

비정착 띠보강재의 역T형 옹벽 보강효과에 관한 모형실험

Model Tests on the Reinforcement Effect of Unattached Strips to
the Cantilever Retaining Wall

한 경 제*¹

Han, Kyeong - Je

김 운 영*²

Kim, Oon - Young

김 명 모*³

Kim, Myoung - Mo

ABSTRACT

To verify the reinforcing effect of the strips which are inserted in the backfill, but not connected to the face wall, model tests are executed. As the reinforcing effect is expected to reduce the active thrust acting on the retaining wall, test programmes included the measurements of the thrust. As a result, it is ascertained that the active thrusts are reduced by as much as 50%.

Besides, efficient arrangement and the optimum length of the strips are verified. And the observation of the failure planes indicated that their locations, which moved toward the wall as the number of reinforcing strips are increased, are close to the Rankine's hypothesis.

요 지

비정착식 보강토 뒷채움으로 구성된 옹벽은 종래의 분리형 전면판요소와 보강재의 결합으로 이루어진 연성옹벽 형식과는 달리 일체식 강성옹벽으로 설계된다. 이 경우 옹벽의 뒷채움 흙속에 설치된 띠보강재의 보강효과로 인하여 옹벽에 작용하는 토압이 감소할 것으로 기대되는데, 이를 확인하기 위하여 실내모형실험을 수행하였다.

역T형 벽체의 뒷굽길기와 보강재의 배치를 달리하여 모형실험을 실시한 결과 본 모형옹벽의 경우 뒷굽길기가 벽체높이의 0.1배와 0.12배일 때 무보강상태에서는 전도파괴를 일으키는 반면에 보강재를 삽입한 경우에는 안정을 유지함으로써 보강재의 효과를 확실하게 증명하였다. 이 형상의 옹

*1 정회원, (주) 유신 코퍼레이션 건설기술연구소 차장

*2 정회원, 육군사관학교 토목공학과 부교수

*3 정회원, 서울대학교 공과대학 토목공학과 교수

벽에 대해 효율적인 보강간격으로 보강재를 배치한 결과 벽체의 단위길이당 전도모멘트가 무보강 상태에 비해 약 50% 정도 감소하였다. 또한 보강재의 길이가 옹벽 높이의 0.6배 이상이 되어야 보강재의 보강효과가 발휘되는 것으로 나타났다. 한편 역T형 옹벽의 파괴면은 Rankine파괴면에 가깝게 가상배면 내·외측으로 형성된 두개의 곡선으로 관측되었다. 이 때 외측 파괴면은 직선에 가까운 곡선형태이며, 보강재의 개수가 증가함에 따라 벽체쪽으로 가깝게 나타났다.

Keywords : Unattached reinforced backfill, Cantilever retaining wall, Reinforcement effect, Earth pressures, Model test.

1. 서 론

토목공학의 발달과 함께 보다 경제적이고 안정성이 높은 새로운 건설재료를 개발하기 위한 많은 노력이 계속되어 왔다. 그 중에서도 흙에 천연재료인 대나무, 버드나무, 갈대줄기 등의 보강재를 섞은 재료는 오래전부터 흙쌓기에 널리 이용되어 왔다. 이것은 흙이 그 자체적으로는 강도가 뛰어나지 못하지만 다른 재료와 복합하여 사용함으로써 보다 효과적인 건설재료가 될 수 있다는 점 때문이다. 이와 같이 흙을 주체로 한 성토체 속에 토류벽체에 연결된 인장력이 큰 스트립 형태의 보강재를 일정한 간격으로 매설하여 토류구조물을 축조하는 공법을 보강토공법이라고 한다. 이 공법은 옹벽은 물론 교대, 댐, 기초슬래브 등과 같은 다양한 토류구조물 건설에 사용할 수 있는 효율적인 공법이다.

최근에는 앞에서 언급한 보강재를 토류벽체에 연결시키지 않는 보강토 공법(이후, 비정착 보강토 공법)이 소개되어 관심을 불러일으키고 있으나 아직까지 현장에 적용된 사례는 없고 연구단계에 있다. 비정착 보강토 공법에서는 기존의 벽체 연결식 보강토공법에서와 같이 각각이 독립된 전면판으로 이루어진 연성벽체를 사용할 수 없다. 따라서 벽체를 재래식 옹벽과 같은 일체형 강성옹벽으로 설계해야 하는데, 이 때 띠보강재의 토압 감소 효과로 인하여 보강토 강성옹벽의 단면은 재래식 강성옹벽의 단면보다 작아질 수 있을 것으로 기대된다. 비정착 보강토 공법은 벽체연결이 필요 없다는

점에서 벽체연결식 기존 보강토 방식에 비해 시공상의 잇점이 있고, 일반 옹벽의 안정성을 더욱 증대시키면서 벽체단면의 감소효과를 기대할 수 있으나 보강재의 효율성이 낮고 재래식 일반 옹벽공법과 같은 방법으로 시공되어야 하는 단점도 있다.

본 연구에서는 모형실험을 통하여 비정착 보강토 공법에서 띠보강재의 토압감소효과를 정량적으로 분석하고 최적의 띠보강재 위치 및 길이등을 고찰하고자 한다.

