

보강재 절단에 의한 보강토옹벽의 파괴에 관한 원심모형실험

Centrifuge Model Experiments on Failure of Reinforced Earth Retaining Walls due to Breakage of Reinforcements

俞南在* · 金榮吉**

Yoo, Nam Jae · Kim, Young Gil

Abstract

Centrifuge model tests were performed to find the capacity and the failure mechanism of reinforced earth retaining wall subjected to the failure due to breakage of reinforcements. Parametric model tests were carried out to figure out effects of factors on the capacity of wall by changing materials of reinforcing strip, strip length, strip arrangement. Tests were analyzed and were compared with the various design methods currently in use to verify feasibility of them. As a result of it, a proper design method was recommended.

요 지

보강재 절단에 의한 보강토옹벽의 파괴시 그의 지내력과 파괴 메카니즘을 조사하기 위하여 원심모형실험을 수행하였다. 보강재의 재질, 길이 및 배열을 변화시키면서 실험을 실시하여 그들이 보강토옹벽의 지내력에 미치는 영향에 관하여 연구하였다. 실험결과를 분석하고 현재 사용되고 있는 여러 설계방법과 비교 검토함으로써 그들의 사용 타당성을 검증하였다. 그 결과로 적정의 설계방법을 제안하였다.

1. 서 론

최근 국내의 급등하는 지가 상승에 따른 토지극대화의 한 방안으로써 많은 옹벽 구조물의 사용이 요구된다. 현재 사용되고 있는 옹벽 구조물은 대부분 콘크리트옹벽으로써 높이의 제한, 기초 지반의 침하, 공기에 따른 경제성 등의 문제점이 제기되는 바, 이러한 구조물의 대체 공법으로 보강토공법의 사용이 요구된다. 보강토 공법은 1963년 H. Vidal에 의

하여 그 원리가 제안된 이래로 그동안 시공의 효율성에 따른 경제성이 입증되어 전세계적으로 많은 수의 보강토 구조물, 특히 보강토옹벽이 시공되었다. 이와 더불어 보강토옹벽을 설계하기 위한 여러 방법들이 제시되었으나, 보강토옹벽의 복잡한 거동 및 파괴 메카니즘 때문에 너무 안전측 또는 경험적인 방법이 사용되고 있는 실정이다. 따라서 보강토옹벽에 관한 기존의 설계 및 해석방법의 재조명을 통하여 그들의 타당성 및 현장 적용 가능성에 대한 검증을 필요로 한다.

기존의 보강토옹벽에 관한 설계방법은 썬기 해석

* 정희원 · 강원대학교 공과대학 토목공학과, 조교수

** 정희원 · 강원대학교 공과대학 토목공학과, 박사과정

법(Wedge Analysis Method)과 응력 해석법(Stress Analysis Method)으로 구별할 수 있다. 썩기 해석법에서는 썩기상의 파괴면과 전면판으로 제한된 주동영역내의 모든 요소가 동시에 극한강도에 도달하였을 때 힘 및 모멘트 평형조건을 고려하여 응력 전반적인 파괴에 대한 안전율을 산정한 반면에 응력 해석법에서는 Rankine의 토압이론에 의한 극한상태의 응력 분포 상태를 구하여 힘의 평형조건을 사용하여 보강재에 유발되는 인장응력을 산정하는 방법으로 최대 인장응력이 유발되는 보강재에 대하여 안전율을 산정하는 국부적인 방법이다.

