

벽체의 거푸집 측압 측정

Formwork Pressures in Tall Walls with Extended Set Concrete



신 영 수*

철근콘크리트 구조물은 시공단계에서부터 면밀한 작업계획을 요한다. 시공 초기단계에서 주로 콘크리트가 아직 굳지않은 상태에 있으므로 구조재로서의 강도를 발휘할 때까지 변형의 발생, 양생, 기타 보호장치가 필요하다. 이중 콘크리트 타설 후 굳기전의 변형은 구조물의 수명 동안 영구적 변형으로 존재하고 잘못된 거푸집으로 인한 사고는 구조체 뿐만 아니라 인명에도 큰 손상을 가져올 수 있으므로 거푸집 공사의 정밀성의 유지와 안전성의 확보는 구조체의 강도 및 사용성 보장을 위한 중요한 사항이라고 할 수있다. 우리나라에는 거푸집의 하중 및 설계를 위한 구체적인 규정이 없으나 미국 콘크리트 규준의 SP4 "Formwork for Concrete" 등에서는 콘크리트에 관한 거푸집 설계를 위한 제반 규정을 다루고 있다. 우리나라에서도 빈번한 거푸집 사고와 주로 경험에 의해 현장에서 이루어지고 있는 현실에서 보다 나은 시공의 질을 확보하기 위해서는 이의 규준의 제정과 적용성이 중요하다고 할 수있다. 본고에서는 ACI에서 규정하고 있는 콘크리트의 측압을 계산하기 위한 규정을 평가하기 위한 연구의 하나로 ACI의 Concrete International 94년 11월호에 계

제된 P. S. Dunston, D.W.Johnston, P. P. McCain이 공저한 "Formwork Pressures In Tall Walls With Extended Set Concrete"를 번역한다. 우리나라에서도 철근콘크리트 구조물의 부설을 방지하고 품질확보를 위해서는 시공초기에서부터 거푸집성능확보를 위한 설계규정의 제정을 기대해 본다.

1. 서 론

안전하고, 효율적인 콘크리트 벽체 거푸집의 설계를 위해서는 굳지 않은 콘크리트의 측압을 예측하기 위한 정확하고 구체적인 방법이 필요하다. 콘크리트 시공방법과 콘크리트 배합 기술의 발전은 여러가지 화학혼화제의 조합, 콘크리트 기술자의 요구에 의해 이루어져 왔다. 이러한 다양한 콘크리트의 사용과 기술개발로 인하여 거푸집 설계를 위한 최대 콘크리트 측압을 측정하기 위한 지금까지 추천된 여러 이론들의 정확성과 실용성을 검증할 필요가 있다. 근래 콘크리트 제조에 다양한 화학혼화제가 사용되고 있으므로 기존의 이론에서 규정한 상태와 다른 굳지않은 콘크리트에서 측압의 변화가 있을 수 있다. 이러한 여러가지 콘크리트에 영향을 미치는 요소를 조합하여 실험적

* 정회원, 이화여대 건축학과 조교수

으로 현재 적용되고 있는 이론에 대해 규명할 필요가 있다.

콘크리트의 벽체에 미치는 측압을 측정하기 위하여 쓰레기 저장 설비를 위한 벽체와 유사한 8.5m(28ft) 높이의 실험벽(U.S. Department of Energy Savannah River Site, Aiken, South Carolina)을 설치하여 실험하였다. 실험 벽체의 높이가 통상적인 벽체에 비해 높고 배합방법이 일반적인 경우와 다르게 하여 벽체에 미치는 측압의 영향에 대해 조사하였다. 즉, 각각 독립된 실험벽에 대해 세 가지의 콘크리트 배합에 대해 조사하였다. 거푸집에 발생하는 콘크리트의 측압의 조사는 North Carolina 주립 대학에 의해 실시되었다.

미국 콘크리트 거푸집 설계 방법에는 콘크리트의 배합 성분을 기초로하여 $19t/m^2(4000\text{ psf})$ 를 넘는 측압으로 거푸집을 설계하도록 규정되어 있다.

미국 콘크리트학회 거푸집 설계기준에는 거푸집에 미치는 콘크리트의 측압은 수압의 경우와 유사하게 직선형으로 변화하다가 최대하중에 도달하면 그 하부는 최대하중과 동일한 것으로 설계하도록 규정되어 있다. 이러한 규정은 다양한 혼화제의 사용과 혼화 재료에 대한 규정이 없는 상태에서 나온 것으로 이에 대한 규명이 필요하다.

본 연구에서는 특수한 콘크리트 배합에 의한 측압의 크기와 분포를 파악하는데 그 목적이 있다.

2. 연구의 중요성과 연구동향

안전하고 경제적인 거푸집 설계와 시공은 콘크리트 산업의 경쟁력에 있어 중요한 요소로, 다양한 혼화제의 사용으로 인하여 각종 혼화제의 사용과 제조 방법에 따른 콘크리트의 거푸집에 미치는 측압에 대해서는 완벽하게 파악되고 있지 않다. 따라서 본고에서는 응결 지연을 위한 혼화제와 상당량의 슬래그, 플라이 애쉬 등을 사용한 콘크리트를 사용한 벽체의 거푸집에서 발생하는 콘크리트 측압을 조사하였다. 콘크리트의 측압을 계산하는 현재 규정의 적용성을 평가하기 위해서는 여러가지 콘크리트 배합설계와 현장 조건하에서 조사된 콘크리트 측압에 관한 자료를 축적하여 규정을 제

검토할 필요가 있다.

콘크리트의 최대 측압을 계산하는 방법에서 서로 다른 방법이 제안되고 있는 것은 측정된 자료의 분석 방법과 콘크리트의 측압 분포에 영향을 미치는 요소를 판단하는 방법의 차이에서 발생한 것이다. 이러한 이유로 ACI Committee 347 (American Concrete Institute)과 영국의 CIRIA (Construction Industry Research Information Association)에서 거푸집 설계측압 계산 과정을 달리 규정하고 있다.

