

## 천해파와 해류의 마찰력 산정

유동훈 (아주대학교 환경도시공학부 교수)

김인호 (동해대학교 토목공학과 교수)

1. 서론
  2. 파마찰계수
  3. 개수로 마찰계수
    - 3.1 완난류
    - 3.2 전난류
  4. 합성류 조건에서의 평균마찰력과 최대마찰력
    - 4.1 Bijker-Yoo-O'Connor Model
    - 4.2 Fredsoe-Yoo Model
  5. 연흔(Ripple)
  6. 검증 및 적용
  7. 결론
- 참고문헌

## 1. 서론

파도는 해안에 접근하여 해저면을 느끼기 시작하면서 천수, 굴절, 회절, 반사 현상 등에 따라 급격한 변형을 겪게 되며 쇄파되기 이전까지 파에너지의 대부분은 해저면과의 마찰력에 의하여 감소한다. 따라서 파에 의한 마찰력 또는 파마찰계수를 올바르게 산정하기 위한 연구 노력은 오랫동안 경주되어 왔다. 이는 수조실험, 현장관측과 이론 연구 뿐만 아니라 수치모형개발에도 기울였는데, 본고는 특히 이론 연구에서의 문제점을 밝힘과 동시에 파마찰계수에 대한 정밀 검토를 수행하였고 합성류 조건에서의 평균마찰력과 최대마찰력 산정방법을 개선하였다. 또한 연흔의 발생여부에 따라 변이하는 등가조고를 추정하여 합성류 마찰력을 산정하였으며 기존 관측자료의 검증을 통한 확인 작업을 수행하였다.

파마찰계수를 정확히 산정하고자 하는 노력은 Kajiura(1968)의 이론전개와 Jonsson(1967)의 이론 및 Jonsson과 Carlsen(1975)의 수조실험결과와의 계수조정을 통하여 상당한 결실을 보아 왔으며, 이제까지 Jonsson 또는 Kajiura의 이론식을 큰 이의 없이 사용하여 왔다. 그러나 두 연구자의 이론전개에는 몇 가지 미고려사항들이 내포되어 있기 때문에 정확도에 의문점이 제기되어 왔다(Fredsoe, 1984). Kajiura의 이론에서는 경계층의 두께를 위상에 관계없이 일정하게 잡았으며, 전단력도 유속과 같이 상현곡선으로 가정하였다. 이에 반하여 Jonsson은 유속의 연직분포를 대수분포라 가정하고 운동량방정식을 적분하여 마찰계수를 산정하였는데 위상차에 대한 고려가 충분치 않았다. Bkker(1974)의 이론도 이 분야에서 주목을 받아 왔는데 Prandtl의 혼합거리이론(Mixing Length Theory)을 사용하여 비선형 편미분방정식을 제시하였으며, 이를 매우 복잡한 수치해석으로 해를 구하였다. 한편 Kamphuis는 자연자갈을 사용하여 파마찰실험을 수행하였는데 실험중 발달된 사련의 영향으로 등가조고 추정이 불확실하였으며 이에 따라 Kamphuis 경험식의 신뢰성이 떨어지는 것으로 판단되었다. 따라서 Jonsson식을 기준으로 Kamphuis 실험조건의 등가조고를 추정하였다. 또한 Kamphuis 실험결과를 이용하여 각 조건에 따른 지수형 파마찰계수 산정식을 제시하였다. 특히 분포를 개념을 도입하여 파의 일주기동안 완난류와 전난류가 동시에 발생할 것으로 판단하여 경험식을 제시하였다.

파운동하에서 연흔은 쉽게 발달될 수 있기 때문에 이동상 해저면에서 합성류에 의한 전마찰력(total friction)을 계산하는데 있어 연흔의 형상을 평가하는 것은 필수적이다. 연흔의 형상은 보통 해저면 토사의 크기와 표면마찰력(skin friction)으로 결정되며, 전마찰력을 구하기 위한 유효조도크기(effective roughness height)는 연흔의 높이와 경사도로서 구해질 수 있다.

Bijker는 이동상 해저면에서 전마찰력을 구하는 실험을 수행한 바 있으며, 본 연구에서는 그의 실험결과를 이용하여 수정된 BYO 모형과 FY 모형을 검증하였다.

한편, 일방향흐름에 해류나 천해파에 의한 파운동이나 해저면 가까이 경계층흐름은 주로 난

류특성을 갖고 있으며, 난류특성은 완난류, 천이난류, 전난류 등 세가지 종류로 대별된다. 그 중 완난류와 전난류로 대별하여 합성류 조건은 두가지로 분류할 수 있다. 즉, 천해파와 해류가 합성될 때 해저면 가까이 난류특성 조건은 표 1.1에 제시된 바와 같다. 이러한 가능성을 전제로 본 연구에서는 두가지 조합조건을 상정하고 두 경우에 대한 파-해류 합성류 마찰력 산정방법을 개선하였다.

표 1.1 Condition of turbulent combined flow in the near bottom.

Current condition	Wave condition	Combined Flow Condition
S T F	R T F	R T F
R T F	R T F	R T F

Note : STF ; Smouth Turbulent Flow

RTF ; Rough Turbulent Flow

## 2. 파마찰계수

파마찰계수의 산정에 있어 Kajiura(1968)의 이론전개와 Jonsson(1967)의 이론 및 Jonsson과 Carlsen(1975)의 수조실험결과와의 계수조정을 통하여 상당한 결실을 보아 왔으며, 이제까지 Jonsson 또는 Kajiura의 이론식을 큰 이의 없이 사용하여 왔다. 한편 Kamphuis는 자연형 토사를 해저면에 사용하고 매우 광범위한 조건에 대하여 실험을 수행하였다. 이상 Kajiura, Jonsson, Kamphuis의 산정식들은 전난류 조건에서 다음과 같다.

Kajiura(1968)

$$\frac{k}{\sqrt{C_w}} + \ln \frac{1}{\sqrt{C_w}} = 1.151 + \ln A_r ; C_w = \exp[5.7A_r^{-0.195} - 6.75] \quad (1)$$

Jonsson(1967)

$$\frac{k}{\sqrt{C_w}} + \ln \frac{1}{\sqrt{C_w}} = 1.549 + \ln A_r ; C_w = \exp[5.213A_r^{-0.194} - 6.67]$$

(2)

Kamphuis(1975)

$$\frac{k}{\sqrt{C_w}} + \ln \frac{1}{\sqrt{C_w}} = 0.927 + \frac{4}{3} \ln A_r ; C_w = \exp[6.0A_r^{-0.23} - 6.96] \quad (3)$$

여기서  $C_w$ 는 파마찰계수,  $k$ 는 van Karman상수로서 0.4이며,  $A_r = A_b/k_w$ 이고  $k_w$ 는 등가조고이다.  $A_b$ 는 해저면에서 파운동의 최대행정거리로서 선형파이론에 의하면  $A_b = a/\sinh Kh$ ,  $a$ 는 파진폭,  $K$ 는 파수,  $h$ 는 수심이다. 그러나 이들 산정식들은 그림 2.1에 제시되어 비교된 바와 같이 상당한 차이를 보이고 있다. 이는 Jonsson은 고정조고를 이용한 반면 Kamphuis는 자연자갈을 이용하여 실험을 수행하였기 때문인 것으로 판단된다. 자연자갈을 이용할 경우 사련이 발달되고 이에 따라 등가조고 산정에 문제가 있었다고 판단된다. 이러한 이유로 Kamphuis식 보다는 Jonsson식이 전난류조건에서 신뢰성이 높다고 생각되어진다. 따라서 Jonsson의 전난류산정식을 이용하여 Kamphuis 실험자료의 등가조고를 추정하였다. 이렇게 산정된 등가조고는 표 2.1에 제시된 바와 같다. Jonsson식을 이용할 경우 등가조고

는 다음과 같이 산정된다.