2. 모형실험

2.1 실험장치의 구성

모형벽체를 I형 및 역T형으로 제작하고 뒷채움 흙 속에 보강재를 벽체와 연결시키지 않은 채 여러 가지 형태로 배열하여 실험하였다. 전체적인 실험 장치의 개략도는 그림 2.1 과 같다.

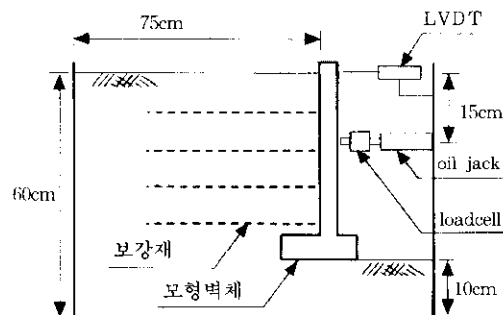


그림 2.1 역T형 보강토 옹벽 모형실험 장치

모형토조는 두께 20mm의 알루미늄 강판을 사용하여 길이 105cm 높이 60cm 너비 75cm의 크기로 제작하였으며 파괴면을 관찰하기 위해 한쪽 측면은 20mm두께의 강화 유리판을 사용하였다. 또한 벽체의 상단에 LVDT 를 설치하고, 상단으로부터 15cm 아래에 용량 300kg의 하중계를 설치하여 각각 벽체의 상단변위와 벽체에 작용하는 힘을 측정할 수 있도록 하였다. 기초지반 및 벽체의 뒷채움은 모형토조 상단에 설치된 레이닝상자를 이용하여 형성하였다. 실험시 뒷채움 흙으로 사용한 주문진 표준사의 물리적 성질은 표 2.1 과 같다.

표 2.1 주문진 표준사의 물리적 성질

비 중		2.61
최대 건조 단위중량 (g/cm^3)		1.678
최소 건조 단위중량 (g/cm^3)		1.391
상대밀도에 따른 흙의 내부마찰각 ($^{\circ}$)	$D_r = 43\%$	32.35
	$D_r = 70\%$	39.80
	$D_r = 87\%$	43.52

모형벽체는 가벼우면서도 강성을 지닐 수 있도록 두께 12mm의 합성목재판 두장을 겹쳐서 제작하였으며, 모형벽체의 양측면에 너비 3cm의 OHP용 필름을 부착하여 실험시 토조 측벽과 벽체의 마찰을 감소시키고 뒷채움 흙의 유실을 방지할 수 있도록 하였다. 한편 벽체에 작용하는 토압에 영향을 미치는 벽체-뒷채움 흙 사이의 마찰각을 정량화 하기 위하여 벽체 배면에 주문진 표준사를 본드로 촘촘히 접촉시켰다. 이는 뒷채움 흙과 벽 사이의마찰을 최소화하는데는 한계가 있기 때문에 오히려 이를 흙의 내부마찰각에 근접하게 가정하여 해석하고자 하기 때문이다. 그러나 그렇게 하더라도 가정치와 실제의 값에서 오차가 발생할 수 있기 때문에 Hausmann & Lee(1978)의 연구결과에서도 제시된 바와 같이 모형실험의 결과로서 벽체에 걸리는 토압보다는 벽체의 전도모멘트를 정량화 하여 동일 경계조건상에서 보강효

과를 비교하였다.

한편, 뒷채움 흙 속에 설치할 보강재로는 두께 0.2mm, 너비 1.5cm의 알루미늄 스트립을 사용하였다.

실험은 주로 역T형 벽체에 대한 비정착 보강재의 보강효과를 파악하는데 주안점을 두었으며, 벽체의 형상에 따른 전도모멘트의 감소 효과를 비교하기 위해 I-형 벽체에 대한 간단한 실험도 수행하였다. 실험시 여러 가지 방식으로 구성한 강성 보강벽체 또는 무보강 벽체에 작용하는 힘과 벽체 상단변위의 측정, 파괴면 측정으로서, 이러한 측정치들을 분석하여 벽체의 형상에 따른 거동 양상 및 보강 효과를 알아보았다.

처음 벽체를 설치하기 전 토조의 바닥에서 10cm 두께의 모형 기초지반을 조성하고 난 후, 벽체를 설치하고 벽체의 상단을 클램프로 고정시킴으로써 뒷채움 형성시 벽체의 유동을 방지하였다. 기초지반은 레이닝 방식을 이용하여 상대밀도 70%로 형성한 후 벽체가 정지된 상태에서 로드셀을 부착한 유압잭을 벽체 상단에서 15cm 아래에 위치시키며 상단변위 측정을 위한 LVDT를 벽체 상단 및 로드셀 설치지점과 동일한 높이에 위치시켜 실험을 준비했다. 실험을 시작하기 전 각 계측기의 영점을 조정한 후 클램프를 제거하여 초기상태에서 벽체에 걸리는 힘과 변위를 측정하였으며, 이 후 유압잭을 벽체의 이동 방향으로 0.5mm/min의 일정한 속도로 천천히 이동시키면서 유압잭에 걸리는 하중을 로드셀을 이용하여 측정하였다.

