

◇ 技術資料 ◇

## 보강토벽체 : fabric 보강재의 경우 변형에 관해, 보강토벽체 시공시의 다짐영향에 관해,

이 은 수\*1

김 홍 택\*2

### 1. fabric 보강재의 변형에 관해

비교적 저렴한 가격, 가벼운 중량 및 좋은 내구성 등의 장점을 지닌 fabric을 보강재로 활용하는 경우는 장차 더욱 증대될 것으로 판단된다. 기존의 보강토벽체에 주로 이용되어온 고강도(high modulus)보강재는 주변흙에 비해 상대적으로 변형이 작기 때문에 설계시 보강토벽체 구조물 자체의 변형거동에 크게 유의할 필요가 없었다. 그러나 비교적 저강도(low modulus)인 fabric 보강재를 이용하는 경우, 충분한 강도의 발휘를 위해 요구되는 fabric의 변형량은 주변흙의 소성상태 유발에 필요한 변형량을 종종 초과하게 되며, 따라서 구조물 자체의 안정성이 문제시 될 수 있다. 결국 보강토벽체 전면부변위에 대한 허용조건이 충족되기 위해서는, 극한강도 보다 작은값이 fabric 보강재의 경우 발휘되는 것으로 보아야 할 것이며, 또한 최종적인 안정검토를 위해서는 예상변형량에 대한 평가가 fabric 보강재의 경우 상당히 중요시 된다. 참고문헌4에 제시된 fabric 보강재의 재료특성을 고려한 변형 예측방법을 요약·정리하면 다음과 같다.

fabric 보강재의 길이에 따라 예상되는 인장력 T의 분포를 선형변화로 가정하는 경우, 임

의의 깊이 z에 설치되는 각 fabric 축방향 임의의 지점 x에서의 인장력 T<sub>x</sub>는, Rankine 토압이론을 토대로 다음과 같이 계산된다.

$$T_x = T_{max}(1 - x/L) = K_0 \gamma z dz(1 - x/L) \quad (1)$$

여기서, T<sub>max</sub>는 보강토벽체 전면부지점(x=0)에서의 인장력을 의미한다.

식(1)에 의한 인장력 T<sub>x</sub>의 예측방법은 한가지 예로서 기술된 것이며, 보다 합리적인 T<sub>x</sub>값의 분포는 다양한 측정결과 등의 분석을 통해 규명되어야 한다.

#### 1) 선형탄성거동의 경우

허용응력범위 정도로 가정하는 경우, fabric의 응력-변형률 관계는 대체적으로 선형이며, 따라서 벽체전면으로부터 거리 x만큼 떨어진 지점의 fabric에서 예상되는 변형률 ε<sub>x</sub>는,

$$\epsilon_x = \frac{T_x}{EA} \quad (2)$$

또한 미소길이 dx에 걸쳐 예상되는 변형 δ<sub>x</sub>는,

$$\delta_x = \epsilon_x dx \quad (3)$$

\*1정회원, 보강기술(주) 대표이사

\*2정회원, 홍익대학교 공과대학 토목공학과 부교수

결국 각 fabric의 전체길이 L에 걸쳐 예상되는 총인장변형  $\delta_L$ 은, 식(3)의  $\delta_z$ 를 모두 합한값에 해당된다. 즉,

$$\begin{aligned} \delta_L &= \sum \delta_z = \int_0^L \epsilon_z dx \\ &= \int_0^L \frac{T_z}{EA} dx \\ &= \frac{K_a \gamma z dz}{EA} \int_0^L (1 - X/L) dx \\ &= \frac{K_a \gamma z dz L}{2EA} \end{aligned} \quad (4)$$