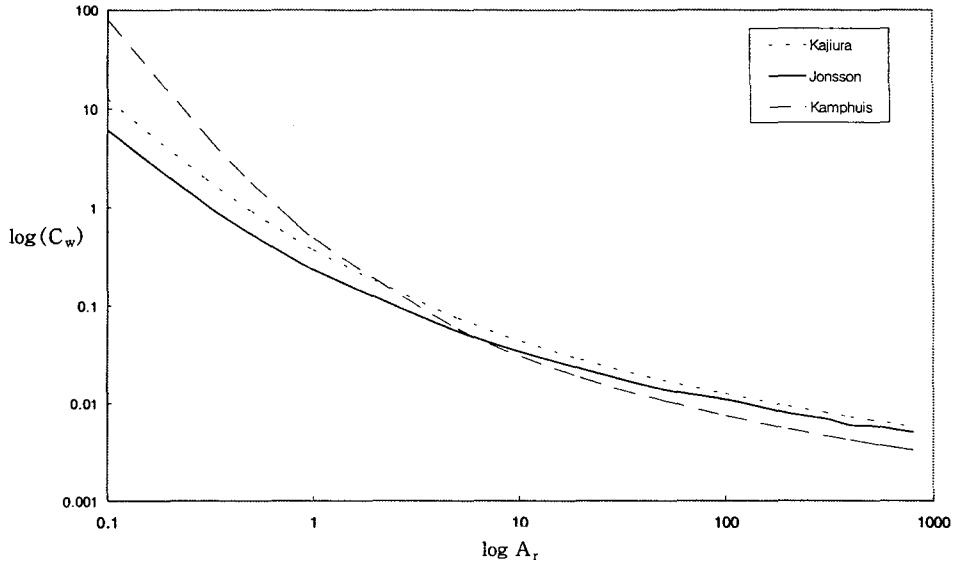


그림 2.1 파마찰계수 산정식의 비교

표 2.1 Jonsson식으로 산정된 Kamphuis 실험자료의 등가조고 추정치

NO	$\frac{A_b}{k_w}$	$2\phi_{90}$	Kw(mm)	비 고
1	1.1	40	91	$A_b = 0.1 \sim 4 \text{ m}$ $T = 1 \sim 15(\text{sec})$
2	1.9	20	53	
3	2.9	10	37	
4	7.5	1.6	15	
5	18.4	0.8	6.3	
6	63.1	0.4	1.8	
7	162.5	0.16	1.2	
8	304.4	0.08	0.8	
9	703	0.04	0.5	
10	5942.3	0.02	0.2	

$$k_w = A_b \exp \left[ 1.549 - \frac{0.4}{\sqrt{C_w}} - \ln \frac{1}{\sqrt{C_w}} \right] \quad (4)$$

표 2.1의 결과를 보면 Kamphuis는 등가조고를 산정하는데 있어  $\phi_{90}$ 의 두배의 값을 사용했음에도 불구하고 Jonsson식으로 산정한 값과 차이를 보이고 있다. 이는 앞에서 언급한 바와 같이 자연토사를 이용하여 실험수행시 발달된 사면의 영향 때문인 것으로 판단된다.

본 연구진은 파마찰계수를 보다 정확하고 간편하게 산정하기 위하여 Kamphuis 실험자료를 이용하여 각 조건에 따른 지수형 파마찰계수 산정식을 제시하였다. 특히 분포율 또는 발생율 개념을 도입하여 파의 일주기동안 일정기간 완난류가 발생하고 나머지 기간동안 전난류가 발생할 것으로 판단하여 완난류 산정식과 전난류 산정식이 조합된 산정식을 제시하였다.

우선, 완난류산정식은 레이놀즈수의 지수형으로 다음과 같다.

$$C_{ws} = \alpha R_A^\beta \quad (5)$$

여기서,  $C_{ws}$ 는 완난류 파마찰계수,  $R_A$ 는 레이놀즈수이며  $R_A = A_b \frac{u_b}{\nu}$  이다.

지수형 산정식 개발에 있어  $R_A$ 의 범위에 따라 두 구간으로 나누었으며, 표 2.2에 관련상수  $\alpha$ 와  $\beta$ 를 제시하였다.

표 2.2 완난류 파마찰계수의 관련상수

구 간	$\alpha$	$\beta$
$5 < R_A < 1,000$	3.275	-0.54
$1,000 < R_A$	0.936	-0.5

전난류 파마찰계수의 지수형 산정식 개발에는 Jonsson식 (2)를 사용하였으며 다음과 같다.

$$C_{wR} = \alpha A_r^\beta \quad (6)$$

여기서,  $A_r = \frac{A_b}{k_w}$  이다.

표 2.3에는 전난류 파마찰계수 산정식의 관련상수  $\alpha$ 와  $\beta$ 를 제시하였다.

표 2.3 전난류 파마찰계수의 관련상수

구 간	$\alpha$	$\beta$
$A_r < 20$	0.2	-0.7
$20 < A_r$	0.11	-0.5

위의 전난류 산정식은 신뢰성이 우수하다고 판단되는 Jonsson식과 유사함을 보이고 있다. 한편, 분포율의 개념을 도입하면 일반적인 파마찰계수 산정식은 다음과 같다.

$$C_w = (1 - P_R)C_{wS} + P_R C_{wR} \quad (7)$$

여기서,  $C_{wS}$ 는 완난류 파마찰계수,  $C_{wR}$ 은 전난류 파마찰계수,  $P_R$ 은 전난류 발생율이다.

파의 일주기동안 일정기간의 완난류, 전난류가 동시에 발생하는 조건은 아래에 제시된 조건에 따른다.

$$R_{AC} = 2,122.8 A_r^{1.41} \quad (8)$$

여기서  $R_{AC}$ 는 완난류, 전난류가 동시에 발생하는 한계레이놀즈수이다.

전난류 발생율  $A_r$ 의 함수로 산정하였으며 다음과 같다.

$$P_R = \alpha A_r^\beta \quad (9)$$

관련상수  $\alpha$ 와  $\beta$ 는 아래의 표 2.4와 같이  $A_r$ 의 두 구간으로 나누어 제시하였다.

표 2.4 분포율 산정식의 관련상수

구 간	$\alpha$	$\beta$
$A_r < 2$	0.9	0
$2 < A_r$	0.078	0.36

새로운 산정식은 그림 2.1에 제시된 바와 같이 Kamphuis 실험자료에 적용하였을 경우 만족할 만한 결과를 보여주었다.

또한 위의 산정식을 보다 간편하게 계산하기 위해 지수형태의 산정식으로 아래와 같이 제시하였다.

우선, 완난류와 전난류 구간으로 나누어지는 구간을 다음과 같이 제시하였다.

$$R_{AC} = 12,059.9 A_r^{0.73} \tag{10}$$

여기서  $R_{AC}$ 는 임계레이놀즈수,  $A_r = A_b/k_w$ 이다.

먼저 완난류 산정식은 일반식이 아래와 같으며 레이놀즈수 ( $R_A$ )에 따라 세 구간으로 분류하여 제시하였다.

$$C_{wS} = \alpha R_A^\beta \tag{11}$$

여기서  $C_{wS}$ 는 완난류 파마찰계수이다. 표 2.5에 관련상수  $\alpha$ 와  $\beta$ 를 제시하였다.

표 2.5 완난류 파마찰계수의 관련상수

구 간	$\alpha$	$\beta$
$R_A < 310,000$	0.957	-0.50
$310,000 < R_A < 510,000$	$8 \times 10^{-5}$	0.62
$510,000 < R_A$	0.026	-0.18

전난류 산정식은 일반식이 아래와 같으며  $A_r (= A_b / k_w)$ 에 따라 두 구간으로 분류하여 제시하였다.

$$C_{wR} = \alpha A_r^\beta \tag{12}$$

여기서  $C_{wR}$ 는 완난류 파마찰계수이다.

표 2.6에는 전난류 파마찰계수 산정식의 관련상수  $\alpha$ 와  $\beta$ 를 제시하였다.