실험시 뒷채움을 형성할 때는 일정한 층간격 마다 색소 모래 띠를 설치함으로써 파괴시 토조의 측면에 설치된 유리를 통해 채색된 모래층의 파단면 으로부터 파괴면을 측정할 수 있게 하였다.

2.2 모형벽체에 작용하는 토압

벽체에 작용하는 실제 토압의 크기와 분포 형태에 대해서는 Terzaghi가 실험을 통해 주동

토압 합력의 작용점이 벽체의 바닥에서 벽체 높이의 0.40~0.45배 되는 지점이라고 제안한 이후, 아직까지도 많은 논의가 진행되고 있다.

Coduto(1994)는 현장계측 결과를 근거로 벽체에 작용하는 토압합력의 위치가 Rankine 토압이론에 근거한 1/3H 지점 보다 훨씬 높기 때문에 Duncan 등의 제안과 같이 바닥에서 벽체 높이의 40% 되는 지점에 정할 것을 제안하였으며, 이와 같은 이론치와 실제 작용위치의 차이는 흙의 야칭현상과 벽체 상단과 하단 사이에 있는 흙의 변형률이 다른 점등에 기인한다고 설명하였다. 또한 미국의 도로교 시방서에서도 토압의 작용점을 벽체의 바닥에서부터 0.4H 높이의 지점으로 할 것을 규정하고 있다. 토압합력의 작용점에 관한 제안들을 종합하여 표 2.2 에 수록하였다.

표 2.2 토압 작용점의 위치

제안자	토압합력의 작용위치	비고
Rankine 토압 이론	0.33H	
Terzaghi	0.40~0.45H	주동토압
Sherif	0.42H	정지토압
Duncan et al.(1990)	0.40H	
미국 도로교 시방서	0.40H	LRFD

토압합력의 작용점을 Rankine 이론과 다르게 보기 위해서는 토압의 분포도 기존의 삼각형 분포와 다르게 가정할 필요가 있다. Terzaghi를 비롯한 여러 연구자들이 실험 결과에 근거하여 주동토압의 분포형태가 거의 포물선 형태임을 밝힌바 있으나, 실험의 결과가 반드시 현장상황을 반영하지는 않기 때문에 이를 정확한 토압의 분포로 보기는 어렵다. 이와 같은 관점에서 Hausmann & Lee(1978)등은 토압을 평가하기 위해서는 벽체에 작용하는 힘 자체보다는 전도에 대한 벽체의 안정성과 직접 관련이 있는 벽체 하단 힌지에 대한 모멘트에 관한 항으로 표현하는 것이 좋다고 주장하였다. 실제로

실험시 벽체의 상단변위는 LVDT로 직접측정이 가능하다. 벽체에 작용하는 전체 토압은 분포와 작용점을 어떻게 보느냐에 따라 로드셀의 측정치에 대한 해석이 달라지기 때문에 직접적인 비교가 어렵기 때문이다. 따라서 본 연구에서는 벽체에 걸리는 힘을 측정후 그림 2.2 와 같이 토압에 의한 모멘트와 벽체를 안정시키려는 모멘트의 평형으로부터 벽체의 단위폭당 작용하는 토압에 의한 전도 모멘트로 환산하여 평가하였다.

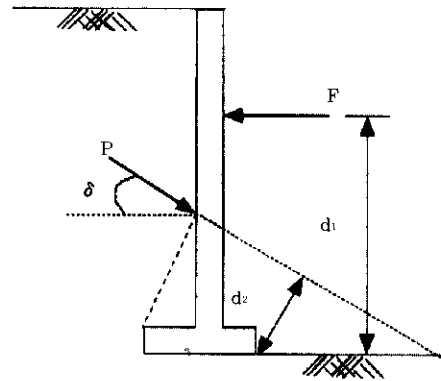


그림 2.2 모형벽체에 작용하는 힘

그림 2.2의 모멘트 평형조건 으로부터 벽체에 작용하는 토압에 의한 모멘트는 반대편에 설치된 유압잭에 걸리는 힘에 의한 반력모멘트와 평형을 이룬다. 이 때 토압과 유압잭의 반력은 작용위치가 틀리기 때문에 이 값들에 각각의 높이를 곱하여 모멘트 항으로 비교해 보면 서로 동일한 값을 갖게된다. 이를 식으로 표현하면 다음과 같은 관계가 성립된다.

$$M_o = P \times d_2 = F \times d_1 \quad (2.1)$$

*여기서,

M_o : 벽체의 단위폭당 작용하는 전도 모멘트 (kg · cm/cm)

F : 유압잭이 받게 되는 반력(kg/cm)

P : 토압의 합력(kg/cm)

d_1, d_2 : 유압잭의 반력 및 토압합력에 대한 모멘트 팔 길이(cm)

식(2.1)에서 d_2 의 위치를 정확히 모르기 때문에 반력전도모멘트 $F \cdot d_1$ 을 안다고 하여도 토압을 구할 수는 없다. 다만, 반력전도모멘트끼리의 비교를 통하여 감소 또는 증가량을 비율로 나타내면 이 값은 토압의 감소 또는 증가비와 동일하다.