여기서, fabric의 재료특성 시험결과(하중 P-%변형률 e 사이의 관계, 그림 1 참조)를 반영하여 식(4)를 수정하면,

$$\delta_L = \frac{K_a \gamma z dz L e}{2P} \quad (5)$$

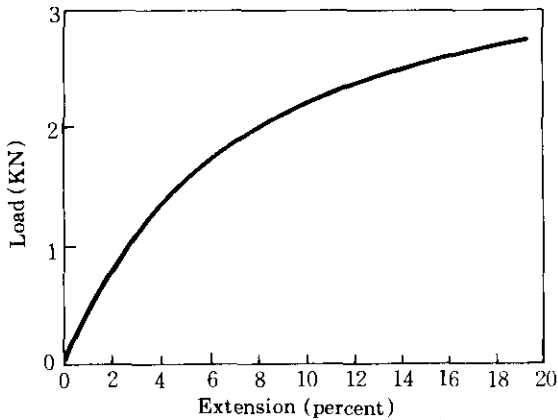


그림 1 Relation between load and extension for a non-woven fabric (after McGown et al)

## 2) 비선형(nonlinear)거동의 경우

fabric 보강재는 특성에 따라 응력-변형률 관계가 선형이 아닐수 있으며, 예를 들어 McGown 등이 밝힌 non-woven fabric의 거동은 그림1에 도시된 바와 같이 쌍곡선형태(hyperbolic form)에 가까움을 알 수 있다. 이를 식으로 표현하면,

$$P = \frac{e}{Me + C} \quad (6)$$

식(6)의 쌍곡선 함수에 포함된 상수 M 및 C의 크기 결정은, Kondner의 3축시험결과 및 Duncan이 유한요소해석에 적용한 방식에 의해 결정 가능하다. 즉 1/M값은 fabric의 극한강도(ultimate strength)에 해당되며, 그림1의 결과를 그림2의 직선형태로 변화시킴으로써 C값은 그림2에서의 절편값에 해당된다. fabric의 응력-변형률 관계가 쌍곡선 형태의 비선형인 것을 제외하고는 총인장 변형  $\delta_L$ 의 계산방식은, 앞의 1)에서 기술된 선형탄성거동의 경우와 동일하며 최종식은 다음과 같다.

$$\delta_L = \frac{-CL}{M} \left[ 1 + \frac{1}{M\eta} \ln(1 - M\eta) \right] \quad (7)$$

여기서,  $\eta = K_a \gamma z dz$

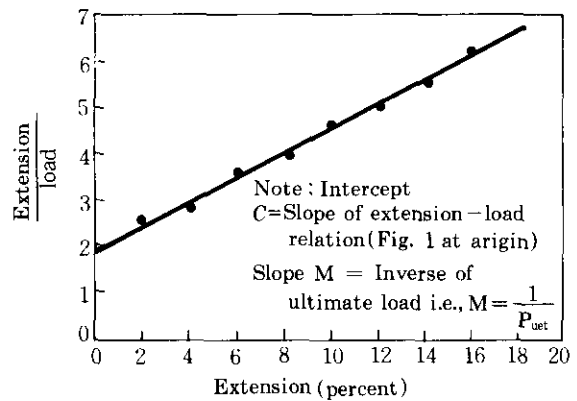


그림 2 Data of Fig. 1 replotted as hyperbolic relation

또한 표1의 재원 및 McGown등의 실험결과(그림 1 및 2)를 토대로, 앞에서 기술된 방법에 의해 직접 계산된 non-woven fabric의 총수평인장변형량  $\delta_L$ 은 각각 다음과 같다. 다음의 결과는 제시된 변형예측방법을 적용해 본 단순성에 불과하며, 실제 보강벽토체거동의 안정성 등이 모두 검토된 경우가 아님을 밝힌다.

선형탄성거동:  $K_s \gamma z dz$  값이 본 경우에 2.5 KN/m 정도이고 따라서  $e/P$  값은 그림 2에서 0.0~2.5KN/m 범위의 직선기울기를 토대로 0.04로 결정하였다. 최종계산된  $\delta_z$  값은 150mm이다.

비선형거동: 그림 1 및 그림 2를 통해 결정된  $C$  값은 0.018이고,  $M$  값은 0.27이다.

