

유한요소 해석을 통한 열교 차단장치의 압축판 최적형상 설계

The Optimal Shape Design for the Compression Joint of Thermal Bridge Breaker
using FEM

신 동 현 | Shin, Dong-Hyeon

정회원, 서울시립대학교, 석사과정

김 영 호 | Kim, Young-Ho

정회원, (주)지승건설컨설팅 기술연구소 전무이사, 공학박사

김 형 준 | Kim, Hyung-Joon

정회원, 서울시립대학교 건축공학과 부교수, 공학박사(교신저자)

Abstracts

It is important to eliminate thermal bridge for achieving passive and environmental-friendly buildings. Structural members may frequently act as thermal bridges that become a conduit of energy. It is emphasized that thermal bridge breaker (TBB) system is necessary for blocking thermal bridge of the structural members.

This TBB system has to maintain a performance to tensile and compressive stress which arises in member section in order to being realized structurally. Thus, it is composed with anchorage devices which obtain continuity with structural members inside building and rebar of cantilever balcony, and compression joint which resist compression stress occurring to TBB. Applying method of TBB's compression joint is designed to have high strength with comparatively small element section which can cover external load.

This study carried out finite elements method based on compression experiment. Throughout the FEM analysis, this study provides information on finding optimal shape for compression joint of TBB which can suitably apply to current building balcony of Korea.

Keywords

Compression Joint, Thermal Bridge Breaker, FEM, Optimal Shape

키워드

압축판, 열교 차단장치, 유한요소해석, 최적형상

* 본 연구는 2012년도 산업통상자원부 벤처형전문소재기술개발사업, 건축물 에너지 저감용 마이크로 박벽 기공구조를 갖는 미네랄 하이드레이트 단열소재 및 열차단 시스템 개발에 의한 연구비 지원을 받은 연구임. (과제번호 : 10043170)

1. 서 론

1.1 연구의 배경 및 목적

저에너지 건축물이나 친환경 건축물과 같은 패시브 하우스 구현을 위해서 가장 중요한 요소 중 하나는 건물을 구성하는 구조부재간의 연결부분에서 발생하는 열교현상을 제거하는 것이다. 이와 같은 추세에 따라 국내에서는 주로 에어로 젤이나 진공 단열재 등과 같은 고효율 단열시스템을 통해 에너지 저감을 시도하고 있으나, 공동주택의 발코니와 같이 외기와 직접 면하는 구조체에 대해서는 적절한 단열방법이 고안되지 않은 실정이다. 이와 같은 단열 보강되지 않은 구조체로서 대표적인 철근콘크리트 캔틸레버 슬래브는 높은 단위 중량에 비해 단열성능이 낮고 축열성은 상대적으로 높아 열교현상이 집중되는 부분이다. 따라서 이러한 외기에 면한 캔틸레버 슬래브와 같은 구조부재를 중심으로 열교현상을 차단하는 것은 건축물 에너지 절감이라는 측면에서 중요하다.

유럽 등지에서는 최근 들어 외기와 면한 단열되지 않은 구조체에 대하여 외부 구조부재와 내부 구조부재의 경계에 특수한 장치를 삽입하는 방법을 통해 열교현상을 저감시키는 사례가 증가되고 있다. 이 때 삽입되는 장치를 열교 차단장치라 한다. 열교 차단장치의 적용은 열교현상이 발생할 수 있는 열관류율이 높은 구조부재의 면적을 최소화하고, 그 부분에 단열소재인 열교 차단재를 추가하여 열교현상을 최소화시키는데 그 주안점이 있다. 하지만 이와 같이 단열성능 향상을 위해 구조부재의 면적을 최소화 시키면 외력에 저항하기 위한 구조성능이 저감되는 문제점이 발생하게 된다.

따라서 본 연구에서는 국내의 공동주택 발코니로 보편적으로 사용되는 철근 콘크리트 슬래브에 적용하기 위한 열교 차단장치를 포함하는 시스템을 개발하는 과정의 일환으로 충분한 열교차단 성능과 요구내력에 부합할 수 있는 구조적 성능을 보유한 신형상의 열교 차단장치를 고안하고, 신형상의 열교 차단장치를 구성하는 주요부재의 재료 실험을 실시하여 이를 입증하고자 한다. 또한 재료 실험을 통해 확인된 기계적 물성치를 바탕으로 유한요소해석을 진행하여 주요구조부재의 최적 형상을 도출하고자 한다.

1.2 연구의 범위 및 방법

열교 차단장치는 그림 1과 같은 건물 외부의 캔틸레버 슬래브 (Cantilever slab)로부터 전달되는 휨모멘트와 전단력과 같은 외력에 대해 적절히 저항할 수 있는 구조적 성능을 보유하여야 한다. 즉, 부재 단면에 발생하는 인장응력과 압축응력에 대한 구조적 성능을 발현하기 위해 열교 차단장치는 1) 캔틸레버 슬래브와 건물 내부 슬래브를 연결하여 열교 현상을 차단할 수 있는 열교 차단재, 2) 건물 내부 슬래브와 건물 외부 캔틸레버 슬래브 내 인장철근의 연속성을 확보할 수 있는 내·외측 철근 정착구와 외력에 의하여 열교 차단재에 발생하는 압축응력에 저항할 수 있는 압축판으로 구성된다. 주로 사용되고 있는 열교 차단재는 폴리스티롤(polystyrol), 미네랄울(mineral wool), 스톤울(stone wool)과 같은 재료¹⁾로, 높은 단열성을 보유하여 효과적으로 열교현상을 차단할 수 있지만 휨모멘트나 전단력 등에 저항할 수 있는 구조적 성능이 현저히 떨어져 구조부재로서의 역할을 기대할 수 없다.