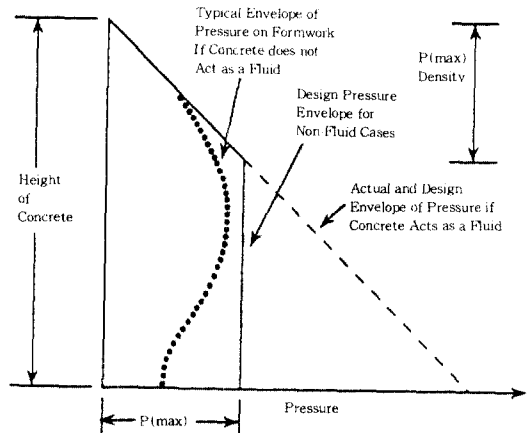


Fig. 1 Typical relationship between pressure envelope and design envelope.

CIRIA 측압계산 방법은 다양한 종류의 시멘트와 화학혼화제는 물론 무기재료의 혼합 등에 대해서도 적용 가능하도록 규정되어 있으나, ACI 방법은 적용성 측면에서 훨씬 제한되어 있다. ACI 규정은 콘크리트가 포졸란이나 혼화제의 사용없이 1종 시멘트로 만들어지지 않은 경우와 100mm(4 in) 이상의 슬럼프치를 가지고 있지 않은 경우, 수압에 의한 발생하는 측압과 같이 삼각형 형태로 설계하도록 규정하고 있으나 근래 생산되는 콘크리트는 대부분이 이러한 ACI의 제한을 넘는다. 이러한 ACI 규정으로 인하여 삼각형 형태의 하중이 불필요한 곳에서도 거푸집 설계에 적용되어 경제성이 감소되고 콘크리트 공사의 경쟁력도 감소될 수 있다.

초기 Peurifoy의 콘크리트의 측압 조사가 ACI 규준에 규정한 측압과 유사한 결과를 보이거나 최근

연구를 통하여 ACI 규정의 보완할 점이 나타나고 있다. Douglas가 실시한 두 번의 현장 조사와 Johnson의 조사는, 현재의 건설환경하에서 ACI Committee 347에서 추천하는 방법으로 수직 방향의 콘크리트 거푸집을 적절하고 경제적으로 설계하기 위해서는 측압 계산식의 수정이 필요한 것으로 결론짓고 있다.

3. 실험 프로그램

3.1 실험용 벽체

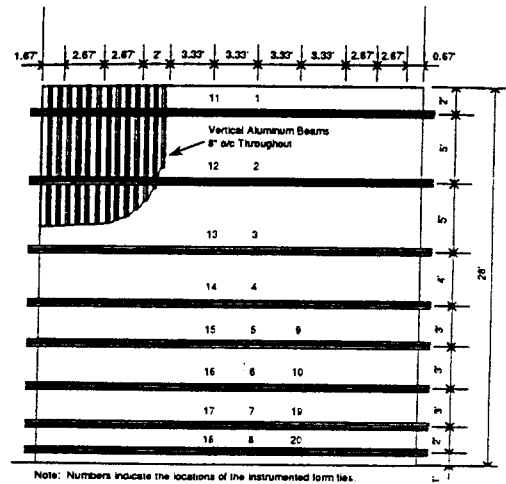


Fig. 3 Elevation of wall Segment 1.

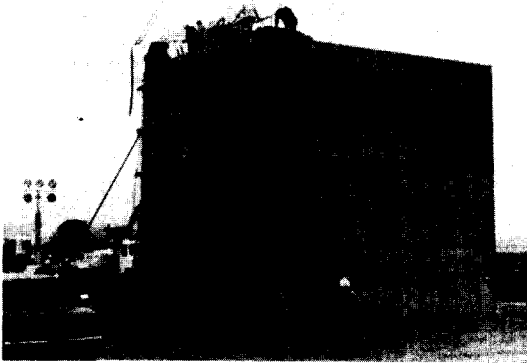


Fig. 2 View of test wall formwork.

현장 연구는 2일동안 그림2와 같은 L형 실험벽체의 세 부분에서 이루어졌다. 콘크리는 벽체1은 1990년 12월 19일, 벽체 2A와 2B는 1991년 1월 10일에 타설되었다. 벽체 2A와 2B는 얇은 금속판으로 분리시켜 동시에 설치되었으며 벽체의 두께는 60cm(2 ft)이고 계획 높이는 8.5m(28 ft)로 하였다. 그림 3과 4는 거푸집 상태와 벽체 1, 2A, 2B의 폼 타이의 위치를 보여주고 있다. 거푸집 면은 19mm두께의 합판으로 되어 있으며 중심간격 20cm로 직선 알루미늄 보로 지지되어 있다. 또한, 수직 부재는 2개의 20cm C형강으로 만들어 폼타이로 지지되도록 하였으며 폼타이는 그림 5와 같이 38mm (1.5 in) 지름의 내부 나사막대를 가진 압나사 형태를 가지고 있다. 알루미늄 보는 수직으로 두 부분으로 나누어져 있으며, 거푸집은 횡

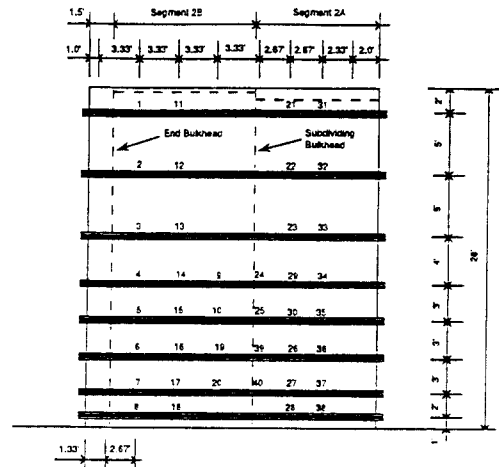


Fig. 4 Elevation of wall Segments 2A and 2B.

력에 대해 안정성을 확보하기 위해 외부에 가새되어 있다. 그림 6은 거푸집, 타이의 위치, 스트레인게이지의 위치 등을 나타낸 것이다. 실험용 벽체는 피복 61mm, D19@300으로 양면에 수직, 수평으로 배근하였으며, D16 철근으로 철근을 타이하였으며 타이는 수평, 수직 양 방향으로 중심에서 1.5m 간격으로 되어 있다.



Fig. 5 Form details at ties.