최종계산된  $\delta_z$  값은 133mm이며, 선형탄성거동에 비해 값이 17mm 정도 감소된 이유는 하중  $P$  값의 크기가 작은 범위에서는 미소하중 증가에 따른 변형을 발생정도가 부분적으로 낮아지는 현상을 반영하는 비선형거동해석의 특징 때문이다.

표 1  $\delta_z$  계산에의 적용제원

L (fabric 보강재의 길이)	3m
$K_s$ (Rankine 주동토압계수)	0.25
$\gamma$ (뒷채움흙의 단위중량)	20kN/m <sup>3</sup>
z (깊이)	2m
dz (보강재의 수직설치간격)	0.25m

위에서 기술된 변형 예측방식은 fabric 자체의 재료특성을 반영한 장점이 있긴하나, fabric 주위에 실질적으로 존재하는 뒷채움흙의 구속 영향 및 이에 따른 fabric의 상대강성변화 등

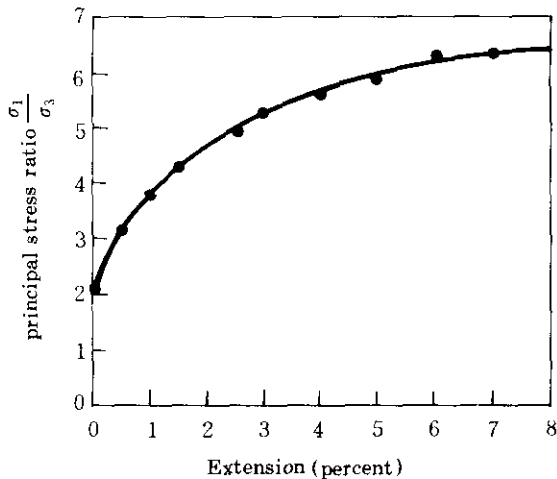


그림 3 Results of plane strain tests of fabric in sand (after McGown et al)

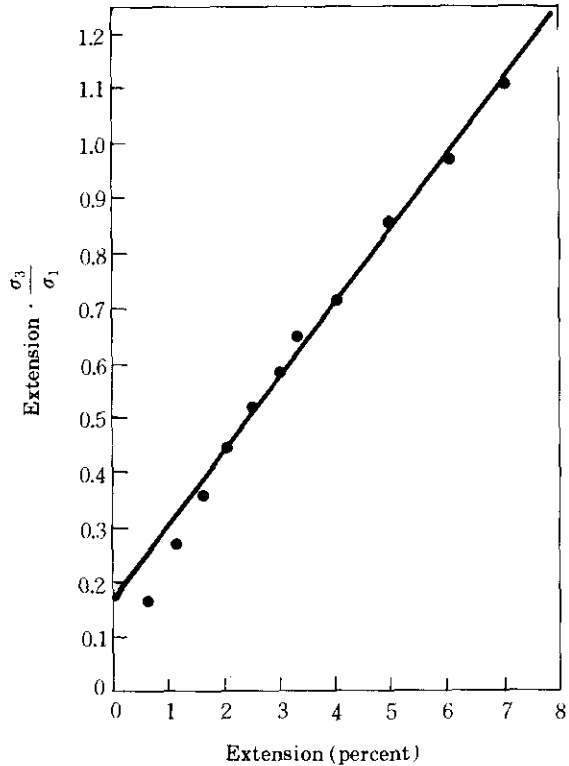


그림 4 Data of Fig.3 replotted as hyperbolic relation

을 적절히 반영하지 못한 단점을 아울러 지니고 있다. 이에 관련된 연구 결과가 McGown 등에 의해 일부 제시되긴 하였으나(그림3 및 4), 앞으로 이에 관련한 체계적인 실험결과가 더욱 필요할 것으로 판단된다.

## 2. 보강토벽체 시공시의 다짐영향에 관해

보강토벽체의 해석 및 설계에 있어 또하나의 관심사는 다짐영향의 정도이며, 최근에 이에 관련하여 제시된 흙-보강재의 상대강성을 고려한 연구결과<sup>2)</sup>를 요약·정리하면 다음과 같다.

