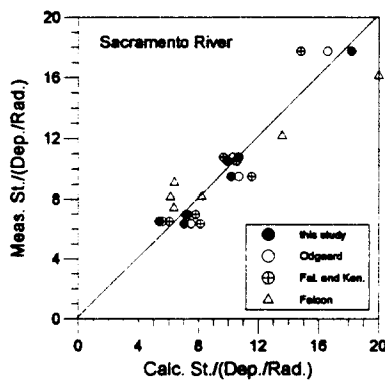
수심, 입경(d_{50})을 측정하였다. 표 1은 본 연구모형에 의해 혼합입경하상에 적용할 수 있도록 유도된 만곡부 하상횡경사 식 (12)에 따라 적용하고 그결과를 표시하였다. (1)란은 각각 고수위와 저수위 유량일때의 단면 번호를 표시하였다. (2)란은 횡단면의 중앙에서 수심평균유속이며 (3)란은 수심, (4)란은 횡단면 중앙에서 채취한 하상재료의 중앙입경 d_{50} 을 표시하였다. 각 횡단면 중앙에서 본 연구 모형의 유도과정에 따라 입자조도 (grain-roughness)마찰저항계수를 적용하고 이때의 전단 Reynolds 수에 의한 정확한 한계소류력을 적용하기 위하여 식 (11)에 의해 수정유속지수 n_s 을 구하고 식 (12)에 의해 하상횡경사 $\sin \beta$ 를 산정하여 (8)란에 표시하였다. (10)란에서는 (8)란에서 산정된 하상횡경사를 수심에 대한 곡률반경의 비 ($dep./ Rad.$)로 나눈값을 표시하였다. (8)란의 예측하상횡경사 결정은 실측치와의 차이를 보정하기 위한 보정계수 3.06을 사용하였다. 보정계수는 Odgaard(1981)가 사용한 결정방법과 동일하게 우선 각횡단면에서 실측하상횡경사 $\sin \beta$ 를 수심에 대한 곡률반경의 비 ($dep./ Rad.$)로 나누고 전단면을 통하여 합계한 값을 구하고 식 (12)에 의해 각횡단면에서 예측하상횡경사를 산정하여 수심에 대한 곡률반경의 비로 나눈값을 역시 전체 횡단면을 통하여 합계한다. 이와같이 산정된 실측치의 합을 예측치의 합으로 나눈값을 보정계수로 결정하

였다. 따라서 (8)란과 (9)란은 식 (12)에 의해 산정된 값에 보정계수 3.06으로 보정된 값을 표시한 것이다. 본 연구모형에 의해 산정된 하상횡경사 예측치를 실측치와 비교하기 위한 그림 4(a)는 (8), (9)란의 하상횡경사 ($\sin \beta$) 예측치와 실측치를 각각 수심의 곡률 반경에 대한 비 ($dep./$

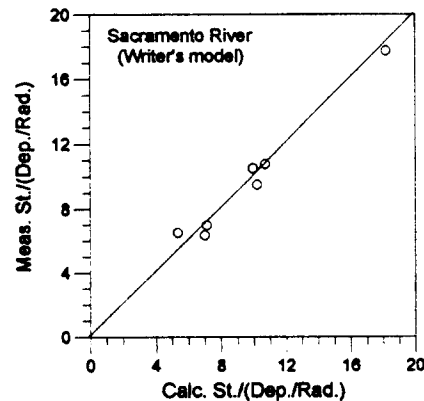
$Rad.$)로 나눈 값 (10), (11)란을 도시하였다. 그림 4(b)는 하상횡경사 $\sin \beta$ 의 예측치 (8)란과 실측치 (9)란을 횡축과 종축에 각각 도시하였다. 본 연구 모형에 의한 Sacramento강의 하상횡경사 산정 결과는 측정된 각 횡단면구간에서 실측치와 비교적 잘 일치하였다.