보강토옹벽에 관한 최초의 해석적 연구는 LCPC⁹⁾에서 보강토옹벽의 내적 안정 문제를 다루는 방법을 제안한 것으로 썩기 해석법과 응력 해석법을 사용하였다. 특히, 응력 해석법에서는 각각의 보강재에 유발되는 최대 인장력을 구하기 위하여 전면판에 작용하는 극한 상태의 수평력과 보강재에 유발되는 인장력의 평형상태를 고려하였다. 영국의 Department of Environment의 Banerjee(1975)는 썩기 해석법을 사용하여 내적 불안정을 해석하는 방법을 제시하였다. 본 방법에서는 가상 파괴면에 작용하는 활동력과 저항력의 평형상태를 고려하는 한편, 가상 파괴면의 각도를 보강재에서 유발되는 인장력의 함수로 가정하여 절단 및 미끄러짐 파괴에 대한 안전율을 산정하였으며 절단파괴시 모든 보강재가 동시에 절단된다고 가정하고 미끄러짐 파괴에 대하여는 유효길이 개념을 사용하였다. Cambridge대학의 연구진¹⁰⁾은 축소된 모형실험에서 얻은 실험결과를 이용하여 보강토옹벽의 전도파괴에 대한 임계 높이를 산정하는 방법을 제안하였다. 종래의 방법에서 사용한 직선형 파괴면의 가정과 달리 이선형 파괴면(bi-linear failure line)을 가정하였다. Juran과 Schlosser(1978)는 파괴면과 전면판에 의해서 한정된 주동 영역에서의 힘 및 모멘트의 평형조건을 고려함과 함께 대수 나선형의 가정된 파괴면에 작용하는 응력분포를 Kötter방정식을 이용하여 해를 구하고, 파괴면이 지나는 위치에서 각종 보강재의 최대 인장력이 발생한다고 가정하여 보강토옹벽의 극한 지지력을 해석하였다. Osman, et al.(1979)은 벽체에 작용하는 토압에 의한 외적 일(External work)과 보강재에 저장된 내적 변형 에너지(Internal strain energy)의 평형 상태를 이용하여 보강토옹벽의 지

지력을 산정하는 에너지 방법을 제안하였다.

한편, 토류구조물의 거동 및 파괴 메카니즘을 연구하기 위한 실물크기의 모형실험은 정확한 실험결과를 얻을 수 있는 장점을 지나나 경제적인 한계성을 갖고 있다. 실내실험실에서 실시하는 종래의 축소 모형실험은 현장의 응력수준을 재현시키지 못함으로 그 실험결과와 타당성에 대하여 부정적인 측면을 지니고 있다. 따라서 현장의 응력 수준을 실내에서 재현시킬 수 있는 실험이 요구된다. 원심모형실험은 축소된 모형을 사용하여 인위적으로 지반의 응력수준을 현장의 응력수준으로 재현시킬 수 있는 방법으로서 종래의 축소된 모형실험과 실물 크기의 실험이 갖는 장점을 동시에 지닐 수 있는 효율적인 실내실험 방법이다.

본 논문에서는 원심모형 실험기를 이용하여 뒷채움재의 자중에 의한 보강토옹벽의 변형 및 파괴 메카니즘을 연구하는데 목적이 있다. 실험에서는 모형옹벽을 원심기에 설치하여 가속시켜 인위적으로 뒷채움재의 자중을 증가시켜서 모형의 파괴를 유도시켰다. 보강재에 Strain Gauge를 부착하여 보강재와 뒷채움재 사이의 응력 전달 기구에 대하여 조사하는 한편, 보강재의 재질, 길이, 배열 등을 변화시키는 매개변수적 모형실험을 실시하여 실험 결과와 기존의 설계 및 해석 방법과 비교·검토함으로써 그의 타당성 및 가정을 검증하였다.

2. 원심모형 실험장치 및 모형제작

보강토옹벽의 응력 수준을 인위적으로 증가시키기 위하여 사용한 원심모형 실험기는 미국 콜로라도 대학이 소재하고 있는 Genesco Model 1230 - 5 가속기이다. 보강토옹벽의 모형을 제작하여 그림 1에 보인 바와 같이 폭 6 in., 길이 16 in., 높이 11.5 in.의 토조내에 설치하였다. 토조의 한 측면은 투명한 Plexiglass를 사용하여 실험 중 모형의 거동을 관찰할 수 있었다.