### 1) 보강재의 최대인장력 결정

보강재의 선형탄성거동에 대해(허용응력범

위), 최대인장력 발생지점에서 흙-보강재의 완전한 부착성(perfect adherence)을 가정하고 즉, 흙 및 보강재 각각의 변형률을 동일하게 가정하고, 평균수평응력  $(\sigma_h)_{av}$ (그림5)값을 토대로 제시된 보강재 최대인장력 T의 계산식을 정리하면,

$$T = s_v s_h K_r \sigma'_z \quad (8)$$

식(8)에 포함된  $\sigma'_z$ 은 보강재 최대인장력 T의 발생지점에서 뒷채움흙의 자중 등에 의한 현상 상태 연직응력을 의미하며, 편심(eccentricity)을 고려하는 Meyerhof 방법을 토대로 시공완료시점의  $\sigma'_z$  계산식(상재하중을 고려하지 않은 경우)을 정리하면 다음과 같다.

$$\sigma'_z = \gamma' z / [1 - (K_a/3)(z/L)^2] \quad (9)$$

여기서, L=보강재의 길이.

또한 식(8)에 포함된  $K_r$ 은 시공완료시점의 잔류토압계수를 의미하며(그림 6 참조), Duncan 등의 연구결과를 토대로 하여 유도된 관련식을 정리하면 다음과 같다.

$$\frac{1}{S_r} \left( \frac{\delta'_z}{P_a} \right)^n =$$

$$\frac{(1 - v_{ua}^2) [(K_r - K_{a2}) - (K_c - K_{a2})OCR]}{(k_u/k)(K_r OCR - K_r)K_r} \quad (10)$$