표 2.6 전난류 파마찰계수의 관련상수

구 간	$\alpha$	$\beta$
$A_r < 20$	0.12	-0.75
$20 < A_r$	0.03	-0.35



### 3. 개수로 마찰계수

유속의 대수분포식에는 영점높이가 도입되며 Prandtl의 혼합거리 이론으로부터 다음과 같다.

$$\frac{u}{u_*} = \frac{1}{k} \ln \frac{z}{z_0} \quad (13)$$

여기서,  $k$ 는 von Karman 상수,  $z_0$ 는 원형관에서의 영점높이이고 유속의 대수분포식 (13)을 적분하여 유도된 마찰계수 산정식은 일반적인 경우 다음과 같다.

$$\frac{1}{\sqrt{C}} = \frac{\alpha}{k} \left( \ln \frac{H}{z_0} + \beta \right) \quad (14)$$

#### 3.1. 완난류

완난류 흐름에서의 영점높이 산정식은 다음과 같다.

$$z_{0HS} = \zeta \frac{\nu}{u_*} = \zeta \frac{H}{R_H \sqrt{C}} \quad (15)$$

여기서,  $\zeta$ 는 비례상수로서 원형관로 흐름인 경우  $\zeta = 0.11$ ,  $\nu$ 는 물의 점성계수,  $u_*$ 는 마찰속도로써 등류인 경우  $\sqrt{gHi}$  또는  $\sqrt{C} V$ 이고,  $R_H$ 는 동수반경레이놀즈수이다. 식 (15)을 자유표면 흐름의 대표영점높이로 가정하고 식 (14)에 대입하여 정리하면 다음과 같은 완난류 조건의 마찰계수 산정식이 구해진다.

$$\frac{1}{\sqrt{C}} = \frac{\alpha_{HS}}{k} (\ln R_H \sqrt{C} + \beta_{HS}) \quad (16)$$

유동훈과 이민호(1999)는 Bazin의 사각형 수로에서의 실험자료와 Varwick(1945)의 삼각형과 제형 수로에서의 실험자료를 분석하여 일방향 흐름 마찰계수 산정식과 영점높이를 추정하였다. 그의 자료 중 완난류로 추정되는 자료를 추출하여 추정한 결과 식 (16)의 기울기  $\alpha_{HS}$ 는 삼각형수로인 경우 0.78, 제형 수로인 경우는 0.74이고, 절점계수  $\beta_{HS}$ 는 다음과 같이 조고의 함수로 추정되었다.

$$\beta_{HS} = \gamma_s - \delta_s R_w^2 \quad (17)$$

여기서,  $R_w = \frac{1}{\nu} \sqrt{\frac{\sigma k_w}{\rho}}$ ,  $\sigma$ 는 표면장력,  $\rho$ 는 밀도이고 20℃인 경우  $\rho = 998.2 \text{kg/m}^3$ ,  $\nu = 1.0 \times 10^{-6} \text{m}^2/\text{s}$ ,  $\sigma = 0.0736 \text{N/m}$ 이며  $R_w \approx 270 \sqrt{k_w}$  ( $k_w: \text{mm}$ )이다.  $\gamma_s$ 와  $\delta_s$ 는 상수로써 삼각형 수로인 경우  $\gamma_s = 3.66$ ,  $\delta_s = 1.63 \times 10^{-5}$ 이다.

완난류 조건의 기본식 (17)과 같은 형태의 마찰계수 산정식은 양변에 마찰계수가 포함되어 있으므로 음해법으로 마찰계수를 산정하여야 한다. 그러나 이러한 경우에도 전처리과정을 거쳐 양해법 산정식을 다음과 같이 구할 수 있다.

$$\frac{1}{\sqrt{C}} = \frac{\alpha_{HS}}{k} (\ln R_H^X + \gamma_{HS}) \quad (18)$$

여기서, X는 동수반경레이놀즈수의 지수승으로서 수로의 형상에 따라 변이하는 계수이다.

Varwick의 실험자료를 분석하여 상기식 (18)의  $\gamma_{HS}$ 를 산정한 결과 삼각형 수로와 제형수로 공히  $R_H$ 수의 지수승  $X = 0.89$ 로 추정되었고, 절점계수  $\gamma_{HS}$ 는 다음과 같이 등가조고와 선형관계를 가지고 있음을 알 수 있다.

$$\gamma_{HS} = \gamma_t - \delta_t R_w^2 \quad (19)$$

한편, 각 형상의 수로에 대한  $\gamma_{HS}$ 을 취하고 식 (18)을 식 (14)에 대응하면 개수로 흐름에서 완난류 조건의 영점높이 산정식은 다음과 같다.

$$z_0 = e^{-B} h R_H^{-0.89} \quad (20)$$

여기서 B는 다음과 같다.

$$B = \gamma_{HS} - \beta \quad (21)$$

본 연구의 실험자료 분석에서 등가조고를 추정할 필요가 있었으며, 각기 가정된 수리조건으로 유도된 산정식으로부터 등가조고를 추정한다. 추정된 등가조고를 사용하였을 때의 완난류시의 산정식의 계수는  $\alpha_{HS} = 0.319$ ,  $\beta = 0.55$ 이다.

Bijker의 실험자료를 완난류 조건으로 분석했을 경우의 결과는 아래의 그림 3.1과 같다. 그림 3.1의 결과와 같이 Bijker의 실험자료는 완난류조건이 아닐 것으로 판단되어진다.

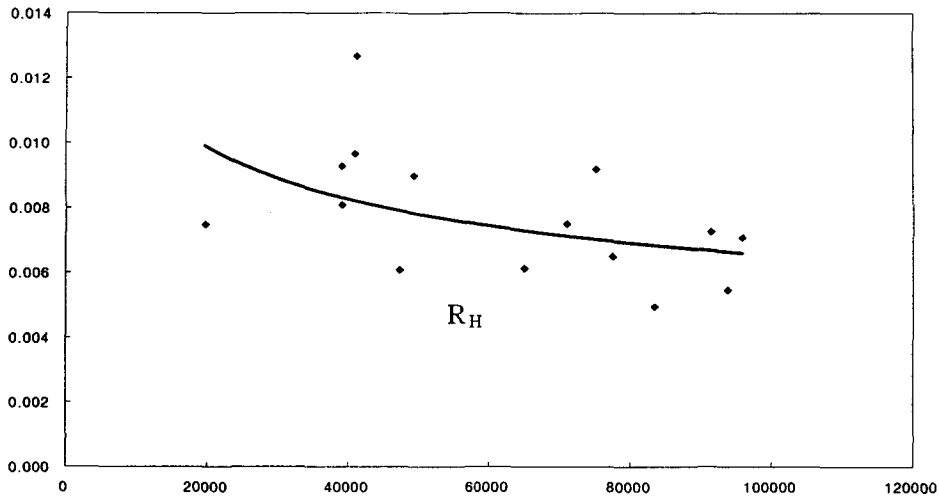


그림 3.1 완난류 조건일 경우의 Bijker 실험자료

### 3.2. 전난류

전난류 흐름에서는 Varwick의 실험자료 중 조고가 2mm인 자료에서 전난류가 발생하였음을 확인할 수 있으며, 전난류 흐름일 경우도 대수형 마찰계수 산정식을 유도할 수 있다. 전난류인 경우의 개수로 마찰계수 산정식은 다음과 같이 표기된다.

$$\frac{1}{\sqrt{C}} = \frac{\alpha_{HR}}{k} (\ln H_r + \beta_{HR}) \quad (22)$$

Varwick 삼각형 수로 실험에서 조고가 2mm인 경우 전난류가 발생하였으며  $\alpha_{HR} = 1.1$ ,  $\beta_{HR} = 1.75$ 로 추정되었다. 또한, 제형 수로에서 전난류 자료를 분석한 결과  $k \approx 2\text{mm}$ 인 경우  $\alpha_{HR} = 1.4$ ,  $\beta_{HR} = 0.6$ 으로 추정되었다.  $k_w$ 의 기울기를 완난류와 동일하게 가정하면,  $\beta_{HR}$ 의 산정식은 다음과 같다.

$$\beta_{HR} = \gamma_R - \delta_R R_w^2 \quad (23)$$

여기서  $\gamma_R$ 과  $\delta_R$ 은 상수로서 삼각형수로인 경우  $\gamma_R = 4.45$ ,  $\delta_R = 1.85 \times 10^{-5}$ , 제형수로인 경우  $\gamma_R = 2.26$ ,  $\delta_R = 1.14 \times 10^{-5}$ , 사각형 수로인 경우  $\gamma_R = 3.35$ ,

$\delta_R = 1.50 \times 10^{-5}$ 이다.