모형의 뒷채움재($\gamma_{max}=113.3$ pcf, $\gamma_{min}=90.8$ pcf, $G_s=2.71$, $\Phi=45.2^\circ$)는 진동판을 사용하여 90%의 상대밀도로 조밀하게 다진 시료를 사용하였다. 뒷채움재의 제위는 폭 6 in., 길이 9 in., 높이 8 in.로서 원심기의 용량, 보강재 배열, 보강재의 인장강도, 모형기초의 재하를 위한 유압 실린더 장치의

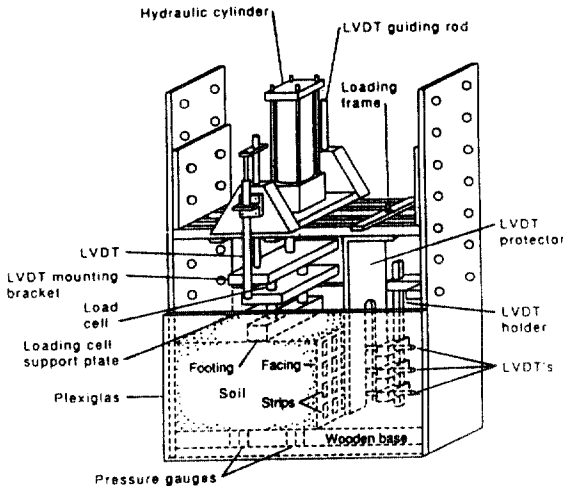


그림 1. Schematic of centrifuge mode wall and instrumentations

용량 및 재원 등을 고려하여 결정하였다. 모형기초는 강성합판을 사용하여 현장에서 강성지반을 모사하였다.

보강재는 0.25 in. 폭의 Strip 형태로서 전면판에 연직 및 수평방향의 일정한 간격으로 Slit을 뚫어 그를 통하여 보강재를 굴절·삽입하여 고정시켰다. 표 1에 보인 바와 같이 보강재의 배열을 4열 8층, 4열 6층, 3열 6층, 3열 4층으로 변화시켰다. 표 2에 보인 바와 같이 실험목적에 따라 다른 종류의 알

루미늄 보강재(AN 형태 : 가정 음식물 포장용으로 작은 인장강도를 지니기 때문에 절단실험에 사용, AK 형태 : 보강재에 유발되는 인장력 측정을 위한 계측실험에 사용, AC 형태 : 전면판으로 사용하며 그 크기는 폭 6 in., 높이 8 in.)를 사용하였다. 흙과 보강재 사이의 마찰계수는 직접 전단시험과 인발시험을 실시하여 구하였다¹³⁾. 전면판의 횡방향 변위를 측정하기 위하여 3개의 선형 전압 변위 측정기(Linear Voltage Displacement Transducer)를 전면판 앞에 2 in.의 연직간격으로 설치하였다. 모형의 저면에 2개의 압력계(Pressure Gauge)를 설치하여 연직응력의 분포를 측정하였다¹⁴⁾. 모형기초의 크기는 폭 1 in., 길이 6 in., 높이 1 in.로 모형기초에 하중을 가할 수 있도록 유압 실린더 장치를 설치하였다. 응력계(Load cell)와 선형 전압 변위 측정기(LVDT)를 부착하여 모형기초에 가하여진 연직하중과 연직 변위를 각각 측정하였다.

3. 결과분석

뒷채움재의 자중하의 모형용벽의 거동 및 파괴 메카니즘을 연구하여 그의 극한 지지력을 조사하기 위하여 보강재에 유발되는 인장력 측정을 위한 Strain gauge를 부착하지 않은 절단실험과 부착한 계측실험으로 구별하여 원심모형실험을 실시하였다. 절단실험에서는 비교적 인장강도가 작은 보강재를

표 1. List of reinforcing strip arrangements

Strip configurations	Total No. of strips		Spacing (in.)	
			S_v	S_h
3 columns×4 layers	12	0.25	2	2
3×6	18	0.25	1.33	2
4×6	24	0.25	1.33	1.5
4×8	32	0.25	1	1.5

표 2. List of material properties of reinforcing strips and facing

Material	Width(in.)	Thickness(in.)	Break Tensile Strength(lbs)	Frictional coefficient		Remarks
				pull-out	Direct Shear	
AN Alum.	0.25	0.001	4	N.A.	N.A.	Break Test
AK Alum.	0.25	0.037	19	0.64	0.51	Strain Gauged Test
AC Alum.	0.25	0.0155	103	0.50	0.49	Facing