$$S_r = (E_r A_r) / (k P_a S_v S_h) \quad (11)$$

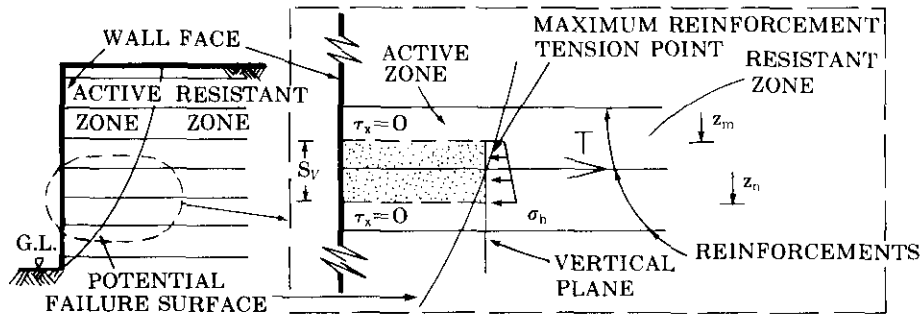


그림 5 Internal Equilibrium

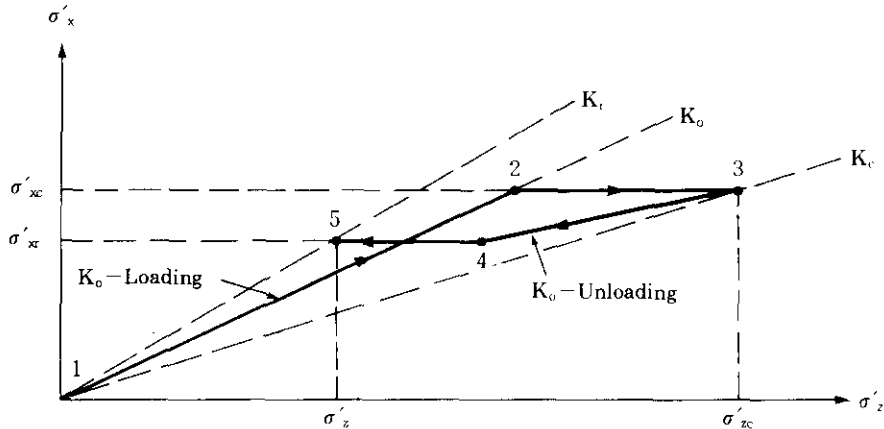


그림 6 Assumed Stress-Path

식(10) 및 (11)에서  $S$ 는 흙-보강재 상대강성지수를 의미하며,  $k$ ,  $k_u$  및  $n$ 은 하중(load), 제하중(unloading) 및 modulus 지수 등에 관련하여 제시된 Duncan 등의 modulus number를 각각 의미한다. 또한  $P_a$ 는 대기압을,  $E$ 은 보강재 modulus를,  $A_r$ 은 보강재 단면적을 각각 나타낸다. 제시된 과압밀비 OCR 계산식은,

$$OCR = \sigma'_{x,i} / \sigma'_z \quad (12)$$

만약 다짐이 시행되지 않거나, 다짐에 의해 유발되는 연직응력  $\sigma'_{z,i}$ 가 뒷채움흙의 자중 등에 의한 현상태 연직응력  $\sigma'_z$ 보다 작을 경우에는 OCR 값은 1.0이 되며, 이 경우에 식(10)으로부터 잔류토압계수  $K_r$ 은 다짐중의 토압계수  $K_0$ 와 같게 된다(그림6 참조). 여기서 다짐에 의해 유발되는 연직응력  $\sigma'_{z,i}$ 은 보강토층의 횡방향변형과는 무관한 것으로 가정한 즉, 횡방향변형을 무시한 Duncan-Seed의 연구결과 및 1차원 다짐모델(그림7 참조) 등을 토대로 다음과 같이 결정된다.

$$\sigma'_{x,i} = \sigma'_{sp,i} / K_0 \quad (13)$$

여기서,  $K_0 = 1 - \sin \phi'$

또한,

$$\sigma'_{sp,i} = v_0(1 + K_0) [(1/2) \gamma' Q N_r / L]^{1/2} \quad (14)$$

여기서,  $Q$ =maximum vertical operating force,  $L$ =roller drum의 길이

또한 다짐영향을 포함한 maximum past equivalent vertical stress  $\sigma'_{z,i}$  (식(12))값의 결정방법은 아래에 기술된 바와 같으며, 이외에 식(10)에 포함된 포아슨비 및 관련토압계수 등의 결정방법은 참고문헌2에 상세히 기술되어 있다.

$\sigma'_z < \sigma'_{z,i}$ 인 경우에는  $\sigma'_{z,i} = \sigma'_z$

또한  $\sigma'_z > \sigma'_{z,i}$ 인 경우에는  $\sigma'_{z,i} = \sigma'_z$

참고적으로, 보강재의 재료특성에 따라 제시된 흙-보강재 상대강성지수  $S$ 값의 범위를 정리하면 다음과 같다.