전난류 흐름일 경우 영점높이 산정식은 다음과 같다.

$$z_0 = e^{-B} k_w \quad (24)$$

여기서  $e^{-B}$ 는 비례상수로서 원형관로에서  $e^{-B} = 0.033$ 이며, 개수로인 경우 식 (23)을 식 (17)에 대응하면 다음과 같다.

$$B = \beta_{HR} - \beta \quad (25)$$

전난류 수리조건인 경우 등가조고는 앞절에서 언급한 바와 같이 Jonsson의 전난류산정식을 사용하여 추정하였다. 전난류시의 산정식의 계수는  $\alpha_{HR} = 1.59$ ,  $\beta_{HR} = 0.55$ 이다.

Bijker 실험자료를 전난류 수리조건으로 분석한 결과는 아래의 그림 3.2와 같이 제시되었다. 완난류 조건의 결과와는 달리 전난류 조건일 경우 실험자료가 잘 일치하는 것을 볼 수 있다. 따라서 Bijker의 실험자료는 전난류 조건이라고 결론을 내릴 수 있다.

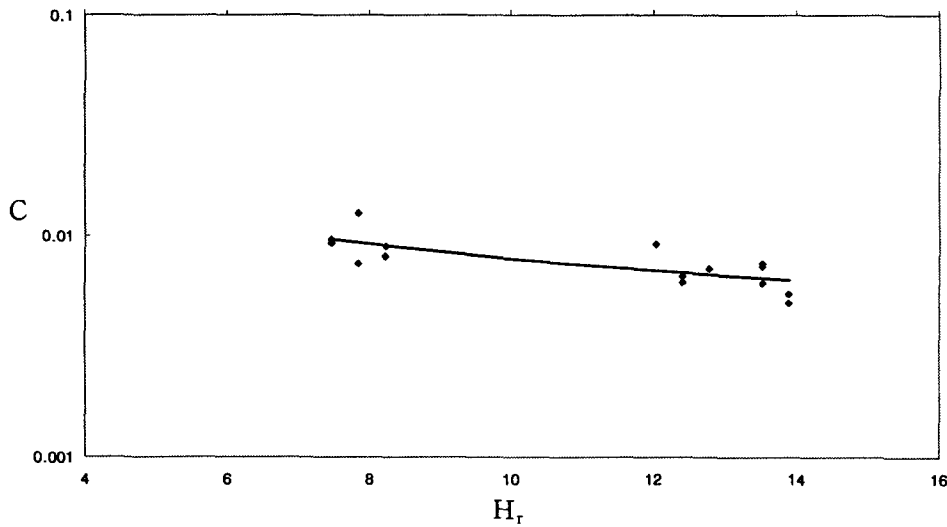


그림 3.2 전난류 조건일 경우의 Bijker 실험자료

## 4. 합성류 조건에서의 평균마찰력과 최대마찰력

### 4.1. Bijker-Yoo-O'Connor Model

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

$$\langle \tau \rangle = \beta \tau_c \quad (26)$$

$$\tau_x = \xi \tau_c \quad (27)$$

여기서 일방향흐름에 의한 마찰력  $\tau_c = \rho C_c U^2$ 이며, 해류마찰계수  $C_c$ 는 절점계수  $B$ 가 조정된 식으로부터 산정된다.  $\langle \tau \rangle$ 는 주기평균 합성류 마찰력,  $\tau_x$ 는 최대 합성류 마찰력,  $\beta$ 와  $\xi$ 는 각각 해당 마찰력의 증폭계수이며 산정식은 각각 다음과 같다.

$$\beta = \alpha^2 (a + b \mu_a^c) \quad (28)$$

$$\xi = \alpha_x^2 + \mu^2 + 2\alpha\mu \sin \theta \quad (29)$$

여기서 상수  $\mu_a = \mu/\alpha$ ,  $\mu = U_{BW}/u_{BC}$ ,  $U_{BW}$ 는 Bijker point에서의 최대파유속,  $u_{BC}$ 는 Bijker point에서의 해류유속,  $\alpha$ 는 해류유속의 평균 감소율이고,  $\alpha_x$ 는 최대마찰력이 발생할 때의 유속감소율이다.

해류 유속의 평균감소율  $\alpha$ 는 다음과 같다.

$$\alpha = \left( \frac{D_c}{\xi D_{w*} + D_{c*}} \right)^{\frac{1}{3}} \quad (30)$$

여기서,  $\xi = 0.3 + 0.7 \sin \theta$  이며

또한  $D_{w*} = \delta \rho C_w \hat{U}_b^3$ ,  $D_{c*} = \beta D_c$ ,  $D_c = \rho C_c U^3$  이며  $\delta$ ,  $\beta$ 는 다음과 같다.

$$\delta = \frac{4}{3\pi} + r\mu_a^q \quad (31)$$

$$\beta = a^2(a + b\mu_a^c) \quad (32)$$

식 (31)와 식 (32)을 식 (30)에 대입하고 정리하면 식 (33)과 같다.

$$a\alpha^5 + b\mu^c\alpha^{5-c} + \xi r\eta\mu^{2+q}\alpha^{3-q} + 0.424\xi\eta\mu^2\alpha^3 - 1 = 0 \quad (33)$$

위의 식은  $\alpha$ 의 5차식이므로 음해법으로 풀어야 한다. 식 (34)을  $\mu, \theta, \eta$ 의 함수로 취하는 양해법은 식 (35)와 같다.

$$\alpha = \begin{cases} (0.08 + (1.9 - 0.6\theta^{0.25})\eta^{0.35})\mu^{-1} & \mu > \mu_c \\ \tanh [A(\ln(\mu_c/\mu)^{1.2} + C)] & \mu < \mu_c \end{cases} \quad (34)$$

또한 최대마찰력이 발생할 때의 유속감소를  $\alpha_x$ 는 다음과 같다.

$$\alpha_x = \left( \frac{D_c}{\xi D_{w*} + D_{c*}} \right)^{\frac{1}{3}} \quad (35)$$

여기서,  $\xi = 0.3 + 0.7 \sin \theta$  이며

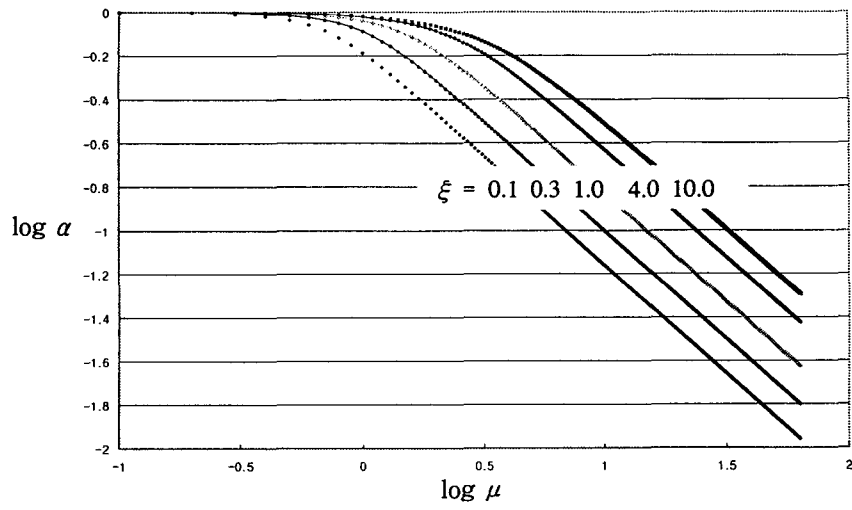
또한  $\overset{\Delta}{D}_{w*} = \overset{\Delta}{\delta} \rho C_w \overset{\Delta}{U}_b^3$ ,  $\overset{\Delta}{D}_{c*} \approx D_{c*} \approx \beta D_c = \beta_x D_c$  이고  $\overset{\Delta}{\delta}, \beta_x$  는 다음과 같다.

