

항만공사에 이용되는 널말뚝의 내진설계

Seismic Design of Sheet Pile Walls Used in Harbor Construction

김홍택* · 방윤경** · 강인규*** · 조원희***

Kim, Hong Taek · Bang, Yoon Kyung · Kang, In Gyu · Cho, Won Hee

Abstract

In the present study, an analytical solution method is proposed for the seismic design of cantilever sheet pile walls and anchored sheet pile walls used in harbor construction. Seepage pressures, together with a change in magnitudes of effective horizontal soil pressures, are included in the proposed solution method. Also, the Mononobe-Okabe analysis as well as the Westergaard and Matsuo-Ohara theory of hydrodynamic pressures is used in the proposed method. Further, the choice of values for safety factors is examined for the seismic design of anchored sheet pile walls, and the effects of various parameters(dredge line slope, differential in water levels, anchor position, and wall friction angle) on embedment depth, anchor force, and maximum bending moment are analyzed for anchored walls in dense sand deposits. In addition, the tables that could be used for preliminary seismic design of anchored walls in dense sands are presented. The proposed method deals with the sheet pile walls with free earth support.

요 지

본 연구에서는 항만공사에 이용되는 캔틸레버식 널말뚝 및 앵커로 지지된 널말뚝의 내진설계를 위한 해석방법의 제시가 이루어졌다. 제시된 해석방법은 침투에 의한 수압 및 유효수평응력의 변화를 고려하였으며, 또한 Mononobe-Okabe 토압이론 및 Westergaard, Matsuo-Ohara의 동수압 계산식이 적용되었다. 아울러 앵커로 지지된 널말뚝의 경우에 대해 안전율의 크기 선택에 관한 비교가 이루어졌으며, 또한 조밀한 모래지반의 경우에 대해, 준설저면의 경사각, 널말뚝 양쪽면의 수위차, 앵커의 위치, 벽마찰각 등이 근입깊이, 앵커하중 및 최대모멘트에 미치는 영향이 분석되었다. 이외에도 조밀한 모래지반에 설치되는 앵커로 지지된 널말뚝의 예비설계를 위한 표의 제시가 이루어졌으며, 본 연구 해석방법의 적용범위는 자유지지법의 경우로 한정된다.

* 정회원 · 홍익대학교 공과대학 조교수

** 정회원 · 한국건설기술연구원 위촉연구원

*** 정회원 · 홍익대학교 공과대학 석사과정

*** 정회원 · 홍익대학교 공과대학 석사과정

1. 서론

널말뚝은 건물기초를 위한 흙막이 가설구조물 뿐만 아니라, 소형 선박의 접안시설, 방파제 및 대규모 선저(dock)시설 등 여러 종류의 항만공사에도 많이 사용되고 있다. 따라서 이와 같은 널말뚝 구조물의 다양성 및 중요성 때문에, Tschebotarioff 및 Rowe 이후로 여러 연구자들에 의해, 주로 앵커로 지지된 널말뚝의 안정성 검토 및 설계지침에 관련하여 계속적인 연구가 이루어졌다. 즉, 근입깊이 및 최대모멘트의 예측에 관련된 연구,^(1,9,11,14) "heredity" effect 및 발생토압에 관련된 연구^(4,8) 등이며, 이상의 연구 결과는 정적하중(static loading)의 경우로 한정되고 있다. 그러나 임시구조물로 이용되는 흙막이 공사와는 달리, 항만공사의 경우처럼 반영구적으로 설치되는 널말뚝의 경우에는 내진설계의 필요성이 인정되어지나, 현재로서는 동수압(hydrodynamic pressure)을 고려한 해석방법 및 적절한 설계지침의 제시 측면에서 미흡한 실정이다.

본 연구에서는 위에서 기술한 미흡한 점에 착안하여, 물양장, 부두안벽, 계선안벽, 매립호안 등의 항만공사에 이용되는 캔틸레버식 널말뚝 및 앵커로 지지된 널말뚝의 내진설계를 위한 해석방법의 제시가 이루어졌다. 제시된 해석방법은 침투(seepage)에 의한 수압 및 이에 따른 유효수평응력(effective horizontal soil pressures)의 변화를 고려하였으며, 또한 Mononobe-Okabe 토압이론⁽¹²⁾ 및 Westergaard,⁽¹³⁾ Matsuo-Ohara⁽⁷⁾의 동수압 계산식이 적용되었다. 단, 제시된 해석방법의 적용범위는 모래지반 및 자유지 지법(free earth support method)의 경우로 한정된다.

2. 해석방법

본 연구에서는 널말뚝의 움직임이 충분하여 배면(backside) 및 전면(front side)에 위치한 모래입자가 한계평형상태에 이미 도달한 경우를 가정하였으며, 연직진도(진도=지진하중에 의한 모래입자의 가속도/중력가속도)에 의한 영향은 고려하지 않았다. 또한, 지진하중시에 예상되는 모래지반의 내부마찰각 및 벽마찰각의 크기 변화는 고려하지 않았다.

2.1 지진하중시의 동적수평토압합력

그림 1-a 및 1-b에 표시된 대로, 벽체에 작용하는 동적토압합력은 수평관성력 $k_h \cdot W_1$ 및 $k_h \cdot W_2$ (여기서, k_h 는 설계수평진도를 의미하며, W_1 및 W_2 는 관련된 파괴흙체기 각각의 중량을 나타낸다)의 작용방향에 따라 크기가 달라지게 된다. 따라서, 배면 및 전면 모두에 흙이 존재하는 토류구조물의 경우(예를 들어, 돌기가 설치된 캔틸레버식 옹벽의 경우 또는 앵커로 지지된 널말뚝의 경우)에 지진하중에 의한 수평관성력이 그림 1-a에 표시된 방향으로 작용하면, 배면에서의 동적주동토압합력은 정적하중의 경우에 비해 커지는 반면에 전면에서의 동적수동저항력(dynamic passive resistance)은 정적하중의 경우에 비해 오히려 감소하는 위험한 상황이 예상되므로, 특히 설계수평진도 k_h 값이 클수록 이와 같은 구조물의 내진설계에는 주의를 요한다.

그림 1-a 및 1-b에 표시된 경우에 해당되는 동적수평주동토압계수 K_{ah} , K_{ah}' 및 동적수평수동토압계수 K_{ph} , K_{ph}' 의 계산식은 Mononobe-Okabe 이론⁽¹²⁾을 토대로 유도하였으며, 이를 정리하면 아래와 같다.

$$\frac{K_{ah}}{K_{ah}'} = \frac{\cos(\alpha - \beta_1 \mp \theta) \cdot \cos(\delta_1 + \beta_1)}{\cos\theta \cdot \cos^2\beta_1 \cdot \cos(\delta_1 + \beta_1 \pm \theta) \left[1 + \left\{ \frac{\sin(\alpha + \delta_1) \cdot \sin(\alpha - i_b \mp \theta)}{\cos(\delta_1 + \beta_1 \pm \theta) \cdot \cos(i_b - \beta_1)} \right\}^{1/2} \right]} \quad (1)$$

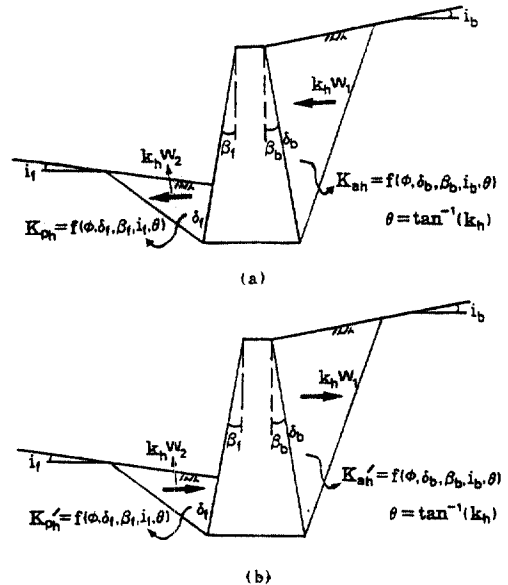


그림 1. 수평관성력의 작용방향에 따른 동적수평토압계수

여기서, $\theta = \tan^{-1}(k_h)$

k_h = 설계수평진도.

위의 식 (1)은 그림 1-a 및 1-b에서 벽체의 배면에 관련된 동적수평주동토압계수 계산식이며, 적용범위는 $\sin(\phi - i_b \mp \theta) \geq 0$ 인 경우로 한정된다. 또한 벽체의 배면에 관련하여, δ_b 는 벽마찰각을 ϕ 는 모래의 내부마찰각을 각각 나타내고, β_b 및 i_b 는 벽면 및 지표면의 형상에 따라 양(+) 또는 음(-)의 각도가 된다. 만약에 $\theta=0$ 이면, 위의 식 (1)은 정적하중의 경우에 해당되는 Coulomb의 수평주동토압계수 계산식이 된다.

$$\frac{K_{ph}}{K_{ph}'} = \frac{\cos^2(\alpha - \beta \mp \theta) \cdot \cos(\delta_b - \beta)}{\cos\theta \cdot \cos^2\beta \cdot \cos(\delta_b - \beta) \pm \theta \left[1 - \left\{ \frac{\sin(\alpha + \delta_b) \cdot \sin(\alpha + i_b \mp \theta)}{\cos(\delta_b - \beta) \cdot \cos(i_b - \beta)} \right\}^{1/2} \right]^2} \quad (2)$$

위의 식 (2)는 그림 1-a 및 1-b에서 벽체의 전면에 관련된 동적수평주동토압계수 계산식이며, 적용범위는 $\sin(\phi + i_f \mp \theta) \geq 0$ 인 경우로 한정된다. 또한 벽체의 전면에 관련하여, δ_f 는 벽마찰각을 ϕ 는 모래의 내부마찰각을 각각 나타내고, β_f 및 i_f 는 벽면 및 지표면의 형상에 따라 양(+) 또는 음(-)의 각도가 된다. 만약에 $\theta=0$ 이면, 위의 식 (1)은 정적하중의 경우에 해당되는 Coulomb의 수평주동토압계수 계산식이 된다. 아울러 위의 식 (1) 및 (2)에서, 벽체의 배면 및 전면에 존재하는 모래의 내부마찰각은 동일한 값 ϕ 로 가정하였다.