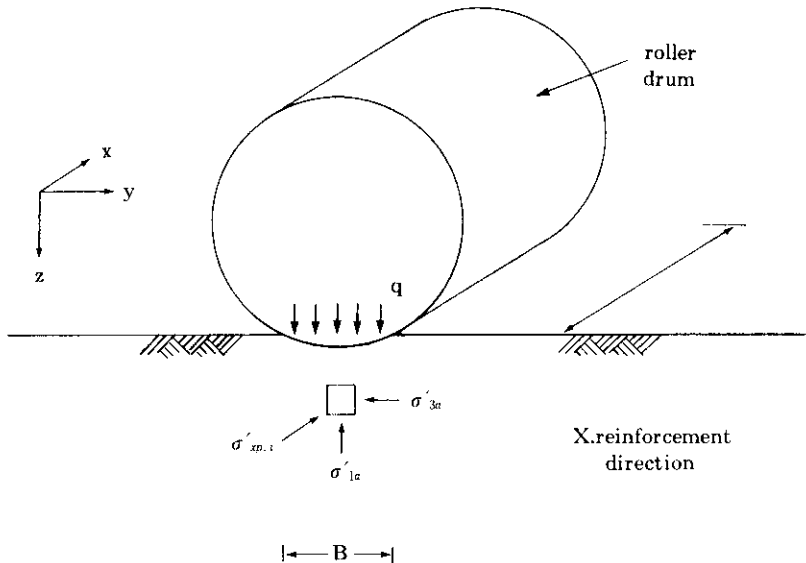


그림 7 Plastic Zone near Roller-Soil Contact Area

- metallic, 0.500~3.200
- plastic, 0.030~0.120
- geotextile, 0.003~0.012

앞에서 제시된 식(8)~(14)를 토대로 여러 가지 분석이 수행되었으며 이를 통해, 보강재의 최대인장력( $T$ )에 주로 영향을 미치는 요소는, 뒷채움흙의 전단강도정수( $\phi', c'$ ), 현상태의 연직응력( $\sigma'_{z_i}$ ), 다짐영향을 포함한 maximum past equivalent vertical stress( $\sigma'_{z_c}$ ) 및 흙-보강재의 상호작용 등임을 확인하였으며,  $T$ 값 결정을 위한 설계도표도 아울러 제시되었다.

또한 다짐에 의해 유발되는 응력 및 보강재 강성의 영향 등을 분석한 결과는 그림8에 명시되어 있다. 그림8에서  $z_c$ 는 다짐이 영향을 미치는 한계깊이를 의미하며, 제시된 계산식은 다음과 같다.

$$z_c = \sigma'_{z_c} / \gamma' = f((Q/\gamma'L)^{1/2}, \phi') \quad (15)$$

식(15)에 포함된  $\sigma'_{z_c}$ 는 다짐에 의해 유발되는 연직응력을 의미하며, 뒷채움흙의 자중 등에 의한 현상태 연직응력  $\sigma'_{z_i}$ 과 크기를 서로 비교

하여,  $\sigma'_{z_i} > \sigma'_{z_c}$ 인 경우에는 다짐에 의한 영향이 뒷채움흙에 더이상 반영되지 않는 것으로 간주된다. 또한 한계깊이  $z_c$ 가  $(Q/\gamma'L)^{1/2}$ 의 함수임을 감안할 때, 다짐장비제원이 다소 바뀌더라도 식(15)에 의한 한계깊이 예측에 크게 영향을 미치지 않는 것으로 판단된다. 여기서 그림8의 결과를 분석하면 다음과 같다.

- 1)  $T/S_c S_h$ 로 표현된 수평발생토탄의 크기는, 흙-보강재 상대강성지수( $S_c$ ), 다짐이 영향을 미치는 한계깊이( $z_c$ ) 및 뒷채움흙의 단위중량( $\gamma'$ ) 등에 따라 변화한다.
- 2) 얕은깊이 (지표면 부근)에서는 다짐이  $T/S_c S_h$ 값에 영향을 미치는 주된 요소이다.
- 3) 다짐이 영향을 미치는 한계깊이( $z_c$ )를 초과하는 깊이에서는,  $\sigma'_{z_i}$ 이  $\sigma'_{z_c}$ 보다 크다.
- 4) 다짐이  $T/S_c S_h$ 에 미치는 영향은, 흙-보강재 상대강성지수  $S_c$ 값이 낮을수록 더욱 커지는 경향을 일반적으로 나타내고 있다.
- 5)  $S_c$ 값의 증가는 일반적으로  $T/S_c S_h$ 의 크기 증가를 의미하나, 얕은깊이에서는 이와는 반대되는 현상이 다짐영향정도(즉  $z_{eq}/z_c$