2.3 실험결과 및 분석

2.3.1 벽체의 형상변화에 따른 전도모멘트

무보강 상태에서 역T형 벽체의 뒷굽길이 변화에 따른 전도모멘트의 감소효과, 즉 토압감소효과를 알기 위해 뒷굽길이를 0.10H, 0.12H, 0.15H, 그리고 0.20H 등으로 변화시켜가며 실험하였다.

또한 벽체에 걸리는 순수 전도모멘트의 크기를 알기 위해 I형 벽체에 대한 실험도 수행하여 역T형의 경우와 비교하였다. 그림 2.3 에 도시한 실험결과를 보면 뒷굽길이가 증가함에 따라 주동상태의 전도모멘트는 점점 감소하며 뒷굽길이 0.15H 이상인 경우는 일정한 벽체변위 이후에 안정됨을 알 수 있다.

그림 2.3에서 I형 벽체의 경우는 주동상태 이후 벽체의 상단변위가 급격히 증가하면서 주동전도 모멘트의 완만한 감소를 계속해서 나타내는 반면, 역T형의 경우는 상단변위 0.015H

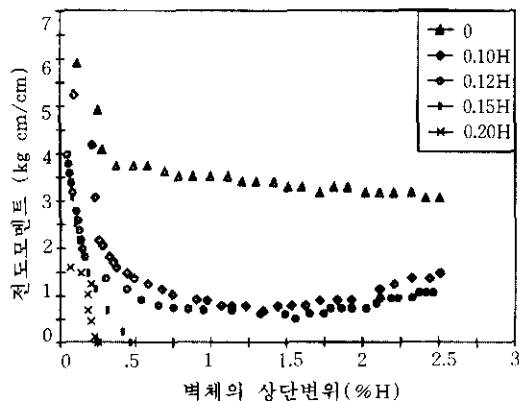


그림 2.3 역T형 옹벽 뒷굽길이 증가에 따른 전도모멘트 감소 효과

에서 부터 전도모멘트가 다시 상승하고 있음을 나타낸다. 이는 상단변위 0.015H 이상에서 벽체의 뒷굽에 실린 흙의 무게로 인해 전도모멘트가 증가하고 있기 때문이라고 생각된다. 이와 같은 경향은 보강재를 설치한 경우에서도 동일하였다.(그림 2.4~그림 2.8참조) 한편 벽체의 뒷굽길이 0.15H와 0.20H에서는 각각 벽체의 상단변위 0.004H와 0.0025H 부근에서 응력평형상태에 이르러 안정을 보인다.

2.3.2 뒷채움 보강에 의한 전도모멘트 감소 효과

I형 옹벽에 대한 실험에서 보강재의 수평 수직 간격을 13.5cm로 하여 4개층에 각층당 5개씩 배열하여 실험한 후 무보강 상태의 실험결과와 비교하였다. 실험결과를 도시한 그림 2.4에서 보는 바와 같이 초기 상태의 전도모멘트는 $5.60 \text{ kg} \cdot \text{cm/cm}$ 로 무보강의 경우(5.91)에 비해 별 차이를 나타내지 않았으나 파괴에 도달한 후 잔류 전도모멘트의 크기는 무보강의 경우에 비해 평균 48% 정도의 전도모멘트 감소효과를 보였다.

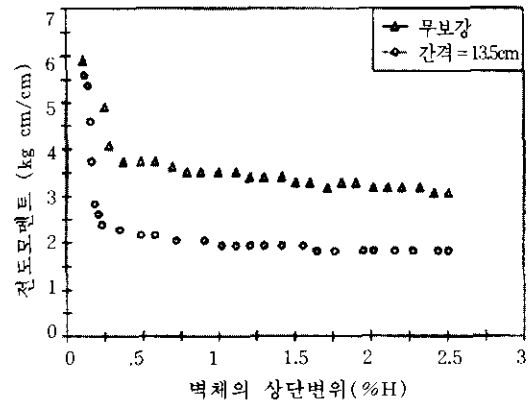


그림 2.4 I-형 벽체에 대한 보강효과

한편 역T형 벽체의 뒷굽길이가 0.10H와 0.12H인 경우에 대해서 벽체가 안정에 이

때 까지 보강재의 밀도를 증가시켜가며 실험한 결과를 각각 그림 2.5와 그림 2.6에 나타내었다.

뒷굽길이 0.10H에서는 보강재 간격이 9cm이하인 경우에 벽체가 안정함을 보였으며, 0.12H에서는 보강재 간격이 17.3cm이하인 경우에 안정함을 보였다. 이 때 벽체에 작용하는 전도모멘트는 뒷굽길이 0.10H인 역T형 벽체에 보강간격 9cm로 보강재를 배열한 경우가 무보강에 비해 54%의 감소효과를 보였으며, 뒷굽길이 0.12H인 역T형 벽체에 보강간격 17.3cm로 보강재를 배열한 경우는 무보강에 비해 약

50%의 감소효과를 나타내었다.