사용하여 뒷채움재의 중력 증가에 의한 보강재 절단을 유도하여 모형을 파괴시키는 한편 보강재의 배열 및 길이를 변화시키면서 실험을 실시함으로써 그에 따른 옹벽의 지지력에 미치는 영향에 대한 연구를 위한 매개변수적 실험을 수행하였다. 실험 중 모형의 저면에 발생하는 연직응력 및 전면판의 횡 방향 변위를 측정하는 한편, 실험 후 보강재 절단점의 궤적을 측정하였다.

그림 2는 보강재의 배열이 4열 8층(B4×8), 4열 6층(B4×6)의 모형실험 결과로서 보강재 길이에 따른 파괴시의 중력수준을 보여준다. LCPC의 사다리꼴 연직응력 분포법을 사용하여 구한 이론치와 실험치를 비교한 결과 실험치가 이론치보다 두 배 정도 크음을 알 수 있다. 따라서, 이 방법은 모형의 지지력을 산정하는데 있어서 너무 안전측의 설계법임을 알 수 있다. 보강재 길이가 짧아짐에 따라 파괴시 중력수준이 저하됨은 보강재 길이가 보강영역 뒷면에 작용하는 횡방향 토압에 의한 전도 모멘트에 미치는 영향으로 판단된다. 한편, 전도파괴를 일으키는 보강재 길이에 대한 옹벽 높이의 최소비를 Cambridge 방법¹¹⁾을 사용하여 계산한 결과, 옹벽 높이 8 in.에 대하여 전도파괴를 일으키는 보강재의 임계길이가 1.2 in.였다. 따라서 이 방법을 이용한 전도 파괴에 대한 옹벽높이의 산정은 실험결과와 근접함을 알 수 있다.

전면판의 강성도가 옹벽의 지지력에 미치는 영향을 조사하기 위하여 알루미늄 전면판의 두께를 0.0037 in.에서 0.015 in.로 달리하여 실험을 실시하

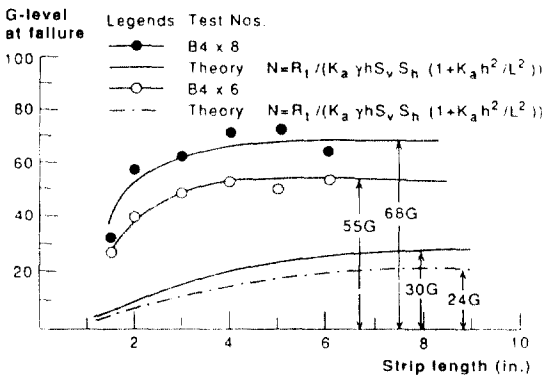


그림 2. Gravitational level at failure for model walls with 4×8 and 4×6 strip arrangements

였다. 그림 3은 중력수준에 따른 전면판의 횡방향 이동 변위를 보여준다. 비교적 얇은 전면판 두께를 가진 B4×6-5-b(B : 절단실험, 4×6 : 보강재 열×보강재 층, 5 : 보강재 길이)의 모형이 상대적으로 두꺼운 B4×6-5-a의 모형보다 낮은 중력수준에서 파괴되었다. 실험 완료 후, B4×6-5-b의 실험에서는 실험 중 전면판의 이동 변위를 측정된 결과 옹벽 중간부에서 전면판의 휨 파괴가 관측되었다. 한편, 옹벽 저면에서 측정된 연직응력은 B4×6-5-a 보다 B4×6-5-b의 실험결과에서 더 크음을 측정하였다. 이와 같은 현상은 전면판의 강성도가 전면판과 뒷채움재의 상대변위에 미치는 영향으로 해석할 수 있다. 연성 전면판을 사용하는 경우 강성 전면판을 사용하는 경우보다 전면판과 뒷채움재 사이에서 발생하는 상대적 연직변위가 적으므로 전면판에 적은 마찰력이 유발되어 큰 연직응력이 발휘됨으로 낮은 중력 수준에서 모형의 파괴가 발생한다.