2.1.1 설계수평진도

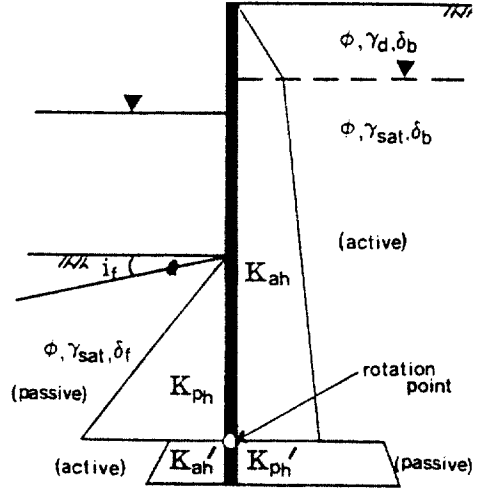
위의 식 (1) 및 (2)를 토대로 널말뚝 배면 및 전면에 작용하는 동적수평토압합력을 결정하기 위해서는 $\theta (= \tan^{-1}(k_h))$ 값이 결정되어야 한다. 즉 설계수평진도 k_h 값이 미리 결정되어야 하며, 항만시설의 경우는 아래의 식 (3)을 토대로 결정한다고 참고문헌 15(항만구조물 설계기준, 일본항만협회, 1968년)는 밝히고 있다. 아울러, 참고문헌 15에 따르면 아래의 식 (3)을 토대로 계산된 설계수평진도 k_h 값은 소숫점 이하 2자리로 하되, 소숫점 이하 2자리 수는 2사3입 또는 7사8입하여 0 또는 5로 하도록 되어 있다.

$$k_h = \alpha_1 \cdot \alpha_2 \cdot \alpha_3 \cdot k_s \quad (3)$$

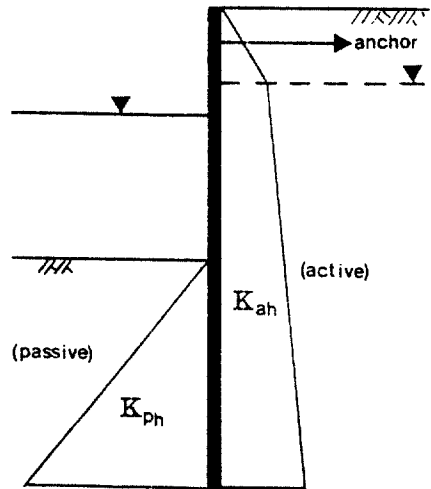
여기서,

α_1 = 지반의 종류에 관련된 보정계수(0.8~1.2)

α_2 = 구조물의 중요도에 관련된 보정계수(0.5~1.5)



(a) 캔틸레버식 널말뚝



(b) 앵커로 지지된 널말뚝

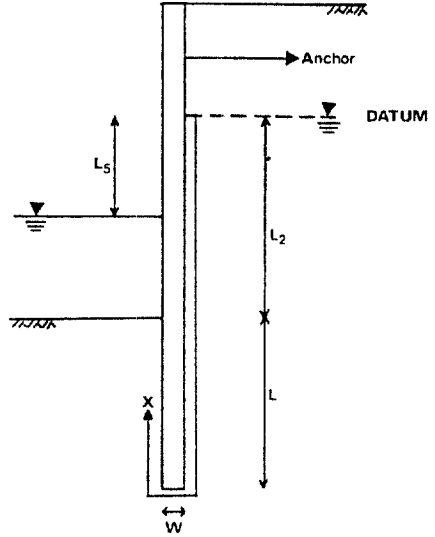
그림 2. 널말뚝의 내진설계에 관련된 동적수평토압계수

α_3 = 구조물의 유연성 및 고유주기에 관련된 보정계수(0.5~1.25)

k_s = 지역별 표준수평진도(0.05, 0.10, 0.15)

위의 식 (3)에 각각 명시된 α_1 , α_2 , α_3 및 k_s 값의 범위는, 참고문헌 15에 제시되어 있는 자료를 토대로 하였으며, 경우에 따라서는 설계자의 공학적 판단이 요구되는 값이다. 결국 위의 식 (1), (2) 및 (3)을

토대로 널말뚝 배면 및 전면에서의 동적수평토압합력이 계산되며, 본 연구에서 다루고자 하는 캔틸레버식 널말뚝 및 앵커로 지지된 널말뚝 각각의 내진설계에서 고려해야 할 동적수평토압계수를 구체적으로 명시하면 그림 2-a 및 2-b와 같다. 캔틸레버식 널말뚝의 경우에는, 회전점을 기준으로 주동(active) 및 수동(passive) 상태가 바뀌게 되며, 본 연구에서는 근사적인 계산을 목적으로 그림 2-a와 같은 토압분포를 가정하였다.



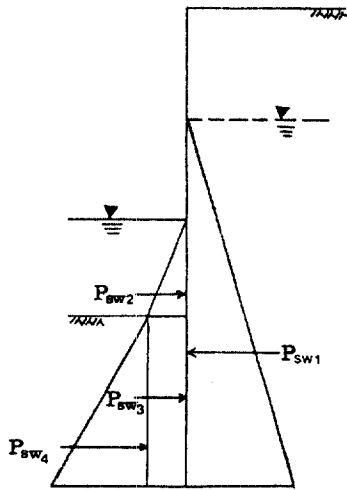
(a)

2.2 침투수압

항만구조물의 경우에는 조수(tide)의 영향 때문에 널말뚝 배면과 전면의 수위차(differential in water levels)가 예상되며, 따라서 투과성이 비교적 큰 모래지반의 경우에 장기적인 안정검토를 위해 침투(seepage)에 의한 수압을 고려할 필요가 있다. 본 연구에서는, 널말뚝을 따라서의 전체수두 h_t 는 거리 x (그림 3-a)에 비례하는 것으로 가정하여, 널말뚝 각 지점에서 예상되는 압력수두 h_p 의 크기를 결정하였으며, 계산식을 정리하면 아래의 식 (4)와 같다. 여기서, 널말뚝 배면에 위치한 지하수위의 급격한 변동은 없는 것으로 가정하였으며, 널말뚝 최하단에서 침투수압의 불연속성(discontinuity of pressures)을 고려하여 널말뚝 단면의 폭 W (그림 3-a)를 계산에 포함하였다.

$$h_p = \frac{-x \cdot L_5}{(L_2 + 2L + W)} - h_e \quad (4)$$

여기서, h_e = 위치수두(기준면은 그림 3-a 참조). 위의 식 (4)를 토대로, 널말뚝 양쪽면에 작용하는 침투수압의 합력(그림 3-b)을 각각 계산하면,



(b)

그림 3. 침투에 의한 수압

위의 식 (4) 및 (5)에서, 캔틸레버식 널말뚝의 경우에는 L 대신에 $L_3 + L_4$ 가 적용된다.

2.3 침투에 따른 유효수평응력의 변화

정수압의 경우와는 달리 침투에 의한 수압을 고려할 경우, 널말뚝 배면에서는 하향침투에 따른 유효수평응력(effective horizontal soil pressures)의

$$P_{sw1} = 1/2 \cdot \gamma_w \cdot (L_2 + L) \cdot \left\{ \frac{-(L_2 + L) \cdot L_5}{(L_2 + 2L + W)} + (L_2 + L) \right\}$$

$$P_{sw2} = 1/2 \cdot \gamma_w \cdot (L_2 - L_5)^2$$

$$P_{sw3} = \gamma_w \cdot (L_2 - L_5) \cdot L$$

$$P_{sw4} = 1/2 \cdot \gamma_w \cdot L \cdot \left[\left\{ \frac{-(L_2 + L + W) \cdot L_5}{(L_2 + 2L + W)} + L + L_5 \right\} \right] \quad (5)$$

여기서, γ_w = 물의 단위중량.

증가가 예상되며, 널말뚝 전면에서는 상향침투에 따른 유효수평응력의 감소가 예상된다. 또한 예상되는 유효수평력의 변화량은, 위의 식 (5)에 의한 침투수압의 합력과 침투를 고려하지 않은 정수압(hydrostatic pressure)합력의 차이를 구한 다음, 식 (1) 및 (2)를 토대로 한 동적수평토압계수를 곱함으로써 결정되어 진다. 여기서, 하향침투의 경우에 널말뚝 배면에서 예상되는 유효수평력의 증가량 ΔP_b 의 계산식을 유도하여 정리하면 아래와 같다.

① 캔티레바식 널말뚝의 경우 :

$$\Delta P_b = \Delta P_{b1} + \Delta P_{b2} \quad (6)$$

여기서, ΔP_{b1} 은 예상회전점(그림 5-a) 위쪽의 유효수평력 증가량을, ΔP_{b2} 는 예상회전점 아래쪽의 유효수평력 증가량을 각각 나타내며, 계산식은 아래와 같다.

$$\Delta P_{b1} = 1/2 \cdot K_{ah} \cdot \gamma_w \cdot L_5 \cdot \left\{ \frac{(L_2 + L_3)^2}{\{L_2 + 2(L_3 + L_4) + W\}} \right\}$$

$$\Delta P_{b2} = 1/2 \cdot K_{ph}' \cdot \gamma_w \cdot L_5 \cdot L_4 \cdot \left\{ \frac{2(L_2 + L_3) + L_4}{\{L_2 + 2(L_3 + L_4) + W\}} \right\}$$

② 앵커로 지지된 널말뚝의 경우 :

$$\Delta P_b = 1/2 \cdot K_{ah} \cdot \gamma_w \cdot L_5 \cdot \left\{ \frac{(L_2 + L)^2}{(L_2 + 2L + W)} \right\} \quad (7)$$

이와 유사하게, 상향침투의 경우에 널말뚝 전면에서 예상되는 유효수평력의 감소량 ΔP_f 의 계산식을 유도하여 정리하면 아래와 같다.