한편 보강 뒷채움을 하고도 파괴상태에 이른 때의 전도모멘트를 무보강 상태의 경우와 비교하여 보면 벽체의 뒷굽길이와 보강재 배치 간격에 따라 파괴전도모멘트가 달라짐을 알 수 있다. 역T형 벽체의 뒷굽길이 0.10H에 대해서 보강재의 간격을 17.3cm 및 11.0cm로 하여 보강한 경우는 벽체에 작용하는 잔류 전도 모멘트가 1.93에서 각각 0.41과 0.27로 감소되어 보강간격이 줄어들수록 잔류전도모멘트도 점차로 감소되는 효과를 보인다.

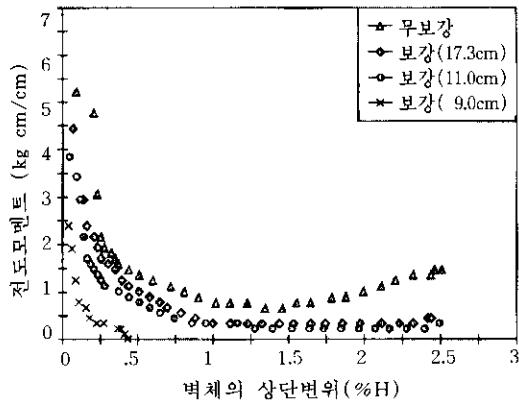


그림 2.5 뒷굽길이 0.10H인 역T형 옹벽에 대한 보강효과

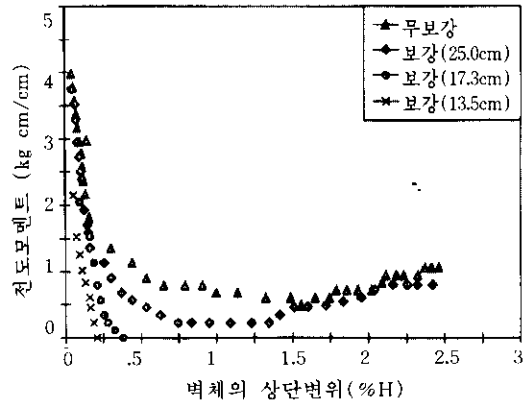


그림 2.6 뒷굽길이 0.12H인 역T형 옹벽에 대한 보강효과

2.3.3 보강재-벽체 사이의 최소 간격

역T형 옹벽에서 보강재와 벽체 사이의 거리가 보강효과에 미치는 영향을 알기 위해 뒷굽길이 0.12H(6cm)인 역T형 벽체에 보강간격 17.3cm로 보강재를 배열한 경우에 대해서 보강재-벽체의 분리 거리를 0에서부터 뒷굽길이의 1/3배(2cm), 2/3배(4cm) 및 뒷굽길이와 같은 길이(6cm)로 조정하여 실험한 결과를 그림 2.7에 나타내었다.

이 그림에서 보면 보강재와 벽체사이에 간격이 생기면 보강효과를 제대로 발휘하지 못한다. 그러나 이는 뒷굽길이가 짧은 역T형 옹벽에 대한 결과이기 때문에 벽체의 형상과 옹벽의 높이가 다른 경우에 대해서 확인할 필요가 있다.

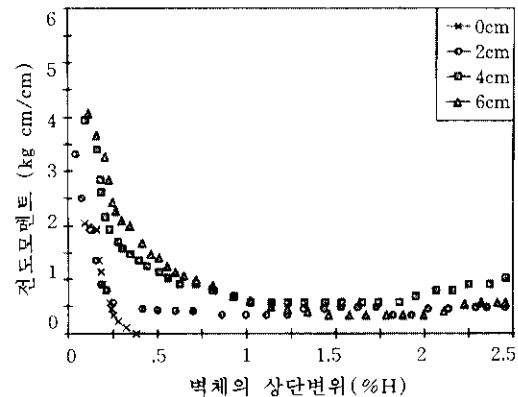


그림 2.7 벽체-보강재 분리 거리의 영향

2.3.4 보강재 길이 변화에 따른 전도모멘트

뒷굽길이 0.12H인 역T형 벽체에 보강간격 17.3cm로 보강재를 벽체에 닿게 배열한 경우, 보강재 길이를 1H에서 0.8H, 0.6H, 0.5H로 감소시켜 가며 실험한 결과를 각각 비교하면 그림 2.8과 같다.

실험결과와 전체적인 경향은 보강재 길이가 벽체높이의 0.6배 이상의 경우 거의 유사한 경향을 보이며 벽체는 안정된다. 따라서 본 연구에서 택한 옹벽형상에서는 보강재의 길이가 벽체 높이의 0.6배 일 때 가장 효율적인 것으로 판단된다. 이는 이와 유사한 다른 연구결과와 일치한다.