그림 4는 보강재의 밀도가 3열 6층, 3열 4층인 모형옹벽에 대하여 보강재 길이에 따른 파괴시의 중력수준을 나타낸다. 비교 결과 전술의 실험결과와 일관성 있음을 알 수 있다. 전도파괴에 대한 보강재의 임계길이는 보강재의 배열에 상관없이 1.4 in.로 측정되었다.

한편, 그림 5는 보강재의 배열이 4열 8층인 모형 옹벽에 대하여 보강재의 절단파괴시 모형 저면에 발생하는 연직응력 분포를 보여준다. 측정된 연직응력을 토파하중으로 나누어 줌으로서 무차원 상수로 표시하여 도시하였다. LCPC방법에 의하여 산정된 값과 비교하여 볼 때, 측정치가 예측치와 비슷한 경향을 보이니, 전면판 바로 후면에서는 측정치가

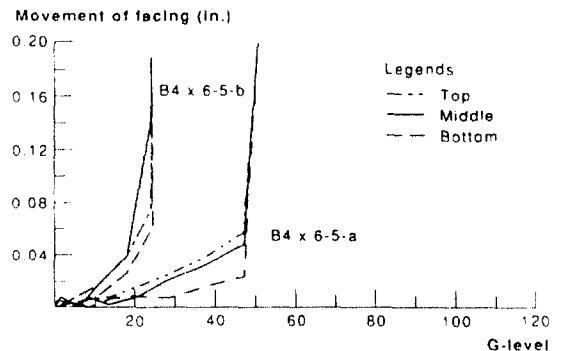


그림 3. Horizontal displacements of facings

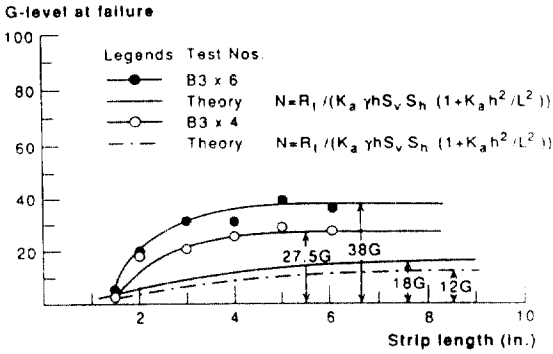


그림 4. Gravitational level at failure for model walls with 3×6 and 3×4 strip arrangements

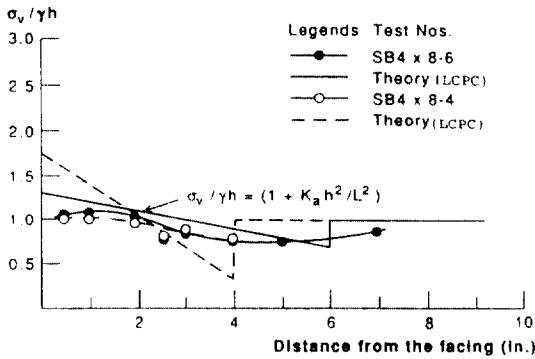


그림 5. Vertical stress distributions on the base of model walls

이론적으로 산정된 연직응력보다 작다. 이것은 전면판상에 유발되는 마찰에 의한 것으로 볼 수 있다. 보강재의 길이가 4 in.일 때 이론치와 예측치가 상당한 차이를 보인다. 이러한 경향은 보강재 길이가 짧을수록 전면판의 큰 횡방향 변위를 유발시킴에 따라 전면판과 보강재 사이의 큰 상대변위에 의한 마찰력 증가에 기인한 것으로 판단된다.