① 캔티레바식 널말뚝의 경우 :

$$\Delta P_f = \Delta P_{f1} + \Delta P_{f2} \quad (8)$$

여기서, ΔP_{f1} 은 예상회전점(그림 5-a) 위쪽의 유효수평력 감소량을, ΔP_{f2} 는 예상회전점 아래쪽의 유효수평력 감소량을 각각 나타내며, 계산식은 아래와 같다.

$$\Delta P_{f1} = 1/2 \cdot K_{ph} \cdot \gamma_w \cdot L_3 \cdot L_5 \cdot \left\{ 1.0 - \frac{(L_2 + L_3 + 2L_4 + W)}{\{L_2 + 2(L_3 + L_4) + W\}} \right\}$$

$$\Delta P_{f2} = 1/2 \cdot K_{ah}' \cdot \gamma_w \cdot L_4 \cdot L_5 \cdot \left\{ 2.0 - \frac{\{2(L_2 + L_3 + W) + 3L_4\}}{\{L_2 + 2(L_3 + L_4) + W\}} \right\}$$

② 앵커로 지지된 널말뚝의 경우 :

$$\Delta P_f = 1/2 \cdot K_{ph} \cdot \gamma_w \cdot L \cdot L_5 \cdot \left\{ 1.0 - \frac{(L_2 + L + W)}{(L_2 + 2L + W)} \right\} \quad (9)$$

2.4 동수압

참고문헌 13에 기술된 내용에 따르면, Westergaard는 지진하중이 작용할 경우에 댐(dam)의 자체중량에 의한 관성력 뿐만 아니라 저수지에 존재하는 물에 의한 동수압(hydrodynamic pressure)도 반드시 고려되어야 한다고 밝혔다. 또한, 댐은 완벽한 강체이고, 댐-지반 사이의 상대적인 움직임은 무시할 정도로 작다는 가정하에, 동수압 계산식을 제시하였다. 이를 정리하면(그림 4),

$$\text{동수압은, } p_w = (7/8) \cdot k_h \cdot \gamma_w \cdot h^{1/2} \cdot y^{1/2}$$

$$\text{동수압합력은, } P_w = \int_0^h p_w dy = (7/12) \cdot k_h \cdot \gamma_w \cdot h^2$$

$$\text{동수압합력의 작용위치는, } y_w = \frac{1}{P_w} \int_0^h (p_w dy) \cdot y \quad (10)$$

여기서, k_h 는 설계수평진도율, γ_w 는 물의 단위중량을 각각 나타낸다.

또한 Matsuo-Ohara⁽⁷⁾는 뒷채움 모래의 내부에 존재하는 간극수에 관련된 동수압 p_s 의 크기를 실험 등을 통해 연구하였으며, 이를 통해 p_s 의 크기는 Westergaard가 제시한 동수압 p_w (식 (10) 참조) 크기의 70% 정도임을 밝혔다. 즉,

$$p_s = (7/10) \cdot p_w = (49/80) \cdot k_h \cdot \gamma_w \cdot h^{1/2} \cdot y^{1/2} \quad (11)$$

또한 간극수에 관련된 동수압합력 P_s 및 동수압합력의 작용위치 y_s 는, 위의 식 (10)과 동일한 방법으로 결정된다.

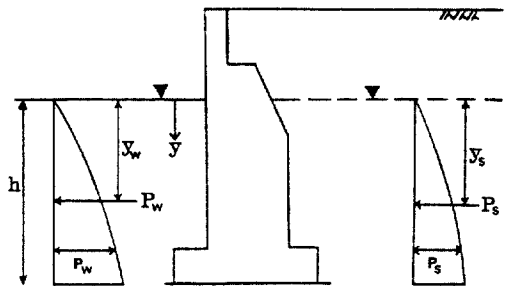


그림 4. 동수압 분포도

2.5 안전율

널말뚝의 설계에 적용되는 안전율에 관해서는 몇 가지 방법이 제시되어 있으나,⁽³⁾ 주로 많이 이용되는 방법-즉, 수평수평토압계수 k_{ph} 및 k_{ph}' (그림 2 참조)에 안전율 FS를 적용하는 방법-을 본 연구의 해석 방법에 적용하였다.

2.6 근입깊이, 앵커하중 및 최대모멘트의 결정

2.4.1 캔틸레버식 널말뚝

널말뚝 최상단 A점(그림 5 참조, 단, 침투수압의 합력, 유효수평력의 증가량 및 감소량, 등분포 상재하중 q 에 의한 동적수평토압합력의 증가량은 그림 5에 명시되지 않았음)에 대한 모멘트 평형조건식, $\Sigma M_A = 0$ 을 토대로,

$$\begin{aligned}
 f(L_3, L_4) = & P_{ae1} \times y_{ae1} + P_{ae2} \times y_{ae2} + P_{ae3} \times y_{ae3} \\
 & + P_{qae1} \times y_{qae1} + P_{qae2} \times y_{qae2} + \Delta P_{b1} \times y_{b1} \\
 & + P_{pe2} \times y_{pe2} + P_{pe3} \times y_{pe3} + \Delta P_{b2} \times y_{b2} \\
 & - P_{pe1} \times y_{pe1} - P_{ae4} \times y_{ae4} - P_{ae5} \times y_{ae5} \\
 & + \Delta P_{f1} \times y_{f1} + \Delta P_{f2} \times y_{f2} + P_{dw1} \times d_{dw1} \\
 & + P_{dw2} \times y_{dw2} + P_{dw3} \times y_{dw3} + P_{sw1} \times y_{sw1} \\
 & - P_{sw2} \times y_{sw2} - P_{sw3} \times y_{sw3} - P_{sw4} \times y_{sw4} = 0
 \end{aligned} \tag{12}$$

여기서,

$$P_{ae1} = 1/2 \cdot \gamma_d \cdot L_1^2 \cdot K_{ah}$$

$$P_{ae2} = \gamma_d \cdot L_1 \cdot K_{ah} \cdot (L_2 + L_3)$$

$$P_{ae3} = 1/2 \cdot \gamma' \cdot (L_2 + L_3)^2 \cdot K_{ah}$$

$$P_{qae1} = q \cdot K_{ah} \cdot (L_1 + L_2 + L_3)$$

$$P_{qae2} = q \cdot K_{ph}' \cdot L_4$$

q = 널말뚝 배면 지표면 위에 작용하는 등분포 상재하중

$$\Delta P_{b1} = \text{식 (6)}$$

$$P_{pe2} = [\gamma_d \cdot L_1 + \gamma' \cdot (L_2 + L_3)] \cdot L_4 \cdot K_{ph}' / FS_p$$

$$P_{pe3} = 1/2 \cdot \gamma' \cdot L_4^2 \cdot K_{ph}' / FS_p$$

$$\Delta P_{b2} = \text{식 (6)}$$

$$P_{pe1} = 1/2 \cdot \gamma' \cdot L_3^2 \cdot K_{ph}' / FS_p$$

$$P_{ae4} = \gamma' \cdot L_3 \cdot K_{ah}' \cdot L_4$$

$$P_{ae5} = 1/2 \cdot \gamma' \cdot L_4^2 \cdot K_{ah}'$$

$$\Delta P_{f1}, \Delta P_{f2} = \text{식 (8)}$$

$$P_{dw1} = (49/120) \cdot k_h \cdot \gamma_w \cdot (L_2 + L_3 + L_4)^2$$

$$P_{dw2} = (7/12) \cdot k_h \cdot \gamma_w \cdot (L_2 - L_5 + L_3 + L_4)^{1/2} \cdot (L_2 - L_5)^{3/2}$$

$$P_{dw3} = (49/120) \cdot k_h \cdot \gamma_w \cdot (L_2 - L_5 + L_3 + L_4)^{1/2} \times [(L_2 - L_5 + L_3 + L_4)^{3/2} - (L_2 - L_5)^{3/2}]$$

$$P_{sw1}, P_{sw2}, P_{sw3}, P_{sw4} = \text{식 (5)}$$

γ_d = 모래의 건조단위중량

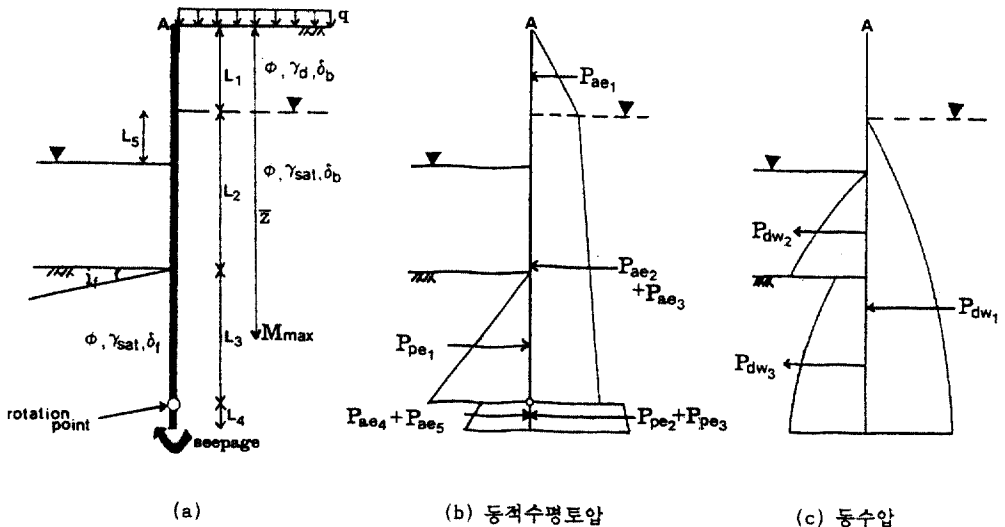


그림 5. 캔틸레버식 널말뚝의 경우

$$\gamma' = \gamma_{sat} - \gamma_w$$

γ_{sat} = 모래의 포화단위중량

γ_w = 물의 단위중량

$k_{ah}, k_{ah}', k_{ph}, k_{ph}'$ = 식 (1) 및 (2)를 토대로 계산되어 지는 동적수평토압계수 (그림 2 참조)