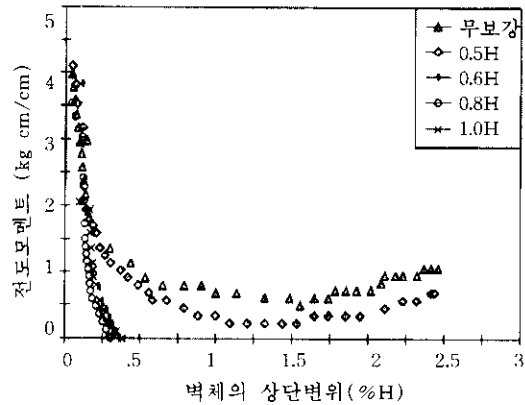


그림 2.8 보강재 길이의 영향

2.3.5 모형벽체의 파괴양상

모형옹벽의 지배적인 파괴양상은 전도파괴의 형태이다. 각 실험에서 측정된 전도모멘트를 벽체 및 보강형식과 함께 종합하여 표 2.3에 수록하였다.

표 2.3 모형실험 결과

실험구분	뒷굽길이/벽체높이	보강형식		전도모멘트 (kg·cm/cm)		파괴형식	비고
		간격 (cm)	길이 (L/H)	초기	파괴		
1	I형	-	-	5.91	3.02	전도	뒷채움 및 기초 지반의 상대밀도 = 70%
2	I형	13.5	1	5.60	1.87	전도	
3	0.10	-	-	5.23	0.73	전도	
4	0.10	17.3	1	4.43	0.41	전도	
5	0.10	11.0	1	3.84	0.27	전도	
6	0.10	9.0	1	2.39	-	-	
7	0.12	-	-	3.98	0.54	전도	
8	0.12	25.0	1	3.75	0.24	전도	
9	0.12	17.3	1	2.04	-	-	
10	0.12	13.5	1	0.91	-	-	
11	0.12	17.3	0.5	4.09	0.24	전도	
12	0.12	17.3	0.6	3.94	-	-	
13	0.12	17.3	0.8	3.54	-	-	
14	0.15	-	-	3.35	-	-	
15	0.20	-	-	1.59	-	-	

표 2.3의 실험 1, 2는 I형벽체에 대한 실험이며 나머지는 역T형 옹벽에서 뒷굽길이와 보강재 배치간격 그리고 기초지반의 밀도상태 등을 달리하여 실험한 결과이다. 이 표에서 보는 것처럼벽체가 안정을 보이는 경우(실험 6, 9, 10, 12, 13, 14, 15)는 물론, 전도파괴가 일어나는 경우에도 보강재의 간격과 역T형 옹벽의 뒷굽길이에 따라 전도모멘트가 달라진다.

모형벽체에 작용하는 초기 전도모멘트는 I형벽체의 경우 보강뒷채움한 경우나 무보강 상태나 별 차이가 없는 비슷한 값을 나타낸다. 반면 역T형의 경우는 벽체의 뒷굽길이가 증가함에 따라 그리고 뒷채움 흙 속의 보강재 수가 증가함에 따라 상호 조합적인 영향으로 초기 전도모멘트가 감소함을 보인다. 실험에서 벽체가 전도파괴상태에 있다고 정의하는 경우는 상당한 벽체변위가 발생환 뒤에도 전도모멘트가 0으로 수렴하지 않는 때이다. 즉, 이 때에는 정지상태에서의 응력평형이 이루어지지 않는다. 이 때 잔류하는 전도모멘트를 파괴상태에서의 전도모멘트로 정의하였다.

2.3.6 파괴면 분석

보강 뒷채움한 벽체가 파괴거동을 나타내는 경우는 보강재가 과소하게 들어갔거나, 뒷굽길

이가 상대적으로 짧을 때이다. 여기서는 각각의 파괴상태를 종합적으로 비교하여 보강재가 파괴면의 형성에 미치는 영향을 검토하였다. 또한 I형 및 역T형 옹벽의 파괴면에 대한 기존의 연구결과와 모형실험의 결과를 비교 분석하였다. I형 벽체의 경우는 Rankine의 파괴면과 비교하였으며, 역T형 옹벽의 경우는 여러 연구자들이 제안한 결과 중에서 본 실험결과와 가장 유사한 형태의 파괴면을 제안한 Peck의 방법과 비교하였다.

(1) 역T형 옹벽의 이론적인 파괴면

Teng(1962), Perloff and Baron, Bowles, Das(1990)등은 역T형 옹벽의 파괴면이 그림 2.9와 같이 가상배면을 기준으로 벽체 뒷굽의 끝 부분과 벽체 상단으로 이어지는 내측파괴면과 뒷굽의 끝 부분에서 가상배면 바깥쪽 뒷채움 표면으로 이어지는 두개의 직선으로 구성된다고 제안하였다.

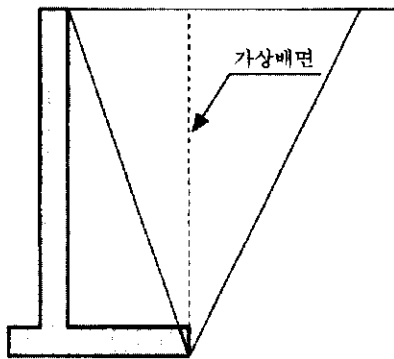


그림 2.9 Teng의 파괴체기

그림 2.9에서 파괴면이 수평면과 이루는 각도는 벽체 뒷굽의 길이와 뒷채움 흙의 내부마찰각 그리고 옹벽 배면의 경사 등에 따라 결정된다. Teng이 제안한 파괴면은 내측 파괴면이 역T형 옹벽 뒷굽 끝단에서 옹벽의 상단으로 이어지므로 토압계산시 뒷굽에 실린 흙의 무게를 실제보다 과대하게 평가하여 옹벽에 작용하

는 전도모멘트를 과소하게 평가할 우려가 있다.