$$\overset{\Delta}{\delta} = (1 + \mu_{\alpha_x}^{-1} \sin \theta)^2 \quad (36)$$

$$\beta_x = \alpha_x^2(a + b\mu_{\alpha_x}^c) \quad (37)$$

식 (36)과 식 (37)을 식 (35)에 대입하고 정리하면 식 (38)과 같다.

$$(a + \xi\eta\sin^2\theta)\alpha_x^5 + 2\xi\mu\eta\sin\theta\alpha_x^4 + b\mu^c\alpha_x^{5-c} + \xi\mu^2\eta\alpha_x^3 - 1 = 0 \quad (38)$$



(a)  $\theta = 0$  일 때

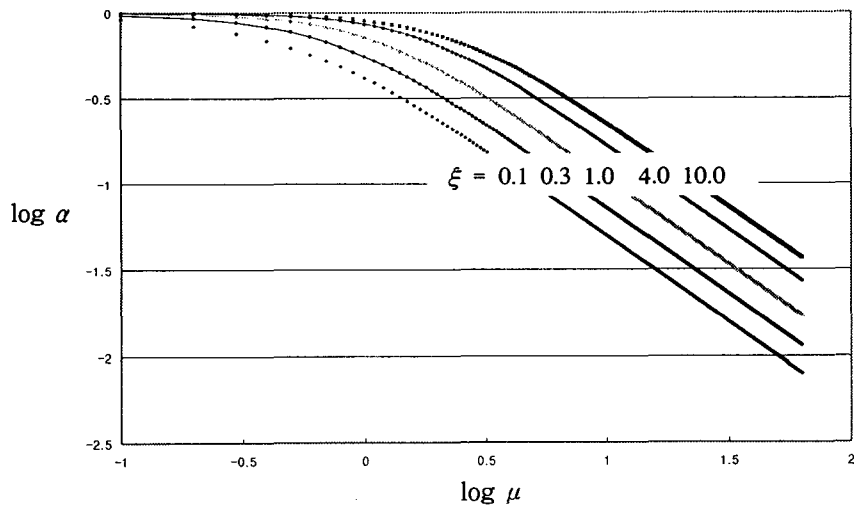
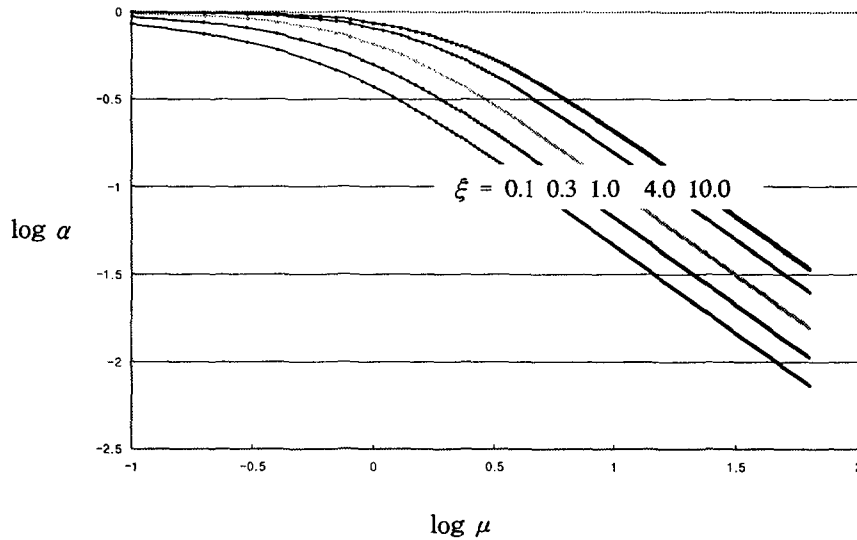


그림 4.1 감속을  $\alpha_x$  의 변이



(c)  $\theta = \frac{\pi}{2}$  일 때

그림 4.1 (계속)

기존에는 해류와 파가 합성될 때 전난류라고 가정하였으나 완난류일 가능성도 있으며 서론에서 이미 언급한 바와 같이 완난류와 전난류의 다양한 조합을 고려하였다. 완난류일 경우에 영점높이는 수심(h)와 동수반경 레이놀즈수 ( $R_H$ )의 함수이다. BYO 모형의 합성류 마찰력 산정에 있어 해류를 기준으로 취하므로 일방향 흐름에서의 Bijker point를 기준으로 취한다. 즉,

$$z_B = z_{BC} = ez_{0c} \tag{39}$$

식(39)를 식 (13)에 적용하여 정리하면,

$$U_w = \frac{U_{*w}}{k} \ln \frac{z}{z_{0w}} \tag{40}$$

$$U_w(z_{BC}) = \frac{U_{*w}}{k} \ln \frac{z_{BC}}{z_{0w}} = \frac{U_{*w}}{k} \ln \frac{ez_{0c}}{z_{0w}} = \frac{U_{*w}}{k} \left( 1 + \ln \frac{z_{0c}}{z_{0w}} \right) \tag{41}$$

한편,  $z_{0w} = z_{0c}$  일 때  $U_w(z_{BC}) = \frac{U_{*w}}{k}$  이므로,  $\mu = \mu_0 = \frac{\sqrt{C_w} U_b}{\sqrt{C_c} V}$  이고,  $z_{0w} \neq z_{0c}$  일

때  $\left( 1 + \ln \frac{z_{0c}}{z_{0w}} \right) \mu_0$  이 된다. 파와 해류의 합성시 두가지 조건을 정리하면 표 4.1에 제시된



바와 같다.

표 4.1 Zero velocity points for surface waves and current flow

해 류	파	영 점 높 이		$\mu/\mu_0$
		$z_{0c}$ (해류)	$z_{0w}$ (파)	
완난류	전난류	$e^{-B}hR_H^{-0.89}$	$e^{-A}k_w$	$1 + A - B + \ln\left(\frac{h}{k_w}\right) - 0.89 \ln R_H$
전난류	전난류	$e^{-B}k_w$	$e^{-A}k_w$	$1 + A - B$

표 4.1에 도입된 경험계수 A는 파운동에 적용되는 수치이며 B는 해류에 적용되는 수치이다. 각 수치는 완난류 또는 전난류 등 난류조건에 따라 달라질 수 있다.

## 4.2 Fredsoe-Yoo Model

선형파이론으로 구해지는 해지면 유속이 경계층에서의 실제 파유속과 상당히 다를 수 있다는 추론에 기초하여 유동훈(1993b)은 Jonsson(1967)의 이론과 Fredsoe(1984)의 수치모형을 개선하였으며, 파마찰계수에 대한 관측자료와 비교하여 상당히 양호한 계산결과를 얻었다. 유동훈의 경계층 파속 또는 Fredsoe Point( $Z_F$ )에서의 파속 산정식은 다음과 같다.

$$u_b = \gamma U_p \tag{42}$$

$$\gamma = \exp\left(0.55 \frac{k_s}{A_p}\right) \sin^{3.5} \lambda \tag{43}$$

상기식에서  $u_b$ 는 경계층 최상점에서의 파속,  $U_p$ 는 선형파이론으로 산정되는 해지면 최대파속,  $\lambda$ 는 파운동의 위상각이다. 조고에 대한 최대 행정거리비  $A_p/k_s$ 가 약 2.0 이상일 때 파마찰계수가 급격히 감소하는 양상을 보이는데 이러한 경향은 합성류 마찰력 산정시 문제점을 도출하였다. 이를 개선코자 식 (43)을 다음과 같이 수정한다.

$$\gamma = \exp\left[0.55 \min\left(2.0, \frac{k_s}{A_p}\right)\right] \sin^{3.5} \lambda \tag{44}$$

상기 경계층 파속 산정식을 사용했을 때 파마찰계수를 산정하기 위한 Fredsoe 이론은 상당한 수정을 거쳐야 했으나 파와 해류의 합성류에 의한 마찰계수를 산정하는 과정은 오히려 큰

수정없이 Fredsoe 이론과정을 거의 똑같이 따르면 된다. 파와 해류가 합성하였을 때 Fredsoe Point에서의 유속은 다음과 같이 산정된다.