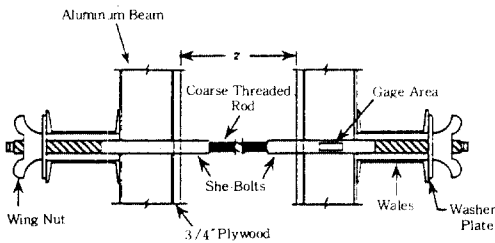


Fig. 6 She-bolt and form assembly.

3.2 실험 기구

거푸집 설치에 사용된 각 타이의 총 40개의 she-bolt에는 4개의 전기 저항 보완 변형게이지를 설치하여 로드셀로 작용하여 하중을 측정할 수 있도록 장치하였다. 변형게이지의 배치는 최대의 민감성을 유지할 수 있도록 콘크리트 내부 변화, 외부 온도 전달에 의한 온도변화 또는 타이의 예기치 못했던 휨으로 인한 변형에 의해서도 측방향 압력 측정에는 아무런 영향이 없도록 하였다. 타이는 그림 3, 4와 같이 거푸집내에서 여러위치에 설치하였으며 처음 타설에서 사용된 20개의 she-bolt는 두 번째의 타설에서 재사용되었다. she-bolt의 편차는 만능시험기에서 각각에 하중을 가하여 조정하였으며 만능시험기에 의한 오차 조정은 0.5% 이내로 하였다.

3.3 콘크리트 재료

실험용 벽체를 위하여 콘크리트의 배합은 표 1

에서와 같이 기본적으로 세 가지 종류로 하였으며, 혼화제의 변화량을 포함하면 총 다섯 종류의 배합이 이루어 졌다. 이 중 기본적인 콘크리트의 배합은 벽체1에 사용된 5-B, 벽체 2A에 사용된 5-4C, 벽체2B에 사용된 J-2 이 세 가지로 하였다. 기본적인 세 종류의 콘크리트 배합에는 2종 포틀랜드 시멘트를 포함하고 있으며 콘크리트 배합 5-B, 5-C는 슬래그와 플라이 애쉬의 양으로 구별하였다. 무기 혼화제는 수화열과 콘크리트의 체적변화를 최소화하기 위해 포함되었으며 고성능감수제(HRWRA : high-range water-reducing admixture)는 워커빌리티를 유지하기 위하여 사용되었다.

표 1 콘크리트 배합표

Mix	5-B	5-C	J-2	J 2R	J 2.50G
Cement(Type II), kg	71.4	68.4	355.6	355.6	355.6
Slag(GGBFS), kg	162.9	154.6			
Flys ash, kg	80.3	74.3			
Coarse aggregate, kg					
No. 4 stone		357			
No. 67 stone	986	660.0	1097	1097	1097
Sand, kg	807	1097	720	720	720
Water, kg	143	131	159	136	159
Admixtures					
Water reducer, g/m ³					
- WRDA - 79	779	927	1131		1131
- Pozz 300N				1131	
Air entrainment, g/m ³					
- DARAVAIR	297.371	260	148	204	148
HRWR, g/m ³					
- Melment 50G(Plant)	1569-1765	1669			2670
- Melment 50G(Site)	786-1164	927			890
- Melment 33			1261		
- Rheobild 1000				4450	
Segment use	1	2A bottom 7 ft	2B bottom 10 ft	2A middle 9 ft 2B middle 6 ft	2A top 11 ft 2B top 12 ft

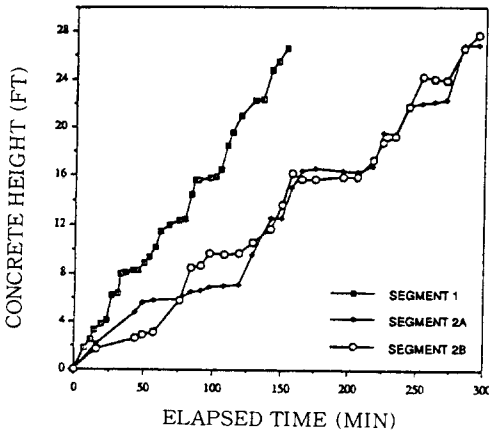
이번 실험에서 사용된 제품은 예비 실험에서 초기 응결 시간을 8시간 이상 경화되면 제품을 사용하였으며 거푸집의 실제 측압의 크기가 중요한 연구대상이다.

벽체 2B와 2C는 콘크리트를 타설하는 동안 다른 종류의 혼화제로 변경하여 J-2를 배합하였다. 또한 다량의 불규칙한 골재를 사용한 5-C는 벽체

2A에 사용하였는데 콘크리트 타설 중 펌프에 문제가 발생하여 배합 J-2를 사용하여 완성하였다. 벽체에 사용된 콘크리트의 배합은 표 1에 나타났다.

3.4 콘크리트의 타설과 다짐

벽체의 콘크리트는 콘크리트 펌프를 이용하여 60cm 높이에서 타설되었으며 직경 5cm 진동기를 사용하였다. 벽체 2A와 2B는 별도의 콘크리트 펌프를 사용하여 동시에 타설되었다. 콘크리트 타설의 속도를 나타내기 위하여 그림 7에서 경과 시간에 대한 콘크리트 높이의 증가를 표시하였다. 콘크리트 트럭의 도착이 지연되거나, 벽체 2A의 경우처럼 펌프가 막힌 경우 콘크리트의 타설이 중단되기도 하여 그림 7에서와 같이 곡선이 일률적으로 증가하는 추세를 보여주지 못하고 있다. 이런 요인들로 인하여 벽체 2A와 2B는 평균타설 속도보다 지연되었다. 전체적인 콘크리트의 타설속도는 벽체1의 경우 약 3.35m/hr, 벽체 2A의 경우 1.68m/hr, 벽체 2B의 경우 1.74m/hr로 나타났다. 최종적인 타설높이를 측정된 결과 벽체1, 2A, 2B 각각 8.53m, 8.23m, 8.48m 였다.



Note : Plateaus indicate delays in the pouring operations.

Fig. 7 Rates of placement for wall Segments 1, 2A, and 2B.