또한 수평방향에 대한 힘의 평형조건식을 토대로,

$$\begin{aligned} g(L_3, L_4) = & P_{ae1} + P_{ae2} + P_{ae3} + P_{qae1} + P_{qae2} + \Delta P_{b1} \\ & + P_{pe2} + P_{pe3} + \Delta P_{b2} - P_{pe1} - P_{ae4} - P_{ae5} \\ & + \Delta P_{f1} + \Delta P_{f2} + P_{dw1} + P_{dw2} + P_{dw3} + P_{sw1} \\ & - P_{sw2} - P_{sw3} - P_{sw4} = 0 \end{aligned} \quad (13)$$

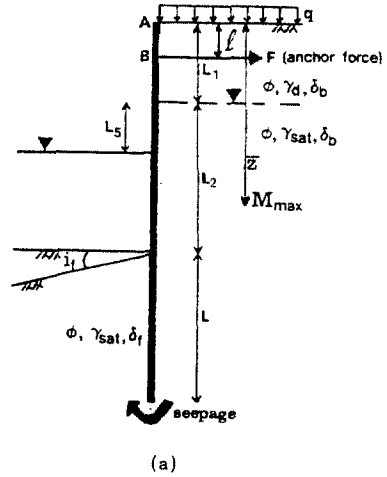
위의 식 (12)에서, 동적수평토압합력 각각의 작용위치 $y_{ae1}, y_{ae2}, y_{ae3}, y_{qae1}, y_{qae2}, y_{b1}, y_{pe2}, y_{pe3}, y_{b2}, y_{pe1}, y_{ae4}, y_{ae5}, y_{f1}, y_{f2}$ 는 관련된 깊이의 0.5배 되는 지점으로 각각 가정하였으며,⁽¹²⁾ 동수압합력 $P_{dw1}, P_{dw2}, P_{dw3}$ 의 크기 및 작용위치 $y_{dw1}, y_{dw2}, y_{dw3}$ 는 식 (10) 및 (11)을 토대로 결정하였다. L_5 는 조수의 영향 때문에 예상되는 널말뚝 배면과 전면의 수위차를 나타내며(그림 5-a 참조), $P_{sw1}, P_{sw2}, P_{sw3}$ 및 P_{sw4} 는 수위차 L_5 에 의해 발생하는 침투수압의 합력을, 또한 $\Delta P_{b1}, \Delta P_{b2}, \Delta P_{f1}$ 및 ΔP_{f2} 는 침투에 따른 유효수평력의 변화량을 나타낸다. 아울러, 널말뚝 배면에서 지하수위의 급격한 변동은 없는 것으로 가정하였다.

Newton-Raphson 방법에 따라 위의 식 (12), (13) 및 $\partial f/\partial L_3, \partial f/\partial L_4, \partial g/\partial L_3, \partial g/\partial L_4$ 을 이용하여, 모멘트 평형조건을 만족시키는 근입깊이 L_3 및 L_4 가 결정되어 진다. 정적하중의 경우에는, 위의 식 (12) 및 (13)에서 동수압이 무시되고 또한 수평토압합력의 크기 및 작용위치가 달라지게 된다.

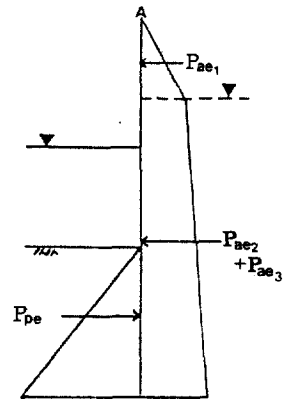
최대모멘트 M_{max} 가 발생하는 지점 \bar{z} 여기서, \bar{z} 는 널말뚝 배면의 지표면으로부터 전단력이 0이 되는 지점까지의 거리, 그림 5-a 참조는, 이분법(bisection method)에 의해 결정되어 진다. \bar{z} 가 결정되면 M_{max} 의 크기가 계산되고 이를 토대로 설계에 필요한 널말뚝의 최소단면계수 $S_{min}(=M_{max}/\sigma_{all},$ 여기서 σ_{all} 은 널말뚝의 허용설계휨응력을 나타낸다)의 크기가 결정된다.

2.4.2 앵커로 지지된 널말뚝

앵커의 위치 B점(그림 6 참조, 단, 침투수압의 합력, 유효수평력의 증가량 및 감소량, 등분포 상재



(a)



(b) 동적수평토압

그림 6. 앵커로 지지된 널말뚝의 경우

하중 q 에 의한 동적수평토압합력의 증가량은 그림 6에 명시되지 않았으며, 동수압합력은 그림 5-c에 표시된 캔틸레버식 널말뚝의 경우와 동일하다)에 대한 모멘트 평형조건식, $\Sigma M_B = 0$ 을 토대로

$$\begin{aligned} f(L) = & P_{ae1} \times y_{ae1} + P_{ae2} \times y_{ae2} + P_{ae3} \times y_{ae3} \\ & + P_{qae1} \times y_{qae1} + P_{qae2} \times y_{qae2} + \Delta P_b \times y_b \\ & - P_{pe} \times y_{pe} + \Delta P_f \times y_f + P_{dw1} \times y_{dw1} \\ & + P_{dw2} \times y_{dw2} + P_{dw3} \times y_{dw3} + P_{sw1} \times y_{sw1} \\ & - P_{sw2} \times y_{sw2} - P_{sw3} \times y_{sw3} - P_{sw4} \times y_{sw4} = 0 \end{aligned} \quad (14)$$

여기서,

$$P_{ae1} = 1/2 \cdot \gamma_d \cdot L_1^2 \cdot K_{ah}$$

$$P_{ae2} = 1/2 \cdot \gamma' \cdot (L_2 + L)^2 \cdot K_{ah}$$

$$P_{ae3} = \gamma_d \cdot L_1 \cdot K_{ah} \cdot (L_2 + L)$$

$$P_{qae1} = q \cdot K_{ah} \cdot L_1$$

$$P_{qae2} = q \cdot K_{ah} \cdot (L_2 + L)$$

q = 널말뚝 배면 지표면 위에 작용하는 등분포
상재하중

$$\Delta P_b = \text{식 (7)}$$

$$P_{pe1} = 1/2 \cdot \gamma' \cdot L^2 \cdot K_{ph} / FS_p$$

$$\Delta P_f = \text{식 (9)}$$

$$P_{dw1} = (49/120) \cdot k_h(\text{design}) \cdot \gamma_w \cdot (L_2 + L)^2$$

$$P_{dw2} = (7/12) \cdot k_h(\text{design}) \cdot \gamma_w \cdot (L_2 - L_5 + L)^{1/2} \cdot (L_2 - L_5)^{3/2}$$

$$P_{dw3} = (49/120) \cdot k_h(\text{design}) \cdot \gamma_w \cdot (L_2 - L_5 + L)^{1/2} \times [(L_2 - L_5 + L)^{3/2} - (L_2 - L_5)^{3/2}]$$

$$P_{sw1}, P_{sw2}, P_{sw3}, P_{sw4} = \text{식 (5)}$$

Newton-Raphson 방법에 따라 위의 식 (14) 및 $df(L)/dL$ 을 이용하여 모멘트 평형조건을 만족시키는 근입깊이 L 이 결정되면, 수평방향에 대한 힘의 평형조건을 토대로 앵커하중 F 의 크기가 결정된다. 또한, 최대모멘트 M_{max} 의 크기 및 발생지점 z 는 캔틸레버식 널말뚝의 경우와 동일한 방법에 의해 결정되며, 널말뚝의 유연성을 고려한 모멘트 감소법⁽¹⁰⁾은 지진하중에 관련된 실험자료의 불충분으로 본 연구에서는 다루어지지 않았다.

3. 분석

일반적으로 널말뚝 설치시에 배면의 모래지반은 과잉침하(excessive settlement) 방지 등의 목적으로 충분히 다져지게 되므로, 본 장에서는 조밀한 상태의 균등모래⁽⁶⁾(uniform sand, dense) 지반에 대해 주로 분석이 이루어졌다. 아울러, 캔틸레버식 널말뚝은 앵커로 지지된 널말뚝에 비해 더욱 큰 근입깊이 등이 요구되고, 또한 캔틸레버식 널말뚝의 경우에는 설치시의 항타력(pile driving force)에 지탱할 수 있는지 널말뚝 단면에 대한 추가적인 검토가 필요시 되며, 지반조건에 따라서는 필요로 하는 근입깊이까지의 널말뚝 설치가 용이하지 않은 경우도 종종 있다.⁽⁵⁾ 따라서 본 장에서는, 주로 많이 이용되는 앵커로 지지된 널말뚝에 한하여 침투수압 및 유효수평응력의 변화를 고려한 분석이 이루어졌으며,

이를 위해 식 (14)를 포함하여 2장에서 제시된 해석방법이 적용되었다.

3.1 분석에 적용된 값

앵커로 지지된 널말뚝의 치수는 $L_1 = 2m$, $L_2 = 3m$ (그림 6-a 참조)로 하여 분석이 이루어졌으며, 또한 설계수평진도 k_h 값은 참고문헌 15에 기술되어 있는 내용(2.1.1절 참조) 및 비교적 얇은 수준(low level)의 지진을 예상하여 0.05, 0.10, 0.15, 0.20의 4종류로 결정하였다. 이외에도, 널말뚝 배면 지표면 위에서 예상되는 등분포 상재하중 q 의 크기는 콘크리트 단위중량의 2배 정도에 해당되는 40 KN/m^2 으로 가정하였으며, 널말뚝 단면의 폭 W (그림 3-a)는 0.295 m(U type, All-Box type 및 Alternate Double-Box type⁽¹⁶⁾)의 평균치)로 가정하였다. 또한 아래의 본문 및 표 1~7에 특별히 값이 명시된 경우를 제외하고는, 널말뚝 배면의 벽마찰각 δ_b 및 전면의 벽마찰각 δ_f 는 안전한 측면을 고려하여 무시하였으며 ($\delta_b = \delta_f = 0^\circ$), 조수의 영향에 따른 수위차 L_5 의 크기는 참고문헌 5의 기술내용을 토대로 $0.417m = (L_1 + L_2)/12$ 로 가정하였고, 아울러 널말뚝 전면 준설저면(dredge line)의 경사각 i (그림 6-a 참조)는 0° 로 가정하였으며, 앵커의 위치 l (그림 6-a 참조)은 1.0 m로 가정하여 분석이 이루어졌다.