그림 6은 보강재 절단점의 궤적을 추적함으로써 얻은 결과를 나타낸다. 보강재의 밀도(실험 4×8-6)가 조밀할수록 파괴면의 형상이 Coulomb의 직선적 파괴선보다는 대수 나선(log - spiral)에 가깝다. 옹벽 저면부에서는 Coulomb의 파괴선과 일치하나 상단부에서는 거의 수직적으로 변화하였다. 그러나, 느슨한 보강재 배열(실험 3×4-6)을 가진 모형옹벽은 Coulomb의 파괴선에 가깝다. 만약 보강재가 없는 경우에는 Coulomb의 파괴선과 일치할 것이다. 한편,

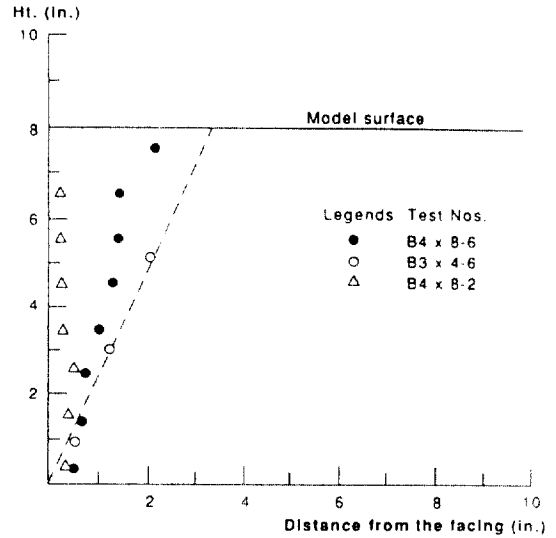


그림 6. Locus of positions of broken strips

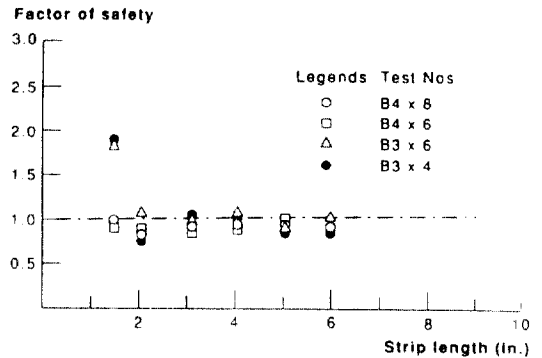


그림 7. The estimated factor of safety against breakage failure by the DoE method

보강재의 배열이 조밀하고 보강재의 길이가 짧은 모형옹벽(실험 4×8-2)을 사용한 경우에는 절단점의 궤적이 상단부에서는 전면판 근처인 반면에 하단부에서는 전면판으로 부터 약간 떨어진 곳에 위치하였다. 이러한 현상은 옹벽의 급속 파괴로 인하여 뒷채움재의 횡방향 토압의 전면판상에 작용하는 동적 충격으로 인한 진행성 파괴형태로 설명할 수 있다.

그림 7은 DoE 방법³⁾에 의하여 산정된 안전율이 실험결과와 일치함을 보여준다. 이 방법에서는 파괴시 모든 보강재가 동시에 극한강도에 도달한다고 가정하였으나 최대 인장력이 발생하는 임계 보강재

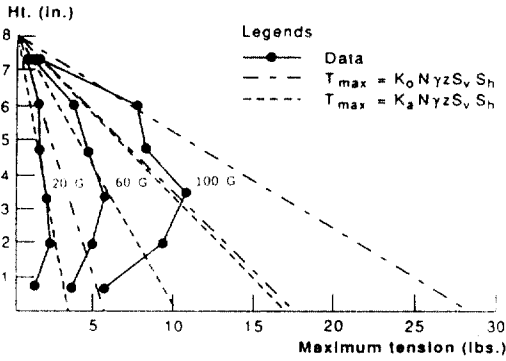


그림 8. The distribution of the measured maximum tensions with depth

의 우선적인 파괴 발생 후 인접한 보강재의 순차적인 절단형태의 진행성 파괴양상을 관찰한 실험결과를 고려할 때 이 방법은 안전측의 설계로 간주되었다. 그러나 이 방법에서는 전면판 및 모형저면에 발생하는 마찰력에 의한 응벽의 지지력 증가를 고려하지 않은 부분을 감안할 때 두 개의 상반된 요인이 서로 상쇄된 것으로 추정된다. 최대 인장력이 유발되는 임계 보강재의 절단과 더불어 연속적으로 인접한 보강재의 절단 진행에 의한 전체 보강토응벽의 파괴, 즉 진행성 파괴 메카니즘을 고려할 때, 보강재 절단에 의한 응벽의 파괴에 대한 안전율 산정에 있어서 응벽 전체의 파괴에 대한 안전율을 고려한 쉐기 해석법보다 진행성 파괴의 양상에 근거한 응력 해석법의 사용이 타당성이 있다고 판단된다.