$$\left(\frac{u^*}{k} \ln \frac{z_F}{z_0}\right)^2 = \left(\frac{u^*_0}{k} \ln \frac{z_F}{z_0} + u_b \cos \theta\right)^2 + (u_b \sin \theta)^2 \quad (45)$$

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

$$b = k \frac{u_b}{u^*_a} \quad (46)$$

$u^*_a$ 는 임의로 결정된 합성류 마찰속도이며(Fredsoe(1984) 참조),  $u^*_0$ 는 일방향 흐름만 작용할 때의 마찰속도이고,  $u^*$ 가 실질적인 마찰속도이다. Fredsoe Point에서의 파속  $u_b$ 는 식(43)으로부터 산정된다. 식(44)를 위상각에 관해서 미분하고 식 (45)을 이용하면 계수  $b$ 에 관하여 다음과 같은 산정식이 구하여진다.

$$\frac{db}{d\lambda} = q^{-1}[\delta(b^2 + r^2 + 2br\cos\theta)^{1/2} - p \tan^{-1} \lambda] \quad (47)$$

여기서  $\delta = kA_p u^*_0 / z_0 U_p$ ,  $r = k\gamma(U_p / u^*_0)$ ,  $q = e^b(b-1)+1$ ,  $p = b(e^b - b - 1)$ 이다. 원래의 Fredsoe 모형에서  $\gamma = \sin \lambda$ 인데 새로이 수정된 모형에서는 식(44)로 산정된다. 그러나  $\lambda$ 가 작을 때 식 (47)의 해는 원래의 Fredsoe 모형의 결과와 동일하며 다음과 같다.

$$b = \sqrt{\frac{4}{3} \delta \lambda} = t \quad (48)$$

식 (48)를 초기치로 가정하고 Runge-Kutta 방법으로 식 (47)의 해를 구하며, 시시각각 변이하는 마찰속도는 다음 식으로 산정한다.

$$u^* = u^*_0 \sqrt{1 + \frac{r^2}{b^2} + \frac{2r\cos\theta}{b}} \quad (49)$$

식 (49)의 평균치로 주기 평균마찰력을 산정하고, 일주기당 최대치를 택하여 합성류의 최대마찰력을 산정한다.

## 5. 연흔(Ripple)

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 쇄파대 구간에 걸쳐 일정하게 가정한다. 그러나 수치모형의 예측성을 증진시키고자 하면 이러한 불확실성을 완전히 극복하는 것은 불가능하더라도 해저면을 실제와 유사한 형태의 이동상으로 가정하고 연흔의 발생여부와 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 마찰에너지 손실이 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.

$$\frac{k_s}{A_b} = \beta_r \frac{\Delta}{\lambda} \frac{\Delta}{A_b} \quad (51)$$

여기서  $\beta_r$ 은 상수이며,  $\Delta$ 는 연흔의 높이,  $\lambda$ 는 연흔의 파장,  $A_b$ 는 해저면에서 파운동의 최대이동거리이며, Swart는 비례상수 또는 연흔상수  $\beta_r = 8 \sim 25$ 를 제시하였다. 이 연흔상수  $\beta_r$ 은 일정하지 않은 것으로 확인되었으며, 이는 연흔 정상부의 형태에 따라 상당한 변이를 보이고 있다.

전마찰력을 계산하는데 있어 유효조도크기를 결정하려면 연흔의 높이(ripple height)와 형상계수(ripple steepness)를 알아야 하는데 이들을 구하는 여러 경험식들이 제시되어 왔다. 파도조건 또는 일방향흐름조건하에서의 연흔형상을 구하는 경험식은 많이 제시되었었다. 연흔은 일방향흐름조건에서보다 왕복운동을 하는 파도조건에서 쉽게 발달되므로 합성울 조건에서의 연흔 형상을 구하는데 파도조건에서 사용하는 식을 사용하는 것이 나으리라 판단된다. 상당히 많은 양의 실험자료와 현장자료들을 수집하여 분석한 결과, Nielsen(1979)은 다음과 같은 경험식을 제시하였다. 즉, 수조상 규칙파조건에서

$$\frac{\Delta}{\lambda} = 0.183 - 0.24F^3 \quad (52)$$

$$\frac{\Delta}{A_b} = 0.275 - 0.022F \quad (53)$$

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

$$F_* = \frac{u_*}{\sqrt{(s-1)g\phi}} \quad (54)$$

$$F_* = \frac{u_b}{\sqrt{(s-1)g\phi}} \quad (55)$$

$u_*$ 는 마찰속도,  $u_b$ 는 해저면 최대속도,  $s$ 는 상대밀도,  $\phi$ 는 모래의 입경이다. 상기 마찰후루드수의 제곱을 흔히 Shields Number라 칭한다. Nieson은 상기 식 (54)과 (55)은 단순파의 경우에 적용하는데 불규칙파인 경우 유효파고를 사용하여 연흔의 형상을 판정할 수 있다고 주장하였다.

한편 Grant and Madson(1982)은 단순파에 대하여 연흔경사  $\Delta/\lambda$ 와 연흔고  $\Delta/A_b$ 의 산정 기준으로 모두 임계마찰 후루드수에 대한 마찰 후루드수의 비를 택하였으며, 이후 Madson and Rogengaus(1988)는 불규칙파에 대하여 다음과 같은 산정식을 제시하였다.

$$\frac{\Delta}{\lambda} = 0.19 - 0.014S^2 \quad (56)$$

$$\frac{\Delta}{A_b} = 0.31 - 0.06S^2 \quad (57)$$

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

$$F_{*c} = \frac{u_{*c}}{\sqrt{(s-1)g\phi}} \quad (58)$$

$u_{*c}$ 는 임계마찰속도이다. Shields의 관측결과를 이용하여 이와가끼(1965), van Rijn(1985), 유동훈(1988)은 R-F Number  $N$ 로부터 Shields Number를 바로 구할 수 있는 양해법 산정식을 개발하였으며 임계마찰후루드수를 사용하면 다음과 같다. 표 5.1에는  $N$  구간별 임계마찰후루드수의 관련상수를 제시하였다.

$$F_{*c} = \gamma N^\delta \tag{59}$$

표 5.1 임계마찰후루드수의 관련상수

식의 종류	N구간	$\gamma$	$\delta$
이와가끼	$N < 2$	0.373	0
	$8 < N < 40$	0.443	-0.22
	$54 < N < 162$	0.184	0
	$162 < N < 660$	0.1	0.13
	$660 < N$	0.224	0
van Rijn	$N < 8$	0.49	-1/3
	$8 < N < 40$	0.37	-0.2
	$40 < N < 90$	0.2	-1/30
	$90 < N < 1980$	0.11	0.1
	$1980 < N$	0.235	0
유동훈	$1 < N < 88$	0.4	-0.2
	$88 < N < 2362$	0.1	0.11
	$2362 < N$	0.235	0

여기서  $N$ 은 레이놀즈수대 후루드수의 비로서  $R_F$ 의 무차원수이며 다음과 같다.

$$N = \sqrt{(s-1)g\phi^3/\nu} \tag{60}$$

또한 조건에 따라 여러 식을 선택하여야 되므로 단일 근사식으로 제시하면 다음과 같다.

$$F_{*c} = \exp\left[-2.83 + 0.17 \ln N + \frac{5.3}{2.5 + 0.22N}\right] \quad (61)$$

Madsen. 등(1988)은 입경 0.12mm와 0.2mm인 균일한 모래를 두께 10cm로 쌓아 불규칙파에 의하여 발생하는 연흔의 형성에 관하여 실험연구하였다. 같은 수조에 JONWAP형과 Neumann 형의 스펙트럼을 발생시켰으며, 활동지수는 최대 1.6까지 생성되도록 스펙트럼 에너지를 점증적으로 증가시켰다. 연흔의 형상이나 이에 따른 등가조고의 형성에 스펙트럼형태의 영향은 별로 크지 않았으나, 같은 활동지수에서 단순파에 비하여 불규칙파인 경우 등가조고가 작고 활동지수 S가 1.6 가까이에 이를 때 연흔상수  $\beta_r$ 은 더욱 작아짐을 발견하였다. 즉 S = 1.1일 때  $\beta_r = 10$ , S = 1.2일 때  $\beta_r = 7.1$ , S = 1.6일 때  $\beta_r = 3.6$  등 활동지수가 커질수록 연흔상수  $\beta_r$ 이 점점 작아지며, 단순파에 비하여 절대치가 절반 이하로 떨어짐을 알 수 있다. 이는 파에너지가 해저면에 미치는 영향이 클수록 연흔 상층부가 더욱 완만해지며 이에 따라 와 형성이 점점 완만한 형태로 변하기 때문인 것으로 판단되었다. 이상의 결과를 근사식으로 표현하면 다음과 같다.