슬럼프치는 콘크리트 펌프로 인한 영향과 고성능감수제의 효과로 인하여 타설과정에서 많은 변

화가 있었으며 고성능감수제의 사용으로 펌프 전에 트럭에서 슬럼프의 측정을 실시하여 대체로 180mm가 넘었다. 그리고, 펌프한 후의 슬럼프 측정치는 첫 번째 타설에서는 평균 80mm., 두 번째 타설에서는 평균 90mm로 나타났다.

3.5 타이 인장력의 측정

거푸집의 측압측정을 위해서는 콘크리트의 타설 동안 타이의 인장력의 측정이 매우 중요한 요소로 이를 측정하기 위하여 변형측정기(strain indicator)에 기록되도록 하였으며 타이의 응력은 4.5kg 정도까지 콘크리트가 타설되는 동안 5분이나 10분 간격으로 측정되었다. 타설이 활발히 진행중일 때는 측정되는 시간 간격을 짧게, 지연될 때에는 측정시간 간격을 크게 하였다. 첫 번째의 타설에서 사용된 20개의 타이에 부착된 게이지를 통해 첫 번째 콘크리트가 타설되는 동안 측정이 가능하였으나 두 번째 타설의 경우에는, 10번과 17번 타이에 부착된 게이지는 사용하지 못하였다.

콘크리트 타설 과정에서, 타이의 응력은 점차로 최대치까지 증가하다가, 그 이후 약간씩 감소하는 경향을 보였다. 최대 타이응력은 벽체 1의 13번 타이에서 112.7 kN, 벽체 2A의 33번 타이에서 91.28 kN, 벽체 2B의 13번 타이에서 105.1 kN으로 측정되었다.

4. 측정된 측압의 분석

현장에서 수집된 거푸집 타이 하중에 대한 자료로부터 측압을 분석하는 방법은 단순하고 많이 사용되고 있는 분담 면적을 계산하여 측압을 추정하는 방법과 좀 더 정확한 해석적인 방법 두가지로 분석하였다.

4.1 하중 부담 면적으로 구한 측압

벽체의 높이가 같아도 타이 응력의 측정치가 최대치에 도달하는 시간은 벽체마다 약간씩 다르게 나타났으나 각 벽체의 측압 곡선을 만드는 데는 각 타이에 발생한 최대 측압은 최대응력으로 결정하

였다. 거푸집의 측압은 타이 응력 값을 각 타이의 하중 부담 면적으로 나누어 결정하였다. 하중분담 면적은 수직, 수평방향 타이 간격을 반으로 나눈 면적으로 하였고 벽체의 하부에 위치한 타이의 하부분담 경계선은 벽체의 바닥으로 하였으며, 벽체 상부에 위치한 타이의 상부분담 경계선은 콘크리트 타설의 꼭대기 부분으로 하였다.

주어진 높이에서 최대 측압은 각 벽체에서 발생한 최대측압의 평균치로 하였으며 그림 8, 9, 10은 부담측압에 대한 타이까지의 깊이 관계를 나타내고 있다. 각 타이에서 부담하는 측압을 통해 각 타이에 작용하는 응력의 다양성을 알 수 있다. 그러나 주어진 위치에서 타이의 응력으로부터 계산된 최대측압의 평균이 그 높이에서 발생하는 실제 콘크리트 측압치를 더 잘 나타낼 수 있다. 그림 8, 9, 10은 타이의 깊이에 대한 각 벽체에 작용하는 거푸집 측압의 최대치와 평균치를 잘 나타내주고 있다. 벽체 1의 최대 측압은 벽체 상부로 부터 5.79m(19ft)에서 발생한 6.78 t/m^2 (1390psf) 이고 또한, 같은 높이에 위치하고 있는 타이 중 측정된 최대치는 9.03 t/m^2 (1850psf)이다. 벽체2A의 최대 측압은 5.49m(18ft)에서 5.59 t/m^2 (1145psf)이며, 최대측압은 6.39 t/m^2 (1310psf)로 측정되었다.

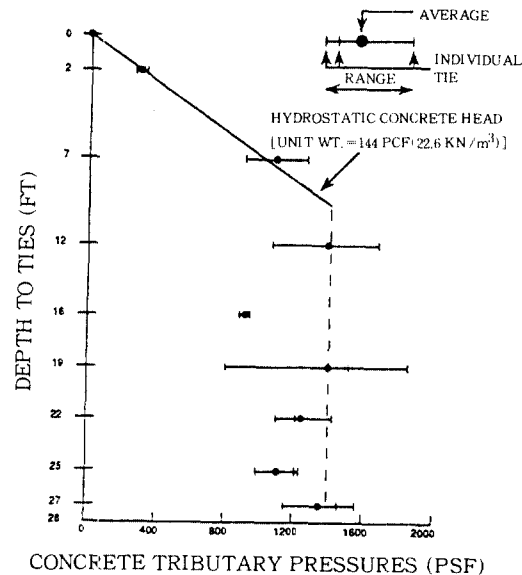


Fig. 8 Concrete tributary pressures for wall Segment 1.

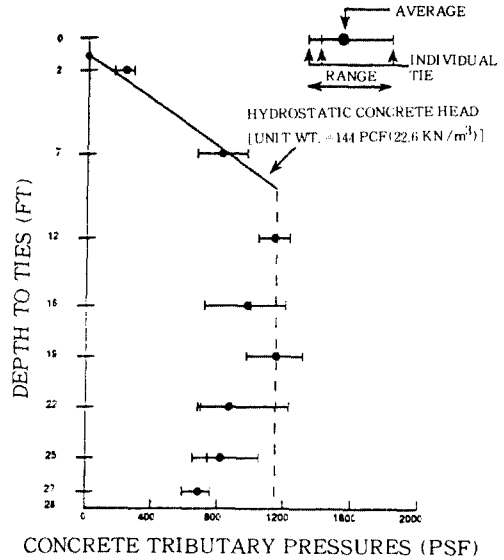


Fig. 9 Concrete tributary pressures for wall Segment 2A.