한편, 보강재에서 유발되는 인장력의 분포를 알아보기 위하여 Strain gauge를 부착한 계측실험을 실시하였다. 그림 8은 4열 6층의 보강재 배열, 6 in.의 보강재 길이를 갖는 모형실험에서 응벽 높이에 따른 최대 인장력의 변화를 나타낸 것이다. 20 G 실험에서는 비록 측정치의 분산이 있지만 응벽의 깊이가 증가함에 따라 거의 선형적으로 증가하였다. 그러나, 60 G 실험은 모형응벽의 저면으로 갈수록 최대 인장력이 감소하였다. 100 G 실험은 응벽 높이의 2/3 지점을 통과하면서 부터 인장력이 현저히 감소하였다. 이 결과를 K_0 와 K_a 선과 비교하여 볼 때 응벽 상단부에서의 인장력은 K_0 선에 가까운 반면에 중간부는 K_a 선과 가까우며 응벽 저면부에서는 K_0 선 보

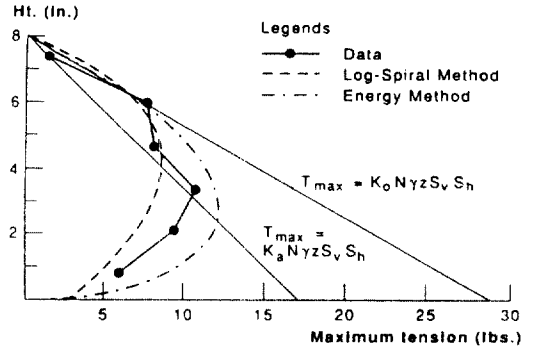


그림 9. Comparisons of the measured maximum tension with design methods

다도 작게 나타난다. 연구에 의하면 이러한 인장력의 변화는 시공과정^{4,6)}, 다짐 효과^{5,6)}, 전면판과 응벽 저면에서 유발되는 마찰⁷⁾, 흙의 팽창(Dilatancy)과 관련된 겉보기 마찰계수^{1,10)}, 벽체 상단부를 중심으로 한 벽체의 회전⁶⁾ 등의 요인에 기인한다고 보고되고 있다.

그러나, 본 실험조건에서는 모형 제작시 진동에 의하여 뒷채움재의 성형과 더불어 정지토압 상태를 유지하였기 때문에 뒷 채움재의 다짐방법, 시공과정은 이러한 인장력의 변화를 설명할 수 있는 요소라고 할 수 없다. 따라서, 벽체의 이동, 흙의 팽창 효과, 전면판과 응벽 저면에서 유발되는 마찰은 깊이에 따른 인장력의 변화를 설명하는데 타당하다고 본다. 한편, LCPC방법에서는 극한 보강재를 가장 아래층에 위치한다고 가정하였으나, 최대 인장력이 모형 응벽의 중간부분의 보강재에서 측정되었다. 이와같은 가정의 불일치가 절단실험 결과에서 보여준 바와 같이 LCPC방법은 응벽의 지지력을 과소 평가하고 있음을 알 수 있다.

그림 9는 100 G 상태에서 활동선법과 에너지 방법에 의하여 이론적으로 산정된 최대 인장력값과 실험치를 비교한 결과를 보여준다. 활동선법에서는 하부에서 불일치를 제외하고 전반적으로 일치된 인장력 분포를 보여주고 있다. 한편, 에너지 방법에 의하여 산정된 최대 인장력값은 측정치와 근사함을 보여준다.

4. 결 론

보강토옹벽에 관한 원심모형실험 결과를 기존의 설계 및 해석 방법과 비교한 결과 다음의 결론을 얻었다.