3.2 분석결과

본 절에서는, 항만공사에 관련된 널말뚝의 설계에 적용되어 지는 안전율에 관해 명확한 지침이 제시되어 있지 않은 실정임을 감안하여, 정적하중에 대한 안전율 FS_{static} 값 및 지진하중에 대한 안전율 $FS_{seismic}$ 값을 2종류로 서로 달리하여 내진설계시에 예상되는 문제점을 분석하였다.

우선 표 1에 명시된 조밀한 상태의 균등모래 지반⁽⁶⁾ ($\phi = 34^\circ$, $\gamma_d = 17.16 \text{ KN/m}^3$, $\gamma_{sat} = 20.49 \text{ KN/m}^3$)에 대한 결과를 살펴보면, 안전율을 고려하지 않은 경우 ($FS_{static} = FS_{seismic} = 1.0$ 인 경우)에, 모멘트 평형조건식 및 수평방향에 대한 힘의 평형조건식을 만족시키기 위해 요구되는 널말뚝의 근입깊이 $L(m)$, 앵커하중 $F(\text{KN/m})$ 및 최대모멘트 $M_{max}(\text{KN-m/m})$ 의 크기는 설계수평진도 k_h 값의 크기에 비례하여 커지고 있음을 알 수 있다. 이에 대한 원인은, k_h 값이 커짐에

표 1. 조밀한 모래지반의 경우

		정적하중	설계수평진도(k_h)			
			0.05	0.10	0.15	0.20
FS _{static} = 1.0 FS _{seismic} = 1.0	K _{ah}	0.231	0.256	0.283	0.313	0.346
	K _{ph}	4.326	4.221	4.114	4.004	3.892
	L	2.033	2.366	2.741	3.171	3.673
	F	66.830	76.382	86.992	98.723	111.717
	\bar{z}	3.787	3.811	3.838	3.866	3.893
	M _{max}	80.762	90.711	106.407	124.030	143.840
FS _{static} = 2.0 FS _{seismic} = 1.5	L	3.355	3.239	3.849	4.583	5.490
	F	76.897	81.721	93.633	106.764	121.087
	\bar{z}	4.174	3.980	4.011	4.038	4.058
	M _{max}	110.631	105.549	124.939	146.514	169.999
FS _{static} = 1.5 FS _{seismic} = 1.2	L	2.701	2.714	3.176	3.716	4.360
	F	71.944	78.553	89.687	102.001	115.610
	\bar{z}	3.985	3.880	3.909	3.937	3.964
	M _{max}	95.449	96.646	113.807	133.060	154.578

표 2. 느슨한 모래지반의 경우

		정적하중	설계수평진도(k_h)			
			0.05	0.10	0.15	0.20
FS _{static} = 1.5	L	5.209	5.349	6.567	8.199	10.511
FS _{seismic} = 1.2	F	117.478	118.365	134.289	151.163	166.845
	\bar{z}	4.683	4.325	4.356	4.363	4.310
	M _{max}	198.698	172.331	202.114	232.550	256.048

따라 널말뚝 배면의 동적수평주동토압계수 k_{ah} 값은 정적하중의 경우에 비해 점차적으로 증가하나, 널말뚝 전면의 동적수평주동토압계수 k_{ph} 값은 정적하중의 경우에 비해 오히려 점차적으로 감소하는데 있다(그림 1-a 및 그림 2-b 참조). 또한 표 1에서 서로 다른 안전율을 적용한 경우의 결과를 살펴보면, Case I의 경우(FS_{static} = 2.0, FS_{seismic} = 1.5인 경우)에는 $k_h = 0.05$ 를 만족시키는 널말뚝의 근입깊이 L 및 최대모멘트 M_{max}의 크기가 정적하중의 경우 보다 오히려 작게 평가됨으로, 만약에 내진설계시에 요구되는 설계수평진도 k_h 값이 0.05라면 정적하중의 경우를 만족시키는 근입깊이 및 최대모멘트 등을 토대로 설계하여도 큰 문제는 없을 것으로 판단되어 진다. 또한, 요구되는 설계수평진도 k_h 값을 0.10으로

상향 조정하여 설계하는 방법을 택할 경우 안전한 측면에서는 문제가 없으나, 경제적인 측면에서는 어느 정도의 손실이 예상되어 진다. 그러나 Case I의 경우와는 달리, Case II의 경우(FS_{static} = 1.5, FS_{seismic} = 1.2인 경우)에는 각각의 설계수평진도 k_h 값을 만족시키는 널말뚝의 근입깊이 L, 앵커하중 F 및 최대모멘트 M_{max}의 크기 모두는 정적하중의 경우 보다 크게 계산되는 결과를 나타내고 있다. 여기서 Case II의 경우를 느슨한 상태의 균등모래 지반⁽⁶⁾ ($\phi = 27.5^\circ$, $\gamma_d = 14.02 \text{ KN/m}^3$, $\gamma_{sat} = 18.53 \text{ KN/m}^3$)에 대해 추가로 검토한 결과는 표 2에 명시되어 있으며, 표 2에서 $k_h = 0.05$ 인 경우와 정적하중의 경우에 대해 각각 계산된 결과를 서로 비교하여 보면, $k_h = 0.05$ 인 경우(즉, 요구되는 설계수평진도 k_h 값이 0.05인 내

진설계의 경우)에 요구되는 근입깊이 L 및 앵커하중 F 의 크기는 정적하중의 경우보다 크게 평가되고 있으나, 최대모멘트 M_{max} 의 크기는 정적하중의 경우에 비해 작게 평가되는 결과를 나타내고 있다. 따라서, 널말뚝의 단면 선택에 있어서 정적하중시에 예상되는 M_{max} 에 대한 추가 검토가 필요시 된다. 아울러 느슨한 모래지반의 경우에, 정적하중의 경우 및 각각의 k_h 값에 대해 계산된 널말뚝의 근입깊이 $L(m)$, 앵커하중 $F(KN/m)$ 및 최대모멘트 $M_{max}(KN-m/m)$ 의 크기는 조밀한 모래지반의 경우(표 1)에 비해 크게 계산되고 있으며, 이와 같은 현상은 모래의 내부마찰각 ϕ 값이 작을수록 주동토압(널말뚝 배면)은 증가하는 반면에 수동토압(널말뚝 전면)은 감소하는데 주된 원인이 있다.

또한 최대모멘트 M_{max} 의 발생지점 $\bar{z}(m)$ (여기서, \bar{z} 는 널말뚝 배면의 지표면으로부터 전단력이 0이 되는 지점까지의 거리, 그림 6-a 참조)를 살펴보면, 지진하중의 경우($k_h=0.05, 0.10, 0.15$ 및 0.20 인 경우)에 설계수평진도 k_h 값의 크기에 비례하여 \bar{z} 의 크기도 점차적으로 커지는 현상을 나타내고 있으며, 정적하중의 경우와 마찬가지로 지진하중의 경우에도 \bar{z} 의 위치는 $(L_1=2m) < \bar{z} < (L_1+L_2=5m)$ 임을 알 수 있다.

또한 \bar{z} 는 느슨한 모래지반의 경우가 조밀한 모래지반에 비해 크게 계산되고 있으며, 이외에도 안전율이 커질수록 \bar{z} 의 위치도 커지는(즉, 전단력이 0이 되는 지점이 널말뚝 배면의 지표면으로부터 멀어지는) 현상이 예상되어 진다.

여러가지 가정사항이 포함된 제한된 결과이긴 하나, 위의 분석을 통해 문제점이 발견되지 않은 경우-즉, 조밀한 모래지반에 대한 Case II($FS_{static}=1.5, FS_{seismic}=1.2$ 인 경우)의 경우-를 좀 더 상세히 살펴 보기 위해, 설계에 관련된 여러가지 변수를 달리하여 내진설계에 관련된 다양한 분석을 하였으며, 결과를 아래에 기술되어 있다.