표 1. 본 연구모형에 의한 Sacramento강의 적용결과

Sec. No.	평균유속 (cm/sec)	수 심 (cm)	입경(d_{50}) (cm)	Reynolds (Re)	유속지수 (n_s)
(1)	(2)	(3)	(4)	(5)	(6)
2-L	79.30	170.80	.49	328	5.00
2-H	116.50	338.50	1.08	1019	4.77
3-L	69.50	247.00	.63	507	3.81
4-L	64.70	372.10	.16	158	7.99
4-H	119.20	704.50	.61	830	6.65
5-L	69.50	463.60	.07	77	15.24
6-H	122.00	262.30	.61	506	6.81
비례상수 (K)	예측횡경사 (Calc. $\sin \beta$)	실측횡경사 (Meas. $\sin \beta$)	$\frac{C. \sin \beta}{(dep./rad)}$	$\frac{M. \sin \beta}{(dep./rad)}$	만곡반경 (cm)
(7)	(8)	(9)	(10)	(11)	(12)
2.33	.010	.010	7.14	7.00	119560
2.30	.020	.018	7.02	6.36	119560
1.74	.016	.020	5.33	6.52	80520
3.50	.073	.073	10.70	10.77	54900
3.24	.127	.135	9.92	10.52	54900
5.94	.154	.150	18.19	17.76	54900
3.33	.044	.041	10.18	9.53	61000



(a) $\sin \beta / (depth/radius)$



(b) 하상횡경사($\sin \beta$)

그림 4. Sacramento강의 적용결과에 따른 예측치와 실측치의 비교

5. 기존 모형과의 비교

Falcon과 Kennedy(1983)는 만곡하상에서 소류사의 이동을 흐름에 대한 하상층의 두께에 따른 전단저항의 평형으로 부터 식을 유도하기 위하여 Karim(1981)이 제시한 하상전단유속과 Shields diagram으로 부터 도입한 한계전단유속과의 비로부터 구한 하상층두께의 개념을 도입하여 식 (5)를 완성하였다. 여기서 한계전단유속을 도입함으로써 Shields parameter θ 를 적용하였다. Odgaard(1981)는 이전 모델들이 하상형경사 산정의 이론적 적용에서 있어왔던 하상입자의 전단특성에 대한 적용보다는 하상표면입자(bed-surface particles)의 특성에 따른 전단저항으로부터 식을 유도하여 Sacramento강에 적용하였다. 또 자신의 모형과 타 모형을 비교한 결과 자신의 모형을 제외한 모형들이 예측치와 실측치 비교에서 차이를 보였다(Odgaard, 1981). 본 연구에서는 Odgaard 연구 모형의 적용결과에서 Falcon(1979) 모형, 비교적 좋은 결과를 보였던 Falcon과 Kennedy(1983) 모형, 지금까지 가장 정확한 예측모형으로 평가되었던 Odgaard(1981) 모형과 본 연구모형의 산정결과를 비교하기 위하여 그림 5에 함께 도시하였다. 여기서 Falcon, Falcon과 Kennedy, Odgaard, 본 연구모형에 의해 산정된 전구간의 예측치의 합계와 실측치 합계의 차이를 보정해주기 위한 보정계수는 각각 1.58, 2.72, 3.01 및 3.06이 적용되었다. Shields parameter θ 의 변동을 고려하기 위하여 Falcon과 Kennedy(1983) 모형과 Odgaard(1981) 모형은 원래의 Shields parameter θ 를 사용하였고 본 연구모형은 Yalin과 Karahan(1979)이 제시한 수정 Shields parameter θ 를 적용하였다. 그림 5의 기존모형들과의 비교에서 Falcon(1979) 모형은 하상형경사가 작은 부분보다는 비교적 큰 부분에서 오차가 많이 발생하였다. 이것은 비례상수 K 가 큰 값을 보이는 구간에서 실측치와의 오차가 증가한 것이다. 이는 식 (14)의 비례상수 K 에 포함되어 있는 유속지수의 부정확한 산정과정에서 오차의 주 요인으로 고려될 수 있다. Falcon과 Kennedy(1983), Odgaard(1981), 본