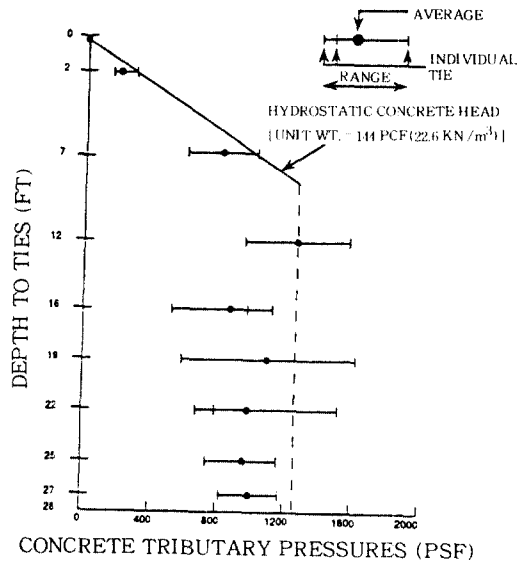


Fig. 10 Concrete tributary pressures for wall Segment 2B.

벽체2B의 경우, 최대 평균측압과 타이의 최대 측압은 각각 다른 높이에서 측정되었는데, 최대 평균측압은 상부로 부터 3.6m(11.8ft) 지점에서 6.20 t/m^2 (1270psf)으로 나타났으며 최대 측압은 7.95 t/m^2 (1630psf)로 5.73m(18.8ft) 위치에서 측정되었다.

측압이 최대값에 도달한 후나 최대값 부근에서 측압곡선은 벽체의 아래부분으로 내려갈수록 약간씩 감소하는 경향을 보인다. 이런 감소현상은 바닥의 마찰이나 수직 부재 변형의 누적에 기인하는 것으로 판단되나 아직까지 그 정확한 원인은 밝혀지지 않고 있다.

측압 측정 결과 세계의 벽체에서 똑같이 나타난 현상으로, 상부부분으로 부터 타이 위치 3과 5에서 측압이 다소 높고, 타이 위치 4에서는 다소 낮은 것으로 나타났다. 이러한 불규칙성은 수직재 스패의 불규칙성으로 인하여 발생한 것이다. 이러한 불규칙성으로 인해 실제 하중 부담 면적이 변경될 수도 있는데, 타이 위치 3과 5에서 부담하는 하중 면적을 확장시킬 수도 있고, 그 반대로 타이 위치 4의 부담 면적은 감소시킬 수 있다. 이 경우, 실제의 측압은 하중 부담 면적에서 산출된 것보다 타이 위치 3과 5에서는 더 적을 것이고, 타이 위치 4에서는 더 큰 것으로 나타날 것이다.

4.2 정밀 해석에 의한 측압 계산

수직재의 불규칙한 스패이 현장 자료에서 나타난 압력 분포에 미치는 영향을 조사하기 위하여 거푸집 구조를 유한요소 모델로 나타내어 구조해석 소프트웨어를 사용하여 해석하였다. 해석 결과는 하중 부담 면적에 근거하여 측압과 비교하였다.

4.2.1 해석 모델

실제의 거푸집에서, 각각의 수직부재(stud)는 3.66m(12 ft), 4.88m(16 ft)길이의 두 알루미늄 보로 이루어져 있는데 이 보의 배치, 즉 조인트의 위치가 벽체 거푸집 양면에서 각각 다르다. 이러한 수직부재의 불연속성으로 인하여 타이에서의 측압 분포에 영향을 미치게 되는데 특히, 3.66m(12 ft), 4.88m(16 ft) 높이에서 측압 분포에서의 비정상적인 현상이 지속적으로 발생하고 있다.

그림 11은 해석모델을 나타내는 것으로 각 벽체의 해석에는 하중 부담 폭만 변화시켜 해석하였으며, 벽체의 하부지점 조건은 롤러로 하였으며 상하부의 타이는 힌지로하였다. 다른 절점은 거푸집과 연결된 볼트의 연결부위를 나타낼 수 있도록 하

였으며 거푸집 상단은 캔티레버로 처리하였다. 본 해석에서 사용한 절점의 자유도는 X, Y 축방향의 이동, Z축 방향의 회전을 나타낼 수 있도록 하였다. 각 타이의 단부는 모멘트가 발생하지 않도록 릴리스 시켰으며 수직 알루미늄 보의 불연속성은 벽체 왼쪽은 바닥으로부터 4.88m(16 ft) 되는 지점에서, 벽체 오른쪽은 바닥으로부터 3.66m(12 ft) 지점에서 발생하는 것으로 모델화 하였다.

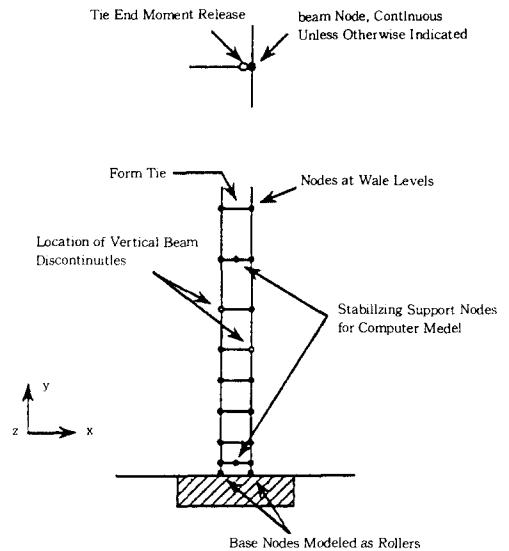


Fig. 11 Schematic of the basic computer model of typical formwork structure.

폼타이는 길이 0.60m, 단면적이 2.58cm², 탄성계수 2,000t/cm² 인 부재로 나타내어 탄성변형이 가능하도록 하였다. 알루미늄 보의 탄성계수는 710t/cm²을 사용하였다.

4.2.2 하중 조건

구조해석에 사용한 하중은 현장 실험중 타이에서 발생한 최대 응력과 등가적으로 측하중을 발생시킬 수 있도록 측압을 조절하였으며 측압의 형태는 현장의 거푸집에서 발생하는 최대측압과 유사한 측압 분포를 가지도록 하였다.