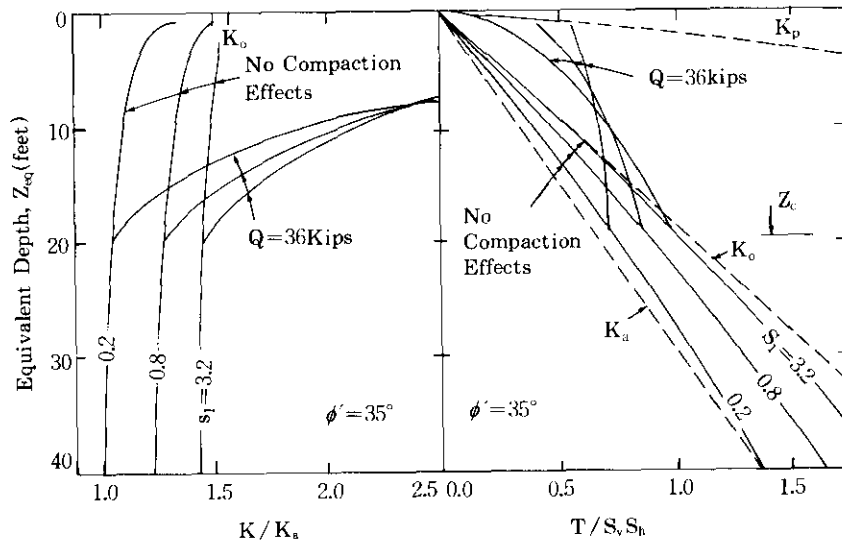


그림 8 Compaction and Reinforcement Stiffness Typical Influence

값)에 따라 발생될 수 있다. 여기서 equivalent depth  $z_{eq}$ 는 Meyerhof방법을 토대로 결정되며, 상재하중이 무시되는 경우의 계산식은 다음과 같다.

$$z_{eq} = \sigma' / \gamma' = z / [1 - (K_0 / 3)(z / L_r)^2] \quad (16)$$

- 6) 발생토압계수  $K$ 는 흙-보강재 상대강성지수( $S_r$ ) 및 다짐영향정도 등에 따라, 벽체상단 부근에서 정지토압계수( $K_0$ )보다 클 수 있으며, 또한 6.1m 이상되는 깊이에서는 Rankine 주동토압계수( $K_a$ )보다 클 수 있다.
- 7) 만약 다짐이 시행되지 않을 경우, 발생토압계수  $K$ 의 한계치는 정지토압계수  $K_0$ 이다.

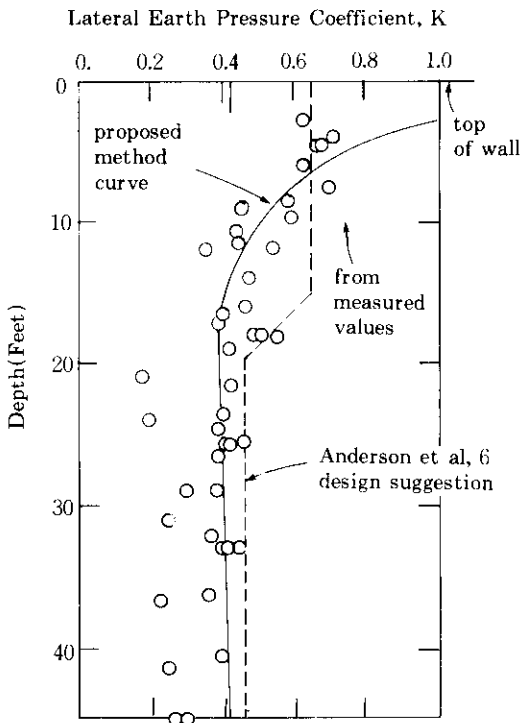


그림 9 Comparison of Lateral Earth Pressure Coefficient as Determined Using Measured Maximum Reinforcement Tension and Proposed Method: Welded Wire Wall, Seattle

또한 welded wire mesh 보강토벽체에 대한 최대인장력 측정치를 토대로 추정된 발생토압계수  $K (=T / (s_r s_r \gamma z))$  값의 크기를 계산치와 서로 비교한 내용이 제시되어 있으며, 비교결과는 그림 9에 도시되어 있다. 그림 9에 따르면, 벽체최상단으로 부터 깊이 5.2m인 지점까지는 다짐영향 때문에 발생토압계수  $K$ 값이 정지토압계수  $K_0$ 보다 더 큰 현상을 나타내고 있으며, 그 아래쪽으로는 뒷채움흙의 자중 등에 의한 연직응력이 다짐에 의해 유발되는 연직응력보다 더 크게 되어, 결국 흙-보강재 상대강성의 증가에 따라 평균발생토압계수  $K$ 값이 한계치인  $K_0$ 에 근접하는 경향을 나타내고 있다.