레버 슬래브 (Cantilever slab)로부터 전달되는 휨모멘트와 전단력과 같은 외력에 대해 적절히 저항할 수 있는 구조적 성능을 보유하여야 한다. 즉, 부재 단면에 발생하는 인장응력과 압축응력에 대한 구조적 성능을 발현하기 위해 열교 차단장치는 1) 캔틸레버 슬래브와 건물 내부 슬래브를 연결하여 열교 현상을 차단할 수 있는 열교 차단재, 2) 건물 내부 슬래브와 건물 외부 캔틸레버 슬래브 내 인장철근의 연속성을 확보할 수 있는 내·외측 철근 정착구와 외력에 의하여 열교 차단재에 발생하는 압축응력에 저항할 수 있는 압축판으로 구성된다. 주로 사용되고 있는 열교 차단재는 폴리스티롤(polystyrol), 미네랄울(mineral wool), 스톤울(stone wool)과 같은 재료¹⁾로, 높은 단열성을 보유하여 효과적으로 열교현상을 차단할 수 있지만 휨모멘트나 전단력 등에 저항할 수 있는 구조적 성능이 현저히 떨어져 구조부재로서의 역할을 기대할 수 없다.

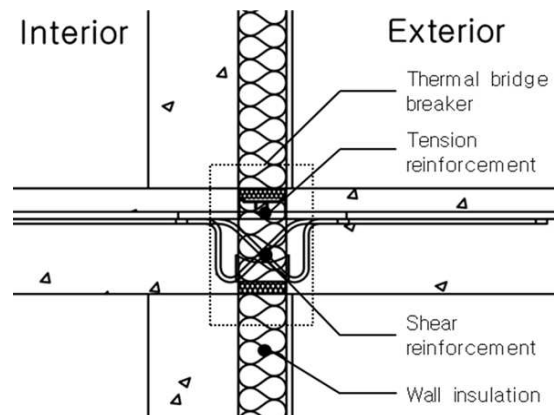


그림 1. 열교 차단장치의 주요구성 및 적용방법

열교 차단재의 구조 성능과 관련된 문제 중, 캔틸레버 슬래브에서 고정단에서 발생하는 휨 모멘트에 의한 부재 상부의 인장력에 대해서는 철근 정착구를 통해 내부의 구조부재와 연결하여 해결될 수 있다. 반면 동일 단면에서 발생하는 압축응력의 경우에는 기존의 콘크리트 단면이 부담하던 역할을 수행할 대체 부재가 필요하게 된다. 이를 압축판이라고 하며, 압축판에 대한 요구조건은 열교 현장을 최소화하기 위하여 비교적 작은 단면으로 요구되는 압축력에 저항할 수 있어야 한다.

따라서 본 연구에서는 우선 기존 외국에서 개발된 다양한 압축판에 대한 문헌조사를 수행하고, 압축판의 요구조건을 만족할 수 있는 압축판 재료를 선정하고,

재료 실험을 통하여 압축판의 구조성능을 파악한다. 이를 바탕으로 압축판 형상에 영향을 주는 해석 변수를 이용하여 유한요소 해석을 수행하여, 해석 변수와 구조성능과의 상관관계를 이용하여 최적의 압축판 형상을 고안하고자 한다.

2. 기존 열교 차단장치의 적용사례

2.1 국내·외 사례 분석

유럽 및 캐나다 등지에서는 건축물에 내단열, 외단열 등의 단열방법에 관계없이 구조부재의 접합부는 연속적으로 부재가 구성됨에 따라 단열재의 불연속 설치가 필연적이다. 단열재의 불연속 부분에서 발생하는 열교 문제를 해결하기 위하여, 1980년대 초반부터 그림 2와 같은 열교 차단장치를 건축물에 적용하려는 노력을 지속하고 있다. 열교 차단장치의 적용은 건축물 벽체를 통한 에너지 소비 감소를 목적으로 다수 적용되어 왔으며, 열교 차단장치의 열교 차단성능 향상과 구조적 성능을 향상을 위하여 다양한 연구가 진행되어 왔다²⁾. 이상과 같이 해외에서는 열교 차단장치에 대한 활발한 연구 개발과 적용이 지속적으로 수행되고 있는 반면, 이와 관련된 국내의 연구는 비교적 부족한 수준이다.

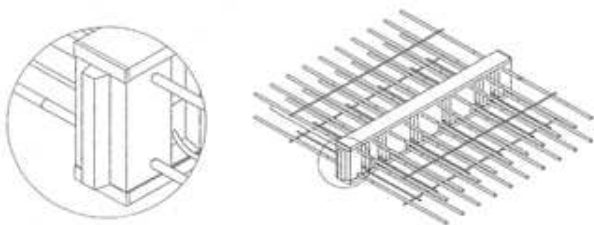