4.2.3 해석 결과의 분석

본 연구에서 실시한 컴퓨터 해석의 목적은 각

벽체에 대하여 가능한한 측정된 값과 전체적으로 반력이 동일하게 발생할 수 있도록 측압을 반복적으로 계산하였다. 벽체 1, 2A, 2B에서 나타나는 타이의 반력에 대한 측정치와 계산치의 차이는 평균적으로 각각 10.6%, 8.7%, 8.9%로 나타났으며 최대와 최소치는 0에서 33.7%까지 다양하게 나타났다. 벽체하부 타이에서 발생한 반력을 무시할 경우 가장 큰 차이는 그림 8, 9, 10의 측압 다이어그램에서 나타난 바와 같이 불규칙적인 타이의 반력을 나타낸 지역과 그 지역 상부에서 발생하였다.

해석적으로 계산된 측압을 그림 12, 13, 14에서 하중부담 면적에 의한 분석 방법의 결과와 평균 최대 측압으로 비교하였다. 벽체 2B의 경우 벽체상부 세 위치에서는 반력을 계산하기가 곤란하여 계산된 측압선을 콘크리트 벽체의 꼭대기로부터 0.61m(2 ft) 지점에서 수압선(hydrostatic head)과 분리시켰다. 그림에도 세 개의 측압선의 모양은 전체적으로 그림 1과 같은 전형적인 측압곡선과 유사한 형태로 나타났다. 각각의 측압선은 벽체의 중간부분과 약간 위 부분에서 최대 측압을 표시하고 있으며, 이 측압은 벽체의 하부로 갈수록 감소하는 것으로 나타난다. 이러한 현상은 벽체2A와 2B에서도 마찬가지로 나타난다.

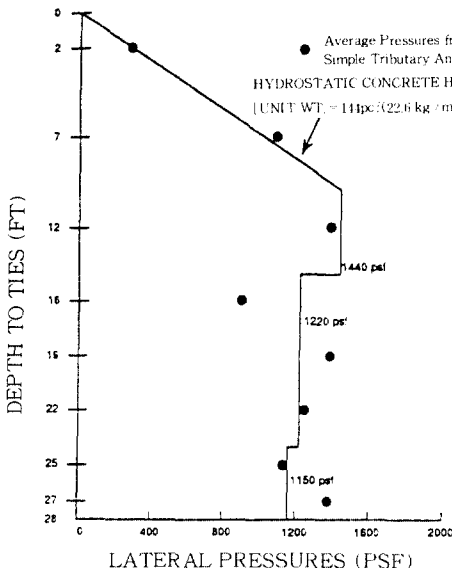


Fig. 12 Lateral pressure diagram from computer analysis for wall Segment 1.

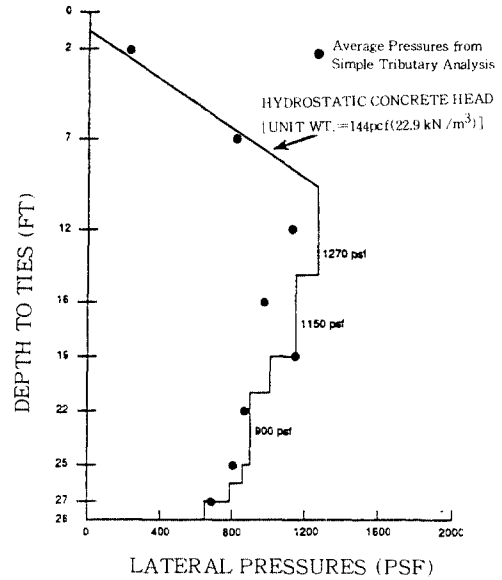


Fig. 13 Lateral pressure diagram from computer analysis for wall Segment 2A.

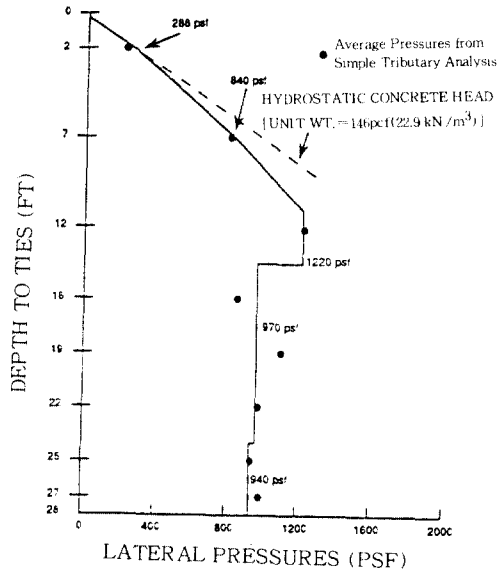


Fig. 14 Lateral pressure diagram from computer analysis for wall Segment 2B.

벽체 2B의 결과가 최대측압 지역 뿐만 아니라, 2가지 방법으로 계산한 결과와 형태적으로 가장 근접하였으며 벽체 2A의 경우 타이가 낮은 지점에 위치하면 측압이 감소하는 경향이 나타났다.

벽체 1과 2A의 경우, 컴퓨터 해석에 의한 최대

측압은 하중 부담면적에 의한 계산 결과치 보다 약간 큰 것으로 나타났다. 3.66m(12 ft) 위치에서 발생한 비정형성은 세개의 측압선에서 측압을 비교하여도 잘 나타낼 수 없었다.

4.2.4 가새 효과의 고려

거푸집의 상부로부터 2.1m 떨어진 지점의 양쪽 거푸집의 양편과 바닥에서 2.7m 떨어진 지점의 왼편에 가새를 배치하였다. 가새를 정확한 모델로 나타내는 데는 가새 접합부와 이를 나타내기 위한 스프링 상수에 대하여 정확히 표현하는데 문제가 있었으며 폼타이와 연결된 각 가새의 효과를 고려하기가 어려웠다. 가새를 해석모델화 하여 가새의 효과를 정확히는 고려할 수 없었으나, 컴퓨터해석을 개선하고자 하여 거푸집 상부에서 두 번째 타이 위치에서 가새가 약간의 하중을 부담할 수 있도록 한 결과 타이의 응력이 약간 감소하였다. 그러나, 3.66m(12 ft) 위치에서 발생한 측압의 비정형성의 원인은 규명할 수 없었다.

4.2.5 타설 단부의 측압

이상에서 컴퓨터 해석에 의한 결과와 타이 응력의 발생시기는 무시하고 최대 타이응력이 발생하는 하중 부담면적에 의해 나타난 최대 평균 측압을 비교, 분석하였다.