3.2.1 준설저면의 경사에 따른 영향

Schroeder-Roumillac⁽¹⁴⁾은 앵커로 지지된 널말뚝의 설치에 있어서 준설저면(dredge line)이 아래쪽으로 경사진 경우(그림 6-a 참조)가 실제적으로 많이 있음을 보고하였고, 또한 모형실험을 통해 최대모멘트 M_{max} 의 크기 및 발생지점 \bar{z} 가 준설저면의 경사각 i_r 의 크기에 비례하여 점차적으로 커짐을 정적하중의 경우에 대해 밝혔다. 본 연구에서는 준설저면이 수평인 경우($i_r=0^\circ$ 인 경우) 및 준설저면의 경사각 i_r 가 -10° 또는 -20° 인 경우 각각에 대해

표 3. 준설저면의 경사에 따른 영향

		정적하중	설계수평진도(k_h)			
			0.05	0.10	0.15	0.20
$i_r=0^\circ$	K_{ph}/FS	2.884	3.518	3.428	3.337	3.243
	L	2.701	2.714	3.176	3.716	4.360
	F	71.944	78.553	89.687	102.001	115.610
	\bar{z}	3.985	3.880	3.909	3.937	3.964
	M_{max}	95.449	96.646	113.807	133.060	154.578
$i_r=-10^\circ$	K_{ph}/FS	2.020	2.442	2.356	2.266	2.173
	L	3.540	3.646	4.428	5.421	6.736
	F	78.295	84.094	96.812	110.846	125.884
	\bar{z}	4.227	4.053	4.090	4.121	4.133
	M_{max}	115.085	112.401	134.152	158.340	183.730
$i_r=-20^\circ$	K_{ph}/FS	1.400	1.665	1.576	1.480	1.373
	L	4.817	5.176	6.740	9.122	13.286
	F	87.855	92.423	107.775	123.525	131.788
	\bar{z}	4.580	4.303	4.350	4.349	4.153
	M_{max}	147.494	137.650	167.504	196.350	198.477

정적하중 및 지진하중 모두에 관련된 계산이 이루어졌으며, 결과는 표 3에 명시되어 있다. 우선 준설저면이 경사진 경우(표 3에서 $i_r = -10^\circ$ 및 $i_r = -20^\circ$ 인 경우)의 내진설계를 분석하면, 설계수평진도 $k_h = 0.05$ 인 경우에 요구되는 근입깊이 L 및 앵커하중 F 의 크기 모두는 정적하중의 경우를 만족시키고 있으나, 최대모멘트 M_{max} 의 크기는 정적하중의 경우에 비해 작게 평가되는 결과를 $i_r = -10^\circ$ 및 $i_r = -20^\circ$ 인 경우 모두에 대해 나타내고 있다. 따라서 내진설계시에 요구되는 k_h 값이 0.05인 경우에, 특히 준설저면의 경사각이 클수록 널말뚝의 단면 선택에 있어서 주의를 요한다.

또한 표 3의 결과를 살펴볼 때, 준설저면이 경사진 경우($i_r = -10^\circ$ 및 $i_r = -20^\circ$ 인 경우)는 준설저면이 수평인 경우($i_r = 0^\circ$ 인 경우)에 비해 더 큰 근입깊이 L 을 필요로 하며, 이에 대한 원인은 2.1절의 식 (2)를 살펴볼 때, 벽체 전면에 위치한 지표면(널말뚝의 경우에 준설저면)의 경사각 i_r 가 아래쪽으로(i_r 가 음(-)의 각도인 경우) 커짐에 따라 수평수동토압계수 K_{ph} 값은 점차적으로 감소하는데 있다. 이외에도 Schroeder-Roumillac의 정적하중에 대한 실험결과 즉, M_{max} 및 \bar{z} 가 준설저면의 경사각 i_r 의 크기에 비례하여 커지는 현상을 지진하중의 경우에 대해서도 확인할 수 있다. 구체적으로, $i_r = -20^\circ$ 인 경우는 준설저면이 수평인 경우($i_r = 0^\circ$)에 비해 L 은 90.72%

($k_h = 0.05$ 인 경우)~204.73%($k_h = 0.20$ 인 경우) 정도, F 는 17.66~13.99% 정도, M_{max} 는 42.43~28.40% 정도 증가함을 나타내고 있으며, 증가율은 근입깊이 L 의 경우가 가장 크고, 또한 앵커하중 F 및 최대모멘트 M_{max} 크기의 증가율은 설계수평진도 k_h 값의 크기에 반비례하는 현상을 나타내고 있다.

3.2.2 수면위치의 영향

항만구조물의 경우에 수면을 조수(tide)의 영향에 따라 변동될 수도 있으므로, 널말뚝 양쪽면의 수위차 L_5 (그림 6-a 참조)의 크기를 서로 달리하여 각각의 경우에 해당하는 근입깊이 L , 앵커하중 F 및 최대모멘트 M_{max} 를 계산하였으며, 결과는 표 4에 명시되어 있다. 표 4의 결과를 살펴보면, 수위차 L_5 가 0.417m(= $(L_1 + L_2)/12$,⁽⁵⁾ $L_1 = 2m$, $L_2 = 3m$) 보다 클 경우에는 설계수평진도 $k_h = 0.05$ 인 경우에 요구되는 L 및 M_{max} 값이 정적하중시의 조건을 만족시키지 못하는 결과라 예상됨을 알 수 있다. 따라서 내진설계시에 요구되는 k_h 값이 0.05인 경우에, 특히 널말뚝 양쪽면의 수위차가 클 것으로 예상되는 설계 조건에서는 널말뚝의 근입깊이 및 단면 결정에 있어서 주의를 요한다.

이외에도 지진하중시의 결과를 분석하면, L_5 가 증가함에 따라 근입깊이 L , 앵커하중 F 및 최대모멘트 M_{max} 의 크기 모두가 증가함을 알 수 있다. 이와 같은 현상은, 수위차 L_5 의 크기가 증가함에 따라

표 4. 수면위치의 영향

		정적하중	설계수평진도(k_h)			
			0.05	0.10	0.15	0.20
$L_5 = 0.0m$	L	2.452	2.492	2.956	3.497	4.141
	F	64.186	71.607	82.230	93.864	106.567
	\bar{z}	3.931	3.833	3.840	3.848	3.853
	M_{max}	78.338	81.611	96.750	113.412	131.590
$L_5 = 0.417m$ = $(L_1 + L_2)/12$	L	2.701	2.714	3.176	3.716	4.360
	F	71.944	78.553	89.687	102.001	115.610
	\bar{z}	3.985	3.880	3.909	3.937	3.964
	M_{max}	95.449	96.646	113.807	133.060	154.578
$L_5 = 1.0m$	L	3.043	3.023	3.484	4.025	4.670
	F	81.501	86.910	98.848	112.185	127.104
	\bar{z}	4.088	3.968	4.017	4.066	4.115
	M_{max}	119.975	117.467	137.519	160.459	186.696

널말뚝 전면에서 예상되는 동수압의 크기는 점차적으로 감소하나, 이와 더불어 L_0 가 커짐에 따라 널말뚝 전면에서의 침투수압도 감소하게 됨으로(식 (5) 참조) 결국 동수압 및 침투수압의 상대적인 크기변화에 원인이 있음을 예상할 수 있다. 구체적으로, $L_0=1.0\text{m}$ 인 경우는 널말뚝 양쪽면의 수위차가 없는 경우($L_0=0.0\text{m}$)에 비해 L 은 21.31%($k_h=0.05$ 인 경우)~12.78%($k_h=0.20$ 인 경우) 정도, F 는 21.37~19.27% 정도, M_{\max} 는 43.94~41.88% 정도 증가함을 나타내고 있으며, 증가율은 최대모멘트 M_{\max} 의 경우가 가장 크고, 또한 L , F 및 M_{\max} 모두에 대해 증가율은 설계수평진도 k_h 값의 크기에 반비례하는 현상을 보이고 있다.

3.2.3 앵커위치의 영향

앵커의 위치 l (그림 6-a 참조)을 달리하여 계산된 결과를 표 5에 명시되어 있다. 우선 내진설계에 관해 표 5의 결과를 분석하면, $l=0.6\text{m}(l/L_1=0.3)$ 인 경우 및 $l=1.4\text{m}(l/L_1=0.7)$ 인 경우 모두에 대해 각각의 설계수평진도 k_h 값을 만족시키는 널말뚝의 근입깊이 L , 앵커하중 F 및 최대모멘트 M_{\max} 의 크기 모두는 정적하중의 경우 보다 크게 계산되는 결과를 나타내고 있다.

이외에도 지진하중의 경우를 분석하면, l 값이 커질수록(앵커의 위치가 널말뚝 배면의 지표면에서 멀어질수록) 근입깊이 L 및 최대모멘트 M_{\max} 는 감

소하고, 앵커하중 F 는 증가하는 현상을 나타내고 있다. 표 5에서 $l=1.4\text{m}$ 인 경우를 $l=0.6\text{m}$ 인 경우와 구체적으로 비교하면, 근입깊이 L 은 6.68%($k_h=0.05$ 인 경우)~4.73%($k_h=0.20$ 인 경우) 정도 또한 최대모멘트 M_{\max} 는 29.48~29.11% 정도 감소하고 있으나, 앵커하중 F 는 14.47~12.80% 정도 오히려 증가하는 현상을 보이고 있다. 여기서 근입깊이 L 의 감소원인은, l 값이 커짐에 따라 동적수평주동토압합력 P_{ae1} 및 P_{qae1} (식 (14) 참조)에 의한 휨모멘트의 작용방향이 시계방향에서 반시계 방향으로 바뀌어 진다는 사실로부터 설명되어 진다. 또한 앵커하중 F 의 크기가 증가하는 원인은, 근입깊이 L 의 감소에 따른 동적수평주동토압합력 P_{pe} 의 감소량이 동적수평주동토압합력 및 동수압합력의 감소량에 비해 훨씬 크다는데 있다.