한편 Peck(1974) 등은 역T형 옹벽에 작용하는 토압계산에서 Rankine 방법을 이용하여 그림 2.10과 같이 역T형 옹벽의 끝단에서 옹벽 배면에 그은 수직선을 기준으로 내측과 외측의 파괴면 각도가 $45^\circ + \phi/2$ 로 형성되는 Rankine 파괴면을 가정하였다.

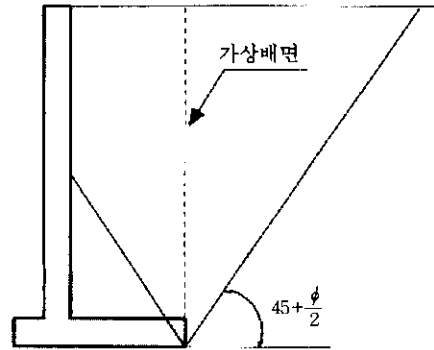


그림 2.10 Peck의 파괴체기

Rankine의 파괴면은 기본적으로 벽마찰을 고려하지 않은 경우이며 다소 보수적이긴 하지만, 벽체에 작용하는 전도모멘트의 평가에 있어서 Teng(1962)등이 제안한 파괴면 보다는 안전측이다. 본 연구의 실험결과에 의하면 역T형 옹벽에서 나타나는 파괴면은 Teng의 제안 보다는 Peck이 제안한 Rankine 파괴면에 가깝게 형성됨을 보인다.

(2) 모형실험에서의 역T형 옹벽의 파괴면 형상

그림 2.11은 I형 벽체의 파괴면 형상을 나타낸 것이다. 파괴면이 벽체 하단과 벽체 상단에서 뒷채움 표면상의 약 0.20H 떨어진 지점으로 이어지는 직선으로 형성된다. 무보강인 경우 벽체 배면과 파괴면이 이루는 각도는 약 16.9° 로 Rankine이론에 의한 25° 보다 작은 각

도를 보인다. 한편, 보강간격 13.5cm로 보강한 경우는 12.7° 이다. 파괴면의 전체적인 경향은 하단부에서 상단부로 올라갈수록 Rankine 파괴면의 직선형태와는 달리 곡선에 가깝게 형성된다.

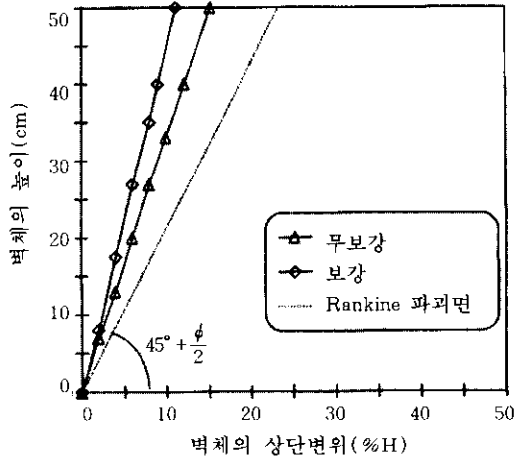


그림 2.11 I-형 벽체의 전도 파괴면

그림 2.12 및 그림 2.13은 뒷굽길이가 각각 0.10H 와 0.12H일 때 뒷채움 무보강상태에서부터 보강재 밀도를 증가시킨 결과이다. 그림 2.12에서는 보강재의 간격이 좁아질 수록 역T형 옹벽의 가상배면을 기준으로 외측(오른쪽) 파괴면이 벽체에 가깝게 형성되며 내측(왼쪽) 파괴면은 거의 비슷하거나 아래로 내려감을 보인다. 그림 2.13에서도 마찬가지로 뒷채움 보강한 경우의 파괴면이 무보강의 경우에 비해 벽체에 더 가깝게 형성됨을 볼 수 있다.

3. 결론 및 연구과제

본 연구에서는 강성 옹벽에 대한 비정착 보강재의 보강효과를 알기 위하여 역T형 벽체의 뒷굽길이가와 보강재의 배치를 달리하여 다양한 조건하에 모형실험을 실시하였다. 본 연구를 통해서 제시된 주요 결론은 다음과 같다.