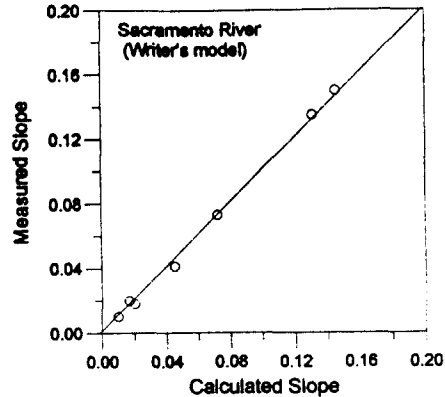


그림 5. Sacramento강의 각 모형에 의한 적용결과와의 비교

연구모형이 산정과정에서 모두 Shields parameter θ 를 적용했던 것과는 달리 Falcon(1979) 모형은 유속지수의 산정과정에서 이를 사용하지 않았던 것도 오차의 한 요인으로 지적될 수 있다. Falcon(1979) 모형을 제외한 모형들은 대체로 예측치와 실측치가 거의 모든 구간에서 잘 일치하였다. 다만 비교된 모든 모형에서 이론식으로 산정된 값과 실측값과 차이를 보정 해주는 보정계수의 값이 각각 다르게 나타났다. 이러한 보정값은 일반적으로 복합적 요인으로 나타나게 된다. 대체로 하상의 지점마다 다른 θ 의 차이와 입자 Froude 수 F_{Dc} 와 한계상태에서의 입자 Froude 수 F_{Dc} 의 차이에 의해 나타나는 것으로 알려져왔다(Odgaard, 1981). 그림 5에서 Shields parameter를 사용하지않은 Falcon(1979) 모형을 제외한 3개의 모형 모두 각 횡단면 중앙의 하상의 Reynolds 수의 조건에 따른 Shields parameter θ 의 변동을 고려하였다. 한계 소류력개념이 도입된 이들 3개의 모형중 Falcon과 Kennedy(1983) 모형은 Odgaard(1981) 모형이나 본 연구모형에 비하여 구간 전체에서 실측치와의 오차가 고르게 나타났다. Odgaard와 본 연구 모형에서는 비교적 전구간을 통하여 실측치와 산정치가 잘 접근하는 양상을 보였다. 그러나 본 연구 모형이 Odgaard모형보다는 더 잘 일치하는 결과로 나타났다. 이러한 결과의 차이는 Falcon과 Kennedy 모형, Odgaard 모형이 원래 Shields Curve의 실험조건인 균일입경에서의 Shields pa-

parameter θ 를 적용하였으나 본 연구모형은 식 (3)에서 혼합입경의 효과를 나타내기 위하여 도입된 보정계수 ϵ_r 을 사용하여 혼합입경의 특성을 고려하도록 유도된 수정유속지수 식 (11)을 사용하였고 하상횡경사 식 (12)에서는 Yalin과 Karahan (1979)이 제시한 Shields parameter θ 를 적용한 결과로 해석된다.