3.2.4 벽마찰각의 영향 1

널말뚝 배면의 벽마찰각 δ_b 또는 전면의 벽마찰각 δ_f 의 크기는, 주변지반의 성질, 널말뚝의 유연성, 널말뚝 단면의 형상 및 앵커의 항복여부 등에 따라 달라지게 된다. 따라서 본 절에서는 $\delta_b=\delta_f$ 로 가정하여, 벽마찰각의 크기변화가 근입깊이 L , 앵커하중 F 및 최대모멘트 M_{\max} 에 미치는 영향을 분석하였으며, 결과는 표 6에 명시되어 있다. 표 6의 결과를 살펴볼 때, 벽마찰각을 고려한 경우($\delta_b=\delta_f=\phi/2$ 및 $\delta_b=\delta_f=\phi$ 인 경우, 여기서 ϕ 는 모래의 내부마찰각)

표 5. 앵커위치의 영향

		정적하중	설계수평진도(k_h)			
			0.05	0.10	0.15	0.20
$l/L_1=0.3$	L	2.784	2.798	3.263	3.806	4.452
	F	67.935	73.619	84.234	96.018	109.088
	\bar{z}	3.826	3.712	3.751	3.787	3.821
	M_{\max}	110.965	112.666	132.458	154.755	179.783
$l/L_1=0.5$	L	2.701	2.714	3.176	3.716	4.360
	F	71.944	78.553	89.687	102.001	115.610
	\bar{z}	3.985	3.880	3.909	3.937	3.964
	M_{\max}	95.449	96.646	113.807	133.060	154.578
$l/L_1=0.7$	L	2.600	2.611	3.070	3.608	4.251
	F	76.514	84.271	95.982	108.876	123.050
	\bar{z}	4.164	4.072	4.090	4.107	4.123
	M_{\max}	78.909	79.449	93.770	109.746	127.442

표 6. 벽마찰각의 영향 1

		정적하중	설계수평진도(k_h)			
			0.05	0.10	0.15	0.20
$\delta_b = \delta_r = 0^\circ$	K_{ph}/FS	2.884	3.518	3.428	3.337	3.243
	L	2.701	2.714	3.176	3.716	4.360
	F	71.944	78.553	89.687	102.001	115.610
	\bar{z}	3.985	3.880	3.909	3.937	3.964
	M_{max}	95.449	96.646	113.807	133.060	154.578
$\delta_b = \delta_r = \phi/2$	K_{ph}/FS	5.759	6.943	6.686	6.426	6.164
	L	1.557	1.560	1.801	2.073	2.387
	F	55.977	63.671	73.110	83.718	95.705
	\bar{z}	3.640	3.633	3.659	3.687	3.716
	M_{max}	63.182	69.179	81.716	96.041	112.533
$\delta_b = \delta_r = \phi$	K_{ph}/FS	17.588	20.952	19.916	18.877	17.835
	L	0.746	0.746	0.854	0.972	1.107
	F	44.705	52.597	60.774	70.058	80.672
	\bar{z}	3.381	3.437	3.458	3.479	3.502
	M_{max}	43.835	51.115	60.467	71.161	83.494

에도 각각의 설계수평진도 k_h 값을 만족시키는 널말뚝의 근입깊이 L, 앵커하중 F 및 최대모멘트 M_{max} 의 크기 모두는 정적하중의 경우와 같거나 또는 크게 계산되는 결과를 나타내고 있다.

또한 지진하중의 경우를 분석하면, L, F 및 M_{max} 의 크기 모두는 δ_b 및 δ_r 의 크기가 커짐에 따라 감소하는 현상을 나타내고 있다. 이와 같은 현상은, 식 (1)로부터 계산되어지는 널말뚝 배면의 동적수평주동토 압계수 K_{sh} 는 벽마찰각 δ_b 의 크기가 커짐에 따라 감소하나, 이에 반하여 식 (2)로부터 계산되어지는 널말뚝 전면의 동적수평주동토압계수 K_{ph} 는 벽마찰각 δ_r 의 크기가 커짐에 따라 증가하는데 원인이 있다. 구체적으로, 벽마찰각을 무시한 경우($\delta_b = \delta_r = 0^\circ$)와 $\delta_b = \delta_r = \phi$ 인 경우를 서로 비교하면, 근입깊이 L의 감소율은 72.51%($k_h = 0.05$ 인 경우)~74.61%($k_h = 0.20$ 인 경우) 정도이고, 앵커하중 F의 감소율은 33.04~30.22% 정도이며, 최대모멘트 M_{max} 의 감소율은 47.11~45.99% 정도이다. 이를 통해 볼 때, 벽마찰각의 크기 변화가 근입깊이 L에 가장 큰 영향을 미치고 있음을 알 수 있으며, 또한 L, F 및 M_{max} 각각에 관련된 감소율은 설계수평진도 k_h 값의 크기

에 따라 다소 차이는 있으나 3% 미만의 작은 범위에 그치는 현상을 나타내고 있다.

3.2.5 벽마찰각의 영향 2

앵커로 지지된 널말뚝의 실제 설계 특히 지진하중을 고려한 내진설계에 있어서 벽마찰각 δ_b , δ_r 의 크기 선택 및 안전율 FS_{static} , $FS_{seismic}$ 값의 선택은 쉽지 않은 공학적 판단이다. 따라서 본 절에서는, 벽마찰각은 고려하되 Case I($FS_{static} = 2.0$, $FS_{seismic} = 1.5$ 인 경우)의 안전율을 적용해 본 결과와, 벽마찰각은 무시하되($\delta_b = \delta_r = 0^\circ$ 인 경우) Case II($FS_{static} = 1.5$, $FS_{seismic} = 1.2$ 인 경우)의 안전율을 적용해 본 2 가지 경우를 서로 비교하였다(표 7). 적용된 벽마찰각의 크기는 참고문헌 2에 기술된 $\delta_b = \phi/2$ 및 $\delta_r = 2\phi/3$ (Terzaghi가 앵커로 지지된 널말뚝 설계에의 적용을 목적으로 제시한 값)를 토대로 하였다.

표 7의 결과를 살펴보면, 널말뚝 전면의 벽마찰각 δ_r 의 크기 변화가 설계에 적용되는 동적수평주동토 압계수 K_{ph}/FS 값에 미치는 영향이 안전율 FS의 크기 변화 보다 더 큼을 알 수 있다. 즉 Case II는 Case I에 비해 안전율이 낮은 하나 벽마찰각 δ_b 및 δ_r 를 무시함으로써, 결과적으로는 벽마찰각은 고려하되

표 7. 벽마찰각의 영향 2

	정적하중	설계수평진도(k_h)				
		0.05	0.10	0.15	0.20	
$FS_{static} = 2.0$	K_{ph}/FS	5.793	7.422	7.118	6.812	6.503
$FS_{seismic} = 1.5$	L	1.551	1.494	1.725	1.987	2.291
$\delta_b = \phi/2$	F	55.936	63.253	72.625	83.153	95.059
$\delta_i = 2\phi/3$	M_{max}	63.074	68.120	80.480	94.593	110.866
$FS_{static} = 1.5$	K_{ph}/FS	2.884	3.518	3.428	3.337	3.243
$FS_{seismic} = 1.2$	L	2.701	2.714	3.176	3.716	4.360
$\delta_b = \delta_i = 0^\circ$	F	71.944	78.553	89.687	102.001	115.610
	M_{max}	95.449	96.646	113.807	133.060	154.578

Case I의 안전율을 적용한 경우에 비해 더욱 큰 널말뚝의 근입깊이 L, 앵커하중 F 및 최대모멘트 M_{max} 가 요구되는 현상을 나타내고 있다.

3.2.6 최대모멘트 발생지점의 변화

표 3~6에 명시된 여러가지 경우에 해당되는 최대모멘트 M_{max} 의 발생지점 $\bar{z}(m)$ (여기서, \bar{z} 는 지표면으로부터 전단력이 0이 되는 지점까지의 거리, 그림 6-a 참조)의 크기를 지진하중의 경우($k_h=0.05, 0.10, 0.15$ 및 0.20 인 경우)에 대해 종합적으로 분석하면, 앵커로 지지된 널말뚝의 경우에 예상되는 \bar{z} 는 정적하중의 경우와 마찬가지로 동수압이 추가적으로 고려되는 지진하중의 경우에도 \bar{z} 의 위치는 ($L_1=2m$) < \bar{z} < ($L_1+L_2=5m$)임을 확인할 수 있다. 아울러, 준설저면의 경사각 i_r , 널말뚝 양쪽면의 수위차 L_5 가 커질수록 또한 앵커의 위치(l)가 지표면에서 멀어질수록 \bar{z} 는 커지는 현상을 나타내고 있으며, 이와는 달리 벽마찰각(δ_b 및 δ_i)의 크기 증가에 따라서는 \bar{z} 가 오히려 감소하는 현상을 보이고 있다.

4. 예비설계표

조밀한 상태의 균등모래 지반($\phi=34^\circ, \gamma_d=17.16 \text{ KN/m}^3, \gamma_{sat}=20.49 \text{ KN/m}^3$)에 설치되는 앵커로 지지된 널말뚝(널말뚝 배면 지하수위의 위치는 그림 6-a 참조)의 예비설계를 위한 목적으로 표 8을 제시하였으며, 표 8에서 $L_1=2m, L_2=4m, 5m, 6m, 7m$ 및 $8m$ 인 각각의 경우에 해당되는 보정계수 λ_1, λ_2 및 λ_3 의 크기는 아래의 식 (15)를 토대로 결정하였다.

$$\begin{aligned}
 L &= L(FS_{static=1.0}) \times \lambda_1 \\
 F &= F(FS_{static=1.0}) \times \lambda_2 \\
 M_{max} &= M_{max}(FS_{static=1.0}) \times \lambda_3
 \end{aligned}
 \tag{15}$$

L_1 및 L_2 길이의 선택은 현재 국내에서 시판되는 강(steel) 널말뚝의 표준길이가 6~12m이고, 특수한 경우에 20m까지 가능하다는 사실⁽¹⁶⁾을 참고로 하였다. 또한 표 8의 계산에서는, 안전한 측면을 고려하여 벽마찰각 δ_b 및 δ_i 는 무시하였으며, 널말뚝 배면 지표면 위의 등분포 상재하중 q 는 40 KN/m^2 으로 가정하였고, 널말뚝 단면의 폭 W 는 $0.295m$ 로 가정하였다. 이외에도 널말뚝 전면의 수평수동토압계수 K_{ph} 에 적용된 안전율 FS 는 정적하중의 경우에 1.5, 지진하중의 경우에는 1.2로 가정하여 계산이 이루어졌다. 아울러, 침투에 의한 수압 및 유효수평응력의 변화를 고려하여 계산이 이루어졌으며, 조수의 영향에 따른 널말뚝 양쪽면의 수위차 L_5 의 크기는 각각의 경우에 대해 $(L_1+L_2)/12^{(5)}$ 로 가정하여 계산이 이루어졌다. 또한 준설저면의 경사각은 고려하지 않았으며($i_r=0^\circ$), 앵커의 위치 l 은 $1.0m$ 로 하여 계산이 이루어졌다.