참고문헌 2에는 설계예가 최종적으로 제시되어 있으며, 적용된 보강토벽체 구성요소의 제원 등은 표2와 같다.

표 2 설계예에 적용된 제원

H	7.6m
$S_v$	0.8m
$S_h$	1.3m
$E_r$	199,946MN/m <sup>2</sup>
R.(allowable stress in the reinforcements)	246MN/m <sup>2</sup>
Q	120 kN
L	2.1m
$\gamma$	20.4kN/m <sup>3</sup>
$\phi'$	37°
k	460
n	0.5

bar-mat 형태(길이  $L_r=6.1m$ , 단면적  $A_r=4.26cm^2$ , 설치간격 0.15~0.6m)의 보강재에 작용하는 최대인장력 T값의 예측은 앞에서 기술된 방법(식(8) 등)을 토대로 이루어 졌으며, 내적안정성은 Christopher 등<sup>11)</sup>이 제안한 방법에 의해 검토되었다(표3). 또한 87 $\mu m$  두께의 zinc coating을 가정하여 부식에 대한 안정성 검토도 Mitchell-Villet 방식<sup>12)</sup>에 의해 100년 후를 대상으로 수행되었다.

표 3 Example Design Summary

Reinforcement layer (1)	Depth (ft) (2)	$\sigma'_z$ (Ksf) (3)	$\sigma'_{\infty, i}$ (Ksf) (4)	$\sigma'_{z, c}$ (Ksf) (5)	$\beta$ (6)	T (Kips) (7)	F <sub>s</sub> pullout (8)	F <sub>s</sub> rupture (9)
1	1.25	0.16	—	—	—	3.11	1.67	7.60
2	3.75	0.49	—	—	—	4.87	1.51	4.84
3	6.25	0.82	—	—	—	6.02	1.92	3.91
4	8.75	1.16	—	2.47	0.58	6.94	2.17	3.40
5	11.25	1.51	—	—	—	7.73	2.31	3.05
6	13.75	1.88	2.47	—	—	8.46	2.69	2.79
7	16.25	2.27	—	—	—	9.13	2.66	2.58
8	18.75	2.68	—	2.68	0.60	10.11	2.74	2.33
9	21.25	3.12	—	3.12	0.65	11.65	2.78	2.03
10	23.75	3.61	—	3.61	0.70	13.27	2.73	1.78

Note : 1 ft = 0.305m : 1 Ksf = 47.88kN/m<sup>2</sup> : 1 Kips = 4.45N.

### 3. 맺음말

본 고를 통해 소개된 내용은 향후 보강토벽체 공법의 해석 및 설계에 관한 연구에 참고가 될 것으로 기대되며, 특히 1장에 기술된 geofabric 보강재의 변형예측에 관해서는 보강재를 따라서의 발휘인장력 예측연구와 더불어 더욱 검토해 볼 내용으로 판단된다.

### 참 고 문 헌

1. Christopher, et al.(1990), Reinforced Soil

Structures, Volume I: "Design and Construction Guidelines," Federal Hwy. Admin. Rep. No. FHWA/RD/89-043.

- Ehrlich, M. and Mitchell, J.K.(1994), "Working Stress Design Method for Reinforced Soil Walls." ASCE, Journal of Geotechnical Engineering.
- Mitchell, J.K. and Villet, W.C.B.(1987), Reinforcement of Earth Slopes and Embankments, NCHRP Rep. No. 290, Transportation Research Board.
- Murray, R.T.(1980). "Fabric Reinforced Earth Walls: Development of Design Equations," Ground Engineering.