1) Rankine의 사다리꼴 연직응력 분포를 사용한 LCPC의 설계법은 보강재 파괴에 의한 보강토옹벽의 내적안정에 대한 안전을 산정에 있어서 너무 안전 측이다.

2) 보강토옹벽의 전도 파괴시 보강재 임계길이 산정을 위한 Cambridge방법은 실험결과와 일치하였다.

3) 전면판의 강성도에 따른 전면판에 유발되는 마찰력은 보강토옹벽의 지지력에 큰 영향을 미친다.

4) 보강재에 유발되는 최대 인장력 분포에 관한 실험결과는 활동선법과 에너지 방법에 의한 값과 근접하였다.

5) 보강재 절단에 의한 보강토옹벽의 파괴에 대한 안전을 산정에 있어서 썩기 해석법보다 진행성 파괴에 근거한 응력 해석법의 사용이 추천된다.

참 고 문 헌

1. Alimi, I., Bacot, J., Lareal, P., Long, N. T. and Schlosser, F. (1977). "Adherence between Soil and Reinforcement Insitu and in the Laboratory". *Proc. 9th Int. Conf. SMFE*, Vol. 1, pp. 11 - 14.
2. Al-Hussaini, M. M. and Perry, E. B. (1978). "Field Experiment of Reinforced Earth Wall". *J. Geot. Eng. Div. Proc. ASCE*, Vol. 104, GT3, pp. 307 - 322.
3. Banerjee, P. K. (1975) "Principles of Analysis and Design of Reinforced Earth Retaining Walls". *J. Instn. Highw. Engrs.*, 22, No. 1, pp. 13 - 18.
4. Baquelin, F. (1978). "Construction and Instru-

- mentation of Reinforced Earth Walls in French Highway Administration". *Proc. ASCE Sympo. Earth Reinforcement*, Pittsburgh, pp. 186 - 201.
5. Finlay, T. W. and Sutherland, H. B. (1977) "Field Measurements on a Reinforced Earth Wall at Granton". *Proc. 9th Int. Conf. SMFE*, Vol. 2, pp. 511 - 516.
6. Juran, I. and Schlosser, F. (1978). "Theoretical Analysis of Failure in Reinforced Earth Structures". *Proc. ASCE Symp. Earth Reinforcement*, Pittsburgh, pp. 528 - 555.
7. Lee, K. L., Adams, B. D., and Vagneron, J. J. (1973). "Reinforced Earth Retaining Walls". *J. SMFE Div. Proc. ASCE*, 99, No. SM10, pp. 745 - 764.
8. Osman, M. A., Finlay, T. W. and Sutherland, H. B. (1979). "The Internal Stability of Reinforced Earth Walls". *Proc. Int. Conf. Soil Reinforcement*, Paris, Vol 7, pp. 107 - 112.
9. Schlosser, F. and Vidal, H. (1969) "*Lateree armee*". *Bull. de Liais*, No. 41, pp. 104 - 144.
10. Schlosser, F. and Elias, V. (1978). "Friction in Reinforced Earth". *Proc. ASCE Symp. Earth Reinforcement*, Pittsburgh, PP. 735 - 762.
11. Smith, A.K.C. and Bransby, P.L. (1976) "The Failure of Reinforced Earth Wall by Overturning". *Geotechnique* Vol. 26, No.2 PP. 376 - 381.
12. Yoo, N. J. (1988). "*Centrifugal Model Experiments of Reinforced Earth Retaining Walls*". Ph.D. Thesis, University of Colorado, Boulder.
13. Yoo, N. J. (1989). "An Experimental Study on Frictional Behavior between Soil and Reinforcements". *J. of Korean Society of Geotechnical Engineering*, Vol. 5, No. 3, pp. 51 - 59.
14. Yoo, N. J. (1990). "Development of Rigid Boundary Pressure Gauge". *J. of Korean Society of Civil Engineering*, Vol. 10, No. 1, pp. 135 - 143.

부 록

1 in. = 0.0254 m 1 lbs. = 0.45359 kg
(接受 : 1991. 9. 4)