$$\beta_r = 13 S^{-2.8} \Rightarrow \delta = 0.46 S^{-2.8} \quad \text{for Irregular waves} \quad (62)$$

상기식에서 S의 지수항은 연흔형상의 완만성에 따라 결정되는 수치로서 식(55)는 불규칙파에 대한 연흔상수 계산에 적합하다. 단순파인 경우에 Madsen, et al.(1988)은 각각의 활동지수 S에 대하여 다른 수치를 제시하였는데 그들의 실험결과를 이용하면 단순파인 경우 다음 식이 적합하다.

$$\beta_r = 28 S^{-1.4} \Rightarrow \delta = S^{-1.4} \quad \text{for Monochromatic waves} \quad (63)$$

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

이상과 같이 Swart도 이미 인지하였듯이 (51)에 도입되는 연흔상수  $\beta_r$ 이 조건에 관계없이 일정한 만유상수가 아니라 수리조건에 따라 변이하는데, Madsen 등은 조직적인 실험을 통하여 이 수치가 활동지수 S와 밀접한 상관관계가 있음을 파악하였다. 따라서 식(62) 또는 (63)를

식 (51)에 도입하면 보다 일관성 있는 등가조고 추정식이 되며 다음과 같다.

$$k_r = \beta_s \delta \frac{A}{\lambda} \Delta \quad (64)$$

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

파운동에 의하여 일주기동안 잔여 토사이동량은 없다 하더라도 왕복 토사이동이 발생하게 되며, 상당한 파에너지가 토사이동에 기여하며 손실된다. 이와같이 토사이동에 의한 에너지손실은 소류사 이동 양식으로 발생한다. Grant and Madsen(1982)은 등가조고의 증분으로 이를 해석하였으며 다음과 같은 식을 제시하였다.

$$k_s = \beta_b (s + 0.5) F_s^2 (s - 0.7)^2 \phi \quad (65)$$

여기서  $\beta_b$ 도 비례상수로서 Grant and Madsen은  $\beta_b = 160$ 을 제의하였는데 이 수치 또한 상당한 변이를 가질 것으로 추론된다. 유동훈과 서동원(1996)은  $\beta_b = 10 \sim 20$ 로 추정하였다.

## 6. 검증 및 적용

개수로 흐름을 전난류 조건으로 가정하면 BYO모델은 평균오차는 1.12%, 오차 절대치의 평균은 3.97%이고, FY모델의 경우는 평균오차 0.04%, 오차 절대치의 평균 6.46%로 나타났다. 즉 어느 경우를 가정하거나 평균오차는 2% 이하이지만, 두 모델이 약간은 상이한 계산결과를 보인다. 본 연구에서 천해파에 의한 경계층 흐름은 모두 전난류 상태로 가정하였으며, 이때의 등가조고는  $k_w/30$  즉 표 8에 도입된 수치 A를 3.4로 가정하였다. 또한 최대 마찰력 산정시 두 모델은 상이한 결과를 보여주는데 BYO모델이 FY모델보다 과대산정하는 결과를 보여주었다. FY모델은 time-leg를 고려하였으므로 BYO보다 최대마찰력 산정시 비교적 정확한 값이라는 추정을 하였고 새로이 도출된 최대마찰력 발생시의 해류 감소율  $\alpha_x$ 를 사용하여 계산된  $\xi$  값을  $H_r$ 의 함수로 조정하여 계산하였을 경우  $\alpha$ 를 사용하였을 때 보다 더욱 FY모델과 유사한 결과를 볼 수 있었다.

표 6.1 Bijker's 실험 데이터와 BYO, FY 해석결과 비교

NO.	h	V	H	$i_c$	$i_{wc}$	$k_B$ (Bijker)	$k_Y$ (RT)	$\tau_c$			$\langle \tau \rangle$		
								meas.	BYO	FY	meas.	BYO	FY
	m	m/s	m	$10^{-1}$	$10^{-4}$	mm	mm	N/m <sup>2</sup>	N/m <sup>2</sup>	N/m <sup>2</sup>	N/m <sup>2</sup>	N/m <sup>2</sup>	N/m <sup>2</sup>
121	0.20	0.10	0.036	0.39	0.64	24.0	23.17	0.077	0.077	0.077	0.126	0.125	0.106
122	0.21	0.19	0.036	1.45	1.90	33.0	24.63	0.299	0.298	0.298	0.391	0.395	0.354
124	0.35	0.21	0.068	1.00	1.58	42.0	28.01	0.343	0.342	0.342	0.542	0.537	0.525
124	0.33	0.30	0.066	2.04	2.73	40.0	26.69	0.660	0.662	0.662	0.884	0.903	0.873
126	0.19	0.21	0.022	2.24	2.66	38.0	25.81	0.418	0.419	0.419	0.496	0.475	0.456
101	0.19	0.22	0.026	2.56	2.96	44.0	26.35	0.477	0.479	0.479	0.552	0.564	0.526
101	0.20	0.21	0.026	2.91	3.24	67.0	30.28	0.571	0.569	0.569	0.636	0.695	0.633
102	0.21	0.24	0.028	2.57	3.02	37.0	26.23	0.529	0.531	0.531	0.622	0.618	0.587
103	0.32	0.21	0.034	0.89	1.06	28.0	23.94	0.279	0.278	0.278	0.333	0.330	0.345
104	0.32	0.25	0.038	1.34	1.56	28.0	24.95	0.421	0.420	0.420	0.490	0.497	0.511
105	0.36	0.24	0.047	0.84	1.06	18.0	21.45	0.297	0.297	0.297	0.374	0.348	0.425
106	0.36	0.27	0.011	1.17	1.40	20.0	23.13	0.413	0.414	0.414	0.494	0.477	0.546
114	0.31	0.25	0.060	1.95	2.41	62.0	29.97	0.593	0.592	0.592	0.733	0.862	0.773
115	0.35	0.14	0.066	0.36	0.64	29.0	24.62	0.124	0.123	0.123	0.220	0.212	0.241
116	0.35	0.27	0.066	1.60	2.18	42.0	27.60	0.549	0.551	0.551	0.749	0.781	0.759
average error (%)									0.02	0.02		1.12	0.04
absolute a. error (%)									0.31	0.31		3.97	6.46

Notes)  $k_B$  : Bijker가 추정한 roughness height

$k_Y$  : 저자가 추정한 roughness height



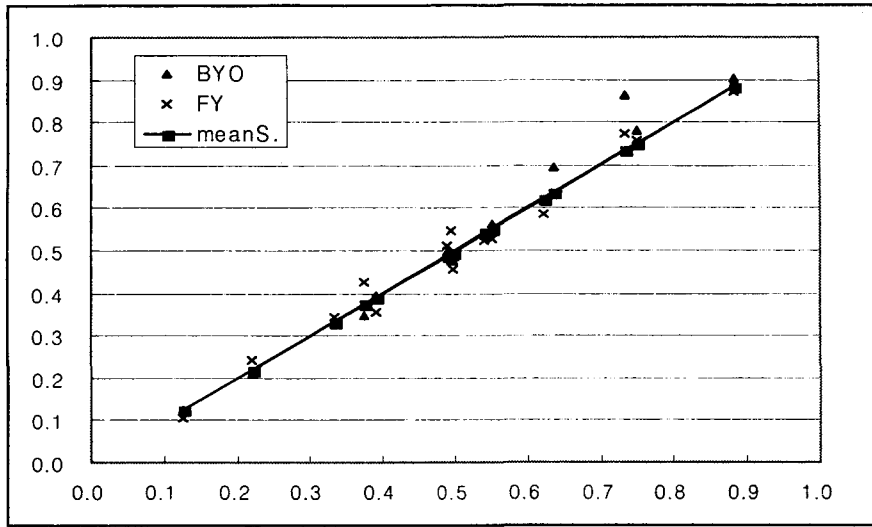


그림 6.1 Bijker 실험결과와 BYO, FY 계산결과와의 비교(평균마찰력)