현장에서 측정한 조사의 검토 결과 최대측압의 아래지점인 6.1m(20 ft) 이하의 지점에서 가장 큰 차이점이 발생하는 것으로 나타났다. 이러한 관찰결과와 안전 측면에서 측압을 고려할 경우 거푸집의 설계는 최종 측압곡선(final pressure envelope)보다는 최대측압곡선(max. pressure envelope)에 근거하고 있다는 것을 알 수 있다.

또한, 3.66m(12 ft), 4.88m(16 ft) 지점에서 발생한 측압의 비정형성과 유사한 형태는 다른 벽체의 타설단부 분포에서도 존재한다. 이러한 비정형성은 거푸집 구조체의 특징과 변수, 타설과정에서 발생하는 변수들의 상호작용에서 기인하는 것으로 판단된다. 즉, 타이의 긴결정도, 타이의 연결, 가새효과 등과 같은 변수들은 측정된 타이 응력의 크기의 변화가 발생한 것이다. 이러한 실험결과를 여러가지 요소에 대한 정확한 파악이 필요한 것으

로 나타났다.

5. 이론과의 비교

ACI와 CIRIA식을 사용하여 예측한 측압과 두 가지 방법으로 실측된 자료에 의한 측압을 비교하였다. ACI와 CIRIA의 추천 방법은 모두 측압선은 거푸집 상부로부터 최대 측압 지점까지 완전한 액체상태이며 그이하의 깊이에서는 항상 최대치를 유지하는 것으로 하였다.

그림 8, 9, 10에서와 같이 최대 측압과 관련이 있는 측압선은 벽체 상부에서의 수압곡선과 일치하지만 최대 측압에 도달하기 전에 분리되어, 벽체 하부 부분으로 갈수록 점차적으로 감소되는 것으로 나타났다. CIRIA 보고서에도 그림1과 같이 현장에서 측정한 측압이 감소되는 현상이 나타난 것으로 되어 있다. 표3에서 실측된 콘크리트의 측압과 ACI와 CIRIA에서 제안하고 있는 식에 의한 측압을 비교하였다.

표 2에 나타난 ACI 측압은 완전한 수압에 대한 식 뿐만아니라, 실제 타설속도가 이 범위에 있는 것은 아니었으나 2.1m/hr이하인 경우와 2.1m/hr에서 3.0m/hr사이의 타설속도에 대한 식을 이용해 계산하였다. 다음의 이유로 규정된 이론과 측압치 비교를 포함하였다.

-현장에서 발생한 타설속도의 다양성

-2.1m/hr에서 3.0m/hr사이의 타설속도에 대한 식은 보다 안전성을 필요로 하는 더 높은 타설속도까지도 적용할 수 있다는 Douglas의 제안

-콘크리트 혼합시 1종 보통 포틀랜드 시멘트, 혼화제, 고성능감수제, 플라이애쉬 등을 제외한 다른 요소로 인한 완전 수압에 대해 거푸집이 설계되어야한다는 ACI Committee 347의 제안

3.0m/hr 이하의 타설속도와 혼화제, 포졸란, 2종 포틀랜드 시멘트의 사용으로 인하여 ACI 식의 제안식을 초과하므로 완전 액체형태에 대한 식만이 기술적으로 이용되고 있다. 표2에서와 같이 완전 액체형태로 가정한 것은 측압측정에 있어 상당한 오차를 발생하고 있다는 것을 알 수 있다. 이러한 이유에서 완전 액체형태의 측압에 의한 거푸집 설계는 지나치게 안전하다고 할 수 있다.

혼화제의 사용에 대한 제한을 무시하고 2.1m/hr 에서 3.0m/hr사이의 타설속도에 대한 ACI 계산식으로 벽체1에서 실질 평균 타설속도인 3.3m/hr에 측압을 계산하면 최대측압을 적절히 평가할 수 있다. 같은 식을 벽체 2A, 2B에서도 ACI의 제한 사항을 무시하고 적용할 경우 측압이 실제보다 적은것으로 계산된다.

표 2 최대측압

Method or Approach	Condition	Maximum concrete pressure(t/m^2)		
		Wall Segment 1	Wall Segment 2a	Wall Segment 2b
Measured	Tributary area	6.78	5.51	6.20
	Finite element	7.03	6.20	6.0
ACI	Eq. for R<2.1	8.9	4.4	4.6
	Eq. for 2.1(R<3.0)	6.90	5.10	5.20
	Liquid head	19.7	19.2	19.8
CIRIA $C_1=1$	$C_2=0.45$	8.2	6.3	6.39
	$C_2=0.6$	9.6	NA	NA
Concrete temperature, F		56.3	63	63
Unit weight (kg/m^3)		2306	2339	2339
Average slump at hose, mm		7.5	8.9	8.9
Average rate placement(m/hr)		3.35	1.68	1.74
Maximum height m		8.53	8.23	8.48
Wall thickness, cm		60	60	60

Douglas의 제안으로 이 식을 확장하여 계산할 수 있다고 하여도 다른 혼화제, 시멘트의 사용에 대한 다른 제한사항에 대한 규명이 필요하다. 2.1m/hr 이하의 타설속도에 대한 ACI의 식에 의한 측압은 평균속도가 2.1m/hr 일 경우에 대해 계산하면 세 벽체에서 정확하지 못한 것으로 나타났다.

CIRIA의 제안식은 마찰계수 C_1 , C_2 와 여러 물리적인 변수를 포함하고 있는데 C_1 은 형태계수로 벽체에 대해서는 1.0이다. C_2 는 배합에 포함된 혼화제, 시멘트, 결합재의 종류에 따라 변하는 계수이다. CIRIA 식에 근거한 측압의 계산은 부분적으로 C_2 계수에 따라 변하게 된다. 내황산 시멘트와 지연제가 함유된 벽체1에서 C_2 는 최소한 0.45가 되어야 하며 많은 량의 슬래그와 플라이 애쉬를 함유한 콘크리트의 경우 0.6까지 증가하게 된다. 벽체 2A와 2B는 내황산 시멘트와 지연제가 함유된 배합 J-2이므로 C_2 가 0.45 이어야 한다.