1. 역T형 벽체의 뒷굽길이가 각각 벽체높이

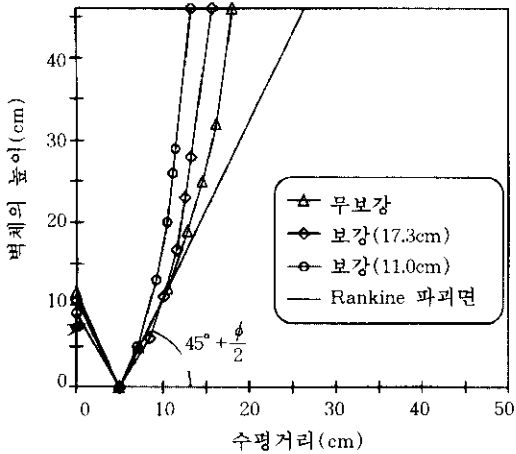


그림 2.12 뒷굽길이가 0.10H인 역T형 옹벽의 파괴실패기

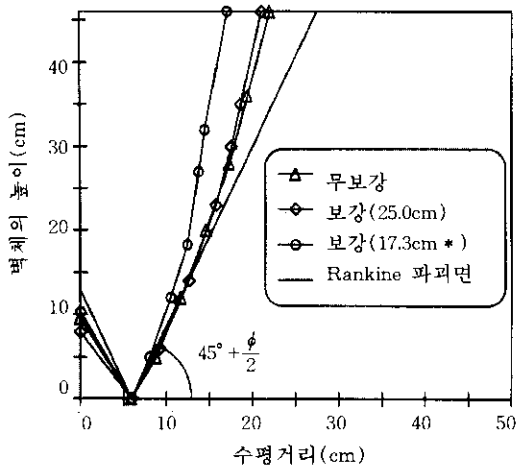


그림 2.13 뒷굽길이가 0.12H인 역T형 옹벽의 파괴실패기

의 0.10배와 0.12배일 때 모형옹벽이 무보강상태에서는 전도파괴를 일으키는 반면에 보강재를 삽입한 경우 안정을 유지함으로써 보강재의 효과를 확실하게 증명하였다. 이 형상의 옹벽에 대해 효율적인 보강간격으로 보강재를 배열한 결과 벽체의 단위길이당 전도모멘트는 무보강 상태에 비해 약 50% 정도 감소하였다.

2. 역T형 옹벽의 배면에서 보강재의 시작위치
치가 벽체로부터 멀어질수록 보강효과는
감소하며 벽체와 보강재의 거리가 옹벽의
뒤통길이를 초과하는 경우 보강 효과는
거의 사라진다.
3. 보강재의 길이가 벽체 높이의 0.6배 이상
일 때 벽체변위와 옹벽에 작용하는 전도
모멘트 관계가 거의 비슷하게 나타나며,
그 이하에서는 보강재의 효과가 현저하게
줄어들었다. 따라서 보강재의 길이는 벽
체높이의 0.6배 이상이 되어야 한다.
4. 역T형 옹벽의 파괴면은 옹벽의 내측 및
외측으로 형성된 두 개의 비선형 곡선으
로 나타났다. 외측파괴면의 전체형상은
직선에 가까운 곡선형태이며 내측파괴면
은 직선형으로 관측되었다. 내측파괴면
및 외측 파괴면의 하부는 랭킨파괴면에
가까운 직선형태이며, 외측파괴면은 보강
효과가 클수록 벽체쪽에 가깝게 형성되는
경향을 보인다.
5. 이 논문연구를 통해 얻은 결론을 실무에
활용하기 위해서는 현장시험시공에 의한
경제성분석이 필요하고, 수압의 영향 및
보강재 재질의 특성등에 대한 다양한 후
속 연구가 진행되어야 할것이다.

참 고 문 헌

1. 김홍택, 백영식(1992). "옹벽의 설계 및 발생
토압에 관한 고찰", 한국지반공학회지, 제 8권,
제 4호, pp.99~117.
2. Barghouthi, A. F.(1990), "Active Earth
Pressure on Walls with Base Projection",
Journal of Geotechnical Engineering, ASCE,
Vol. 116, No. 10, pp. 1570~1575.
3. Bowles, J. E.(1988). Foundation Analysis and
Design, McGraw-Hill Book Company, 4th
Ed., pp.530~577.
4. Broms, B. B.(1978). "Design of Fabric
Reinforced Retaining Structures", Proc.
Sympo. on Earth Reinforcement, ASCE, pp.
282~303.
5. Clayton, C. R. I. and Woods, R. I.(1986).
Earth Pressure and Earth Retaining
Structures, Blackie Academic & Professional,
London, pp.163~166.
6. Coduto, Donald P.(1994). Foundation Design:
principles and practices, Prentice-Hall, Inc.,
New Jersey, pp.699~704.
7. Das, B. M.(1990), Principles of Foundation
Engineering, 2nd Ed., PWS-KENT Pub.
Comp., Boston, pp.289~290.
8. Hausmann, M. R. and Lee, K. L.(1978).
"Rigid Model Wall with Soil Reinforcement",
Proc. Sympo. on Earth Reinforcement, ASCE,
pp.400~427.
9. Saran, S., Garg, K. G. and Bhandary, R.
K.(1992), "Retaining Wall with Reinforced
Cohesionless Backfill", ASCE, Vol. 118, No.
12, pp.1869~1888.
10. Talwar, D. V.(1981), "Behaviour of
Reinforced Earth in Retaining Structures and
Shallow Foundations", Ph.D thesis Presented
to the University of Roorkee, at Roorkee,
India, in Partial Fulfillment of the
Requirements for the Degree of Doctor of
Philosophy.
11. Teng, W. C.(1962). Foundation Design,
Prentice Hall Inc., New Jersey, pp.316~317.
(접수일자 1997. 12. 24)