표 6.2 BYO, FY의 최대마찰력 산정결과 비교

NO.	h m	V m/s	H m	$i_c$ $10^{-4}$	$i_{wc}$ $10^{-4}$	$k_B$ (Bijker) mm	$k_Y$ (RT) mm	$\tau_{max}$		
								BYO I N/m <sup>2</sup>	BYO II N/m <sup>2</sup>	FY N/m <sup>2</sup>
121	0.20	0.10	0.036	0.39	0.64	24.0	23.17	1.013	0.505	0.373
122	0.21	0.19	0.036	1.45	1.90	33.0	24.63	1.416	0.696	0.754
124	0.35	0.21	0.068	1.00	1.58	42.0	28.01	3.777	2.768	2.335
124	0.33	0.30	0.066	2.04	2.73	40.0	26.69	3.522	2.553	2.614
126	0.19	0.21	0.022	2.24	2.66	38.0	25.81	0.974	0.423	0.700
101	0.19	0.22	0.026	2.56	2.96	44.0	26.35	1.329	0.566	0.837
101	0.20	0.21	0.026	2.91	3.24	67.0	30.28	1.921	0.765	1.030
102	0.21	0.24	0.028	2.57	3.02	37.0	26.23	1.384	0.655	0.959
103	0.32	0.21	0.034	0.89	1.06	28.0	23.94	0.769	0.594	0.842
104	0.32	0.25	0.038	1.34	1.56	28.0	24.95	1.152	0.862	1.180
105	0.36	0.24	0.047	0.84	1.06	18.0	21.45	0.765	0.713	1.625
106	0.36	0.27	0.011	1.17	1.40	20.0	23.13	1.003	0.894	1.649
114	0.31	0.25	0.060	1.95	2.41	62.0	29.97	4.624	2.835	2.222
115	0.35	0.14	0.066	0.36	0.64	29.0	24.62	2.073	1.715	1.853
116	0.35	0.27	0.066	1.60	2.18	42.0	27.60	3.561	2.654	2.590

Notes) BYO I : 해류유속감소율  $\alpha$ 를 사용할 경우

BYO II : 최대마찰력 발생시 해류 유속감소율  $\alpha_x$ 를 사용할 경우

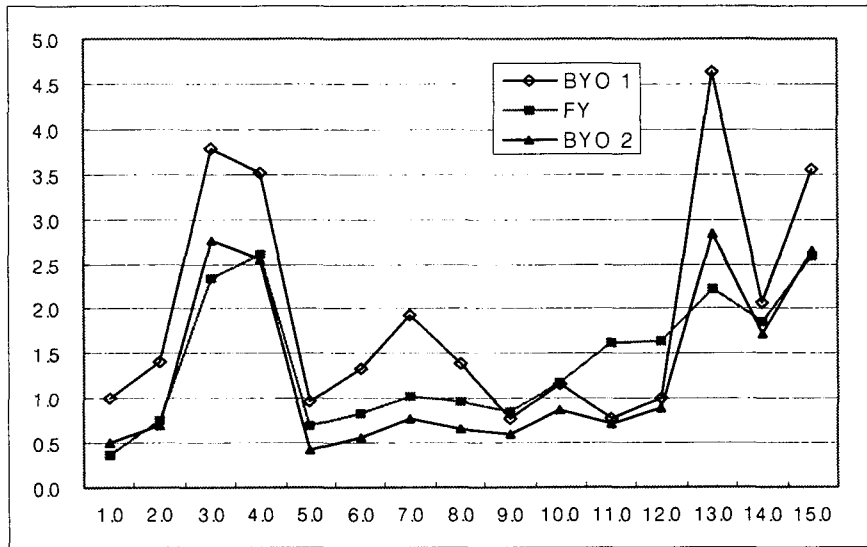


그림 6.2 BYO I, BYO II 및 FY 계산결과 비교(최대마찰력)

## 7. 결론

Bijker의 실험자료의 분석을 통해 수리조건이 전난류조건임을 판명하였으며 이를 적용한 모델의 검증에서도 정확한 결과를 도출할 수 있었다. 파마찰계수의 산정은 일주기동안 완난류, 전난류가 동시에 발생할 것으로 판단하여 제시한 경험식과 보다 간편한 형태의 지수형 산정식은 실험결과와 비교하여 볼 때 정확성이 높은 것으로 판단되었다. 또한 연흔의 형상을 경험식으로 산정한 후 유효조도계수를 구함으로써 이동상 해저면에서의 합성류전단력을 올바르게 계산할 수 있었다.

## 참고문헌

- 유동훈 (1989). "합성류 전단력 계산을 위한 혼합거리 모델." 한국해안해양공학회지, 제1권, 제1호, pp. 8-14.
- 유동훈 (1993a). "완난류 개수로 마찰계수." 제35회 수공학 연구발표회 논문집, pp. 49-56.
- 유동훈 (1993b). "전난류에서의 파마찰계수." 한국해안해양공학회지, 제5권, 제2호, pp. 51-57.
- 유동훈 (1994). "전난류에서 파랑과 해류의 마찰력." 한국해안해양공학회지, 제6권, 제3호, pp. 226-233.
- 유동훈, 이민호 (1999). "대수형 개수로 마찰계수 산정식." 대한토목학회논문집, 제19권, 제II-2호, pp. 159-167.
- Bijker, E.W. (1967). "Some consideration about scales for costal models with movable bed." *Publ. No. 50*, Delft Hydraulics Lab.
- Fredsoe, J. (1984). "The turbulent boundary layer in wave-current motion." *J. Hydraulic Eng.*, ASCE, Vol. 110, No. 8: pp. 1103-1120.
- Jonsson, I.G. (1967). "Wave boundary layers and friction factors." *Proc. 10th Int. Conf. Coastal Engineering*, ASCE, Tokyo, pp. 127-148.
- Jonsson, I.G., and Carlsen, N.G. (1975). "Experimental and theoretical investigations in an oscillatory turbulent boundary layer." *J. Hydraulic Res.*, Vol. 14, No. 1, pp. 45-60.
- Kajiura, K. (1968). "A model of the bottom boundary layer in water waves." *Bulletin Earthquake Research Inst.*, Vol. 46, pp. 75-123.
- Kamphuis, J.W. (1975). "Friction factor under oscillatory waves." *J. Waterway, Port and Ocean Div.*, ASCE, Vol. 101, No. WW2, pp. 135-144.
- Madsen, O.S., and Grant, W.D. (1976). "Quantitative description of sediment transport by waves." *Proc. 15th Coastal Eng. Conf.*, ASCE, pp. 1093-1112.
- Nielsen, P. (1979). "Some basic concepts of wave sediment transport." *Series Paper No. 20*, Inst. of Hydrod. and Hydraulic Eng., Tech. Univ. of Denmark.
- O'Connor, B.A., and Yoo, D. (1988). "Mean bed friction of combined wave-current flow." *Coastal Engineering*, Vol. 12, pp. 1-21.
- Swart, D.H. (1974). "Offshore sediment transport and equilibrium beach profiles." *Publ. No. 131*, Delft Hydraulics Lab., .
- Yoo, D. (1986). "Mathematical modelling of wave-current interacted flow on shallow waters," Ph. D. thesis, University of Manchester.
- Yoo, D. (1989). "Explicit modelling of bottom friction in combined wave-current flow." *Coastal Engineering*, Vol. 13, pp. 325-340

- Yoo, D., and O'Connor, B.A. (1987). "Bed friction model of wave-current interacted flow."  
*Proc. Spec. Conf. Coastal Hydrodynamics*, ASCE, pp. 93-106
- Yoo, D. (1991). "Bottom friction of wave-current flow on a natural beach." 제3회 한국해안  
해양공학회 학술회의 논문초록집, pp. 6-10.