6. 결 론

본 연구모형은 자연하천의 혼합입경하상에서 적용이 가능 하도록 새로운 유속지수 n_{σ} 로 하상횡경사 모형을 유도하였다. 흐름에 대한 하상면의 특성이 잘 반영되도록 측정구간에서 입자의 크기, 형상이나 분포 및 흐름의 조건에 따라 전단 Reynolds 수를 구하고 이에 따른 Shields parameter θ 의 변동을 고려 하였다. Sacramento 강의 각 횡단면 구간에 적용한 결과 예측치와 실측치가 대부분 정확하게 일치하는 것으로 나타났다. 또한 본 연구모형과 기존모형과의 비교에서 본 연구 모형이 균일입경의 실험조건으로 유도되었던 Shields parameter θ 를 사용한 Falcon과 Kennedy 혹은 Odgaard 모형보다 우수한 결과를 보인것은 Shields diagram에서의 실험조건인 균일입경하상이라는 조건이 적용되지 않는 일반 자연 하천에서 혼합입경의 입도분포곡선 형태에 따라 생기는 Shields parameter θ 의 변동을 고려 할 수 있도록 식이 유도되었기 때문에 좋은 결과를 얻었던 것으로 판단된다. 다만 앞으로 타 모형이나 본 연구모형 모두 실측치와 산정치의 차이에서 오는 보정계수의 사용은 모든 하천에서의 범용적 적용을 위해서 점차 일정한 값으로 적용될수 있는 방안이 모색 되어야 한다. 이를 위해서 혼합입경으로 이루어진 자연하천에서 만곡부의 곡률과 이에따른 흐름 및 하상면의 지형적특성이 고려될 수 있는 한계소류력 산정방법이 보강된다면 모든 하천에서 일률적 적용이 가능한 좀 더 정확한 혼합입경 하상횡경사 모형이 될 것으로 사료된다

참 고 문 헌

- 고재용 (1985). "혼합입경 모래하상의 한계소류력에 관한 연구," 박사학위논문, 서울대학교.
- 土屋義人 (1963). "混合砂礫의 限界掃流力에 관한 研究." 日本 京都大學 防災研究所 年報, 第6號, pp. 228-253.
- El-Khudairy, M. (1970). "Stable bed profiles in continuous bends," Ph.D. dissertation, University of California, Berkeley.
- Falcon, M.A. (1979). "Analysis of flow in alluvial channel bends," Ph.D. dissertation, University of Iowa.
- Falcon, M.A., and Kennedy, J.F. (1983). "Flow in alluvial-river curves." *J. of Fluid Mech.*, Vol. 133, pp. 1-16.
- Karim, M.F. (1981). "Compute-based predictors for sediment discharge and friction factor of alluvial Streams," Ph. D. dissertation, University of Iowa.
- Karim, M.F., and Kennedy, J.F. (1990). "Menu of coupled velocity and sediment discharge relations for rivers." *J. of Hydr. Engrg.*, Vol. 116, No. 8, pp. 978-996.
- Odgaard, A.J. (1981). "Transverse bed slope in alluvial channel bends." *J. Hyd. Div., ASCE*, Vol. 107, No. HY12, pp. 1677-1694.
- Odgaard, A.J. (1982). "Bed characteristics in alluvial channel bends." *J. Hyd. Div., ASCE*, Vol. 108, No. HY11, pp. 1268-1281.
- Odgaard, A.J., and Kennedy, J.F. (1982). "Analysis of Sacramento River bend flows and development of a new method for bank portection." *IHR Report No. 241*, Iowa Institute of Hydraulic Research, The University of Iowa.
- Rouse, H. (1939). "An analysis of sediment transportation in the light of fluid turbulence." *Report No. SCS-TP-25*, Soil Conservation Service, United States Department of Agriculture, Washington, D.C.
- van Rijn (1984). "Sediment transport: Part 1.

- Bed load transport." *J. of Hyd. Div.*, ASCE, Vol. 110, No. HY10, pp. 1431-1456.
- Vanoni, V.A. (1975). *Sedimentation engineering*. ASCE, NY.
- Yalin, M.S. (1977). *Mechanics of sediment transport*. Pergamon Press.
- Yalin, M.S., and Karahan, E. (1979). "Inception of sediment transport." *J. of Hyd. Div.*, ASCE. Vol. 105, No. HY11, pp. 1433-1443.
- Yen, C. (1967). "Bed configuration and characteristics of subcritical flow in a meandering channel," Ph.D. dissertation, University of Iowa.
- Zimmermann, C., and Kennedy, J.F. (1978). "Transverse bed slopes in curved alluvial streams." *J. of Hyd. Div.*, ASCE, Vol. 104, No. HY1, pp. 33-48.

〈접수: 1996년 4월 12일〉