CIRIA의 측압은 실측된 측압과 관련하여 합당한 방법으로 계산되고 있다. 배합 5-B는 재료의 일상적이지 않은 배합으로 CIRIA의 방법에 의해 계산될 수 있다. 그림 8, 9, 10과 관련하여 CIRIA 방법으로 계산한 최대 측압이 발생하는 위치는 합리적인 것으로 판단된다.

6. 결론(Conclusion)

제한된 수의 실험과 두번째 타설 과정에서 콘크리트 배합의 변경으로 인하여 포괄적인 결론을 내리기는 미흡하나 측압분배의 형태에 대한 기존연구와 비교한 결과 본 연구에서 얻은 자료의 신뢰성은 있는 것으로 판명되었다. 본 연구결과 결론은 다음과 같다.

(1) 본 연구에서 실측된 측압자료는 거푸집의 설계측압의 이론이 벽체의 상부로 부터 최대 측압이 직선상의 수압형태로 나타나고 그 이후에는 그 압력을 적용하는 방법은 타당하며 안전측이다.

(2) 거푸집 상세와 현장에서 발생하는 변수에 의해 거푸집 구성재에 측압이 다르게 분배되므로, 최대 측압의 계산은 안전측으로 평가하는 것이 타당하다. 그러나, 적정한 최대 측압은 하중부담 폭으로 계산하는 방법에 의해서 계산될 수 있으므로 계산된 측압에 의한 거푸집의 설계가 보다 합리적이다.

(3) ACI에서 제안하고 있는 콘크리트 측압 계산 방법은 다양한 콘크리트의 측압을 예측하는데는 적절치 못한 것으로 나타나, 혼화제와 혼화재료의 효과를 고려한 측압계산 방법의 규정이 필요하다. 본 연구에서 실시한 현장 실험 조건에 대해서는 총 수압형태의 측압은 측정된 측압의 두 배 이상으로 나타나 콘크리트의 유동성을 증가시키거나 콘크리트 응결을 현저히 지연시키는 콘크리트를 사용할 경우 완전한 수압에 근거한 거푸집 설계는 필요없는 것으로 판단된다. 그러나, ACI에서 추천하고 있는 계산 방법을 선택적으로 무시하고 계산하는 것 또한 적절하지 못하다.

측압을 정확히 예측하고 콘크리트 재료와 타설 방법들을 반영할 수 있도록 ACI의 방법을 개선하는 것이 중요하다.

(4) CIRIA의 측압 규정이 보다 합리적이고 안전측으로 규정하고 있다. 최대측압이 작용할 것으로 예상되는 깊이도 본 연구의 측정된 측압의 분석 결과에 근접하는 것으로 나타났다.

이 연구의 결과와 현장 측정치에 근거하여 설계할 수 있다는 ACI Committee 347 규정을 고려하면 현장에서도 8.78t/m² 최대 측압에 대해 거푸집을 설계할 수 있다. 즉, 이 측압으로 설계할 경우 거푸집 재료와 필요한 타이를 줄일 수 있어 거푸집 비용 뿐만 아니라 그것이 반복사용될 때 관제되는 노동력까지도 절감할 수 있게 한다. 따라서, 콘크리트 배합에 따른 측압에 대한 연구가 요구된다.

참 고 문 헌

1. ACI Committee 347, "Guide to Formwork for Concrete (347R-88)", American Concrete Institute, Detroit, Michigan, 1988.
2. Hurd, M. K., Formwork for Concrete, SP-4, 5th ed., American Concrete Institute, Detroit, Michigan, 1989.
3. ACI Committee 622, "Pressures on Formwork", ACI Journal, V.55, No.2, Aug. 1958, pp. 173-190.
4. Rodin, S., "Pressure of Concrete on Formwork", Proceedings, Institution of Civil Engineers(London), V. 1, Part 1, No.6, Nov. 1952, pp. 709-746.
5. Gardner, N. J., "Pressure of Concrete Against Formwork", ACI Journal, V.77, No.4, July-Aug. 1980, pp.279-286.
6. "The Pressure of Concrete on Formwork", Report No.1, Construction Industry Research and Information Association, London, 1965.
7. Douglas, B.M.; Saiidi, M.; Hayes, R.J.; Holcomb, G., "Field Measurements of Lateral Pressures on Concrete Wall Forms", Concrete International, V.3, No.11, November 1981, 56-62.
8. Clear, C.A.; and Harrison, T.A., "Concrete Pressure on Formwork", Report 108, Construction Industry Research and Information Association, London, 1985.
9. Ritchie, A.G.B., "Pressures Developed by Fresh Concrete on Formwork", Part 1, Civil Engineering and Public Works Review(London), V.57, No.672, July 1962, pp.885-888.
10. Ritchie, A.G.B., "Pressures Developed by Fresh Concrete on Formwork", Part 2, Civil Engineering and Public Works Review(London), V.57, No.673, Aug. 1962, pp.1027-1030.
11. Peurifoy, R.L., "Lateral Pressure of Concrete on Formwork", Civil Engineering, ASCE, V. 35, No.12, Dec. 1965, pp.60-62.
12. Douglas, B.M.; Saiidi, M.; Hayes, R.J.; Holcomb, G., "A Comprehensive Study of the Loads and Pressures Exerted on Wall Forms by the Placement of Concrete", Report No. CCEER-89-1, Center for Civil Engineering Earthquake Research, University of Nevada Reno, 1989.
13. Johnston, D.W.; Kahn, K.P.; Phillips, J.B.; "Formwork Pressures in Tall and Thick Concrete Walls", Journal of Construction Engineering and Management, ASCE, V.115, No.3, September 1989, pp.444-461.
14. Mehta, P.K., Concrete Structure, Properties, and materials, Prentice-Hall, Inc., Englewood Cliffs, New Jersey, 1986.
15. ACI Committee 207, "Effect of Restraint, Volume Change, and Reinforcement on Cracking of Mass Concrete(ACI 207.2R-90)", ACI Manual of Concrete Practice, American Concrete Institute, Detroit, Michigan, 1991.
16. Gebler, S.H., "Evaluation of Special Concrete Mix Designs with Ground-Granulated Blast-Furnace Slag, and Assessment of Cracks in Z-Area Vaults at WSRL", Report to Charles T. Main, Construction Technology Laboratories, Inc., Skokie, Illinois, June 1990.