표 8의 가장 왼쪽열에 명시된 결과(표 8에서, $FS_{static}=1.0$ 에 해당되는 결과) 중에서, 설계에 적용될 L_2 의 길이에 해당되는 L, F 및 M_{max} 값을 택한 다음, 설계수평진도 k_h 값에 해당되는 각각의 보정계수를 곱함으로써, 내진설계에서 요구되는 널말뚝의 근입깊이 L(m), 앵커하중 F(KN/m) 및 최대모멘트 M_{max} (KN-m/m)의 크기를 결정할 수 있다. 여기서 표 8의 결과를 살펴보면, 지진하중시에 요구되는 L, F 및

표 8. 예비설계를 위한 보정계수

FS _{static} = 1.0	보정계수	정적하중	설계수평진도(k _h)				비 고
			0.05	0.10	0.15	0.20	
L=2.346	λ ₁	1.325	1.330	1.567	1.842	2.168	L ₁ =2m
F=84.430	λ ₂	1.077	1.211	1.393	1.593	1.814	L ₂ =4m
M _{max} =134.287	λ ₃	1.170	1.262	1.493	1.750	2.037	
L=2.652	λ ₁	1.322	1.327	1.572	1.854	2.189	L ₁ =2m
F=103.926	λ ₂	1.078	1.244	1.439	1.654	1.891	L ₂ =5m
M _{max} =205.076	λ ₃	1.163	1.312	1.558	1.832	2.135	
L=2.953	λ ₁	1.320	1.325	1.576	1.866	2.207	L ₁ =2m
F=125.314	λ ₂	1.078	1.274	1.482	1.710	1.961	L ₂ =6m
M _{max} =295.297	λ ₃	1.158	1.352	1.612	1.899	2.217	
L=3.251	λ ₁	1.319	1.323	1.580	1.876	2.224	L ₁ =2m
F=148.544	λ ₂	1.078	1.301	1.520	1.760	2.024	L ₂ =7m
M _{max} =406.949	λ ₃	1.154	1.386	1.657	1.957	2.287	
L=3.546	λ ₁	1.318	1.321	1.584	1.886	2.238	L ₁ =2m
F=173.634	λ ₂	1.078	1.325	1.554	1.805	2.080	L ₂ =8m
M _{max} =542.236	λ ₃	1.151	1.414	1.696	2.006	2.347	

*L(m), F(KN/m), M_{max}(KN/m/m)

M_{max}의 크기(즉, 보정계수 λ₁, λ₂ 및 λ₃의 크기) 모두는 k_h값에 비례하여 커지고 있으며, 또한 정적하중시의 요구조건을 모두 만족시키는 결과임을 확인할 수 있다. 이외에도, 앵커하중 F에 관련된 보정계수 λ₂를 살펴보면 정적하중의 경우에는 1.077~1.078 정도로 거의 일정하나 지진하중의 경우에는 L₂가 커짐에 따라 증가하고 있으며, 또한 근입깊이 L에 관련된 보정계수 λ₁은 정적하중 및 k_h=0.05인 경우에는 L₂의 길이가 커짐에 따라 감소하고 있으나 이외의 경우에는 L₂의 크기에 비례하여 커지는 현상을 보이고 있다. 아울러 최대모멘트 M_{max}에 관련된 보정계수 λ₃를 살펴보면, 지진하중의 경우에는 L₂의 길이에 비례하여 커지는 현상을 나타내고 있으나, 정적하중의 경우에는 지진하중의 경우와 오히려 반대되는 현상을 보이고 있다.

이외에도 본 연구의 해석방법을 토대로 계산된 최대모멘트 M_{max}(표 8)의 실제 설계상의 검토를 목적으로, 현재 국내에서 시판되고 있는 여러 형태의 강널말뚝이 지탱할 수 있는 설계모멘트 M_{design} 값을 참고문헌 16의 자료를 토대로 계산하였으며(M_{design} = σ_{all} × S, 여기서 σ_{all}은 허용설계휨응력을, S는 강

널말뚝의 단면계수를 각각 나타낸다), 결과는 부록에 명시하였다.

5. 결 론

본 연구에서 얻어진 주요 결과를 요약하면 다음과 같다.

1) 항만공사에 이용되는 캔틸레버식 널말뚝 및 앵커로 지지된 널말뚝의 내진설계를 위한 해석방법의 제시가 이루어졌다. 제시된 해석방법은 침투에 의한 수입 및 이에 따른 유효수평응력의 변화를 고려하였으며, 적용범위는 모래지반 및 자유지지법의 경우로 한정된다.

2) 앵커로 지지된 널말뚝의 경우(조밀한 모래지반 및 지진하중의 경우):

① 내진설계시에 요구되는 설계수평진도 k_h값이 0.05일 경우에는, 준설저면의 경사각이 클수록 또한 널말뚝 양쪽면의 수위차가 클수록 널말뚝의 근입깊이 및 단면결정에 있어서 주의를 요한다.

② 벽마찰각의 크기 변화가 설계에 미치는 영향(근입깊이, 앵커하중 및 최대모멘트에 미치는 영향

은) 안전율의 크기 변화에 비해 큰 것으로 판단되어 지며, 또한 벽마찰각의 크기 변화가 근입깊이에 미치는 영향은, 앵커하중 및 최대모멘트에 미치는 영향에 비해 일반적으로 큼을 알 수 있다.

③ 준설저면의 경사각 및 널말뚝 양쪽면의 수위차가 클수록 요구되는 근입깊이, 앵커하중 및 최대모멘트의 크기는 증가하나 현상을 나타내고 있다.

④ 앵커의 위치가 지표면에서 멀어질수록 근입깊이 및 최대모멘트는 감소하고, 앵커하중은 오히려 커지는 현상을 나타내고 있다.

⑤ 최대모멘트의 발생지점 \bar{z} (그림 6-a 참조)의 위치는 정적하중의 경우와 마찬가지로 동수압이 추가적으로 고려되는 지진하중의 경우에도 $L_1 < \bar{z} < L_1 + L_2$ 임을 확인할 수 있다. 아울러 준설저면의 경사각, 널말뚝 양쪽면의 수위차가 커질수록 또한 앵커의 위치가 지표면에서 멀어질수록 \bar{z} 는 커지는 현상을 나타내고 있으며, 이와는 달리 벽마찰각의 크기 증가에 따라서는 \bar{z} 가 오히려 감소하는 현상을 보이고 있다.

감사의 글

자료를 제공해 주신 강원산업의 김양배씨에게 감사드립니다.

참 고 문 헌

1. B.S. Browzin, "Stability Analysis of Flexible Anchored Bulkheads," *ASCE, Journal of Geotechnical Engineering*, Vol.109, No.8, 1983, pp.1113-1116.
2. C.R.I. Clayton and J. Milititsky, *Earth Pressure and Earth-Retaining Structures*, Blackie & Son Ltd., 1986.
3. D.M. Pott and J.B. Burland, "A Parametric Study of the Stability of Embedded Earth Retaining Structures," *Transport and Road Research Laboratory(TRRL) Supplementary Report 813*, 1983.

4. G.P. Tsinker, "Anchored Sheet Pile Bulkheads: Design Practice," *ASCE, Journal of Geotechnical Engineering*, Vol.109, No.8, 1983, pp.1021-1038.
5. H.F. Winterkorn and H.Y. Fang, *Foundation Engineering Handbook*, Van Nostrand Reinhold Co., 1975.
6. K. Terzaghi, *Soil Mechanics in Engineering Practice*, John Wiley & Sons Inc., 1967.
7. H. Matsuo and S. Ohara, "Lateral Earth Pressure and Stability of Quay Walls during Earthquakes," *Proceedings, 2nd World Conference on Earthquake Engineering*, Vol.1, 1960, pp.165-181.
8. J.S. Steenfelt and B. Hansen, "Sheet Pile Design Earth Pressure for Strip Load," *ASCE, Journal of Geotechnical Engineering*, Vol.110, No.7, 1984, pp.976-986.
9. M.S. Nataraj and P.G. Hoadley, "Design of Anchored Bulkheads in Sands," *ASCE, Journal of Geotechnical Engineering*, Vol.110, No.4, 1984, pp.505-515.
10. P. Rowe, "Anchored Sheet Pile Walls," *Proceedings, Institution of Civil Engineers*, Vol.1, 1952, pp.27-70.
11. R. Masih, "Graphical Solution for Sheet Pile Embedment," *ASCE, Journal of Geotechnical Engineering*, Vol.110, No.4, 1984, pp.534-538.
12. R. Richards and D.G. Elms, "Seismic Behavior of Gravity Retaining Walls," *ASCE, Journal of Geotechnical Engineering*, Vol.105, No.4, 1979, pp.449-464.
13. S. Okamoto, *Introduction to Earthquake Engineering*, 2nd Edition, University of Tokyo Press, 1984.
14. W.L. Schroeder and Philippe Roumillac, "Anchored Bulkheads with Sloping Dredge Lines," *ASCE, Journal of Geotechnical Engineering*, Vol. 109, No.6, 1983, pp.845-851.
15. 천병식-오재용, *지반진동 이론과 실제*, 건설연구사, 1987.
16. 강널말뚝제품의 제원, 강원산업주식회사.

(접수 : 1991. 6. 19)

부 록

강(steel)의 종류* 허용설계휨응력(kg/cm²)**

SY 30	1800
SY 40	2400

*KS F 4604

**日本港灣協會(1979). 港灣の施設の技術上の基準・同解説

설치형태		단 면	KWSP-II	KWSP-III	KWSP-III _A	KWSP-IV
U-Type	단면계수 S (cm ³ /m)		874	1,340	1,510	2,270
	설 계 모멘트 (M _{design})	SY 30 (KN-m/m)	154.17	236.38	266.36	400.43
		SY 40 (KN-m/m)	205.56	315.17	355.15	533.90
All-Box Type	단면계수 S (cm ³ /m)		2,180	3,300	3,700	5,380
	설 계 모멘트 (M _{design})	SY 30 (KN-m/m)	384.55	582.12	652.68	949.03
		SY 40 (KN-m/m)	512.74	776.16	870.24	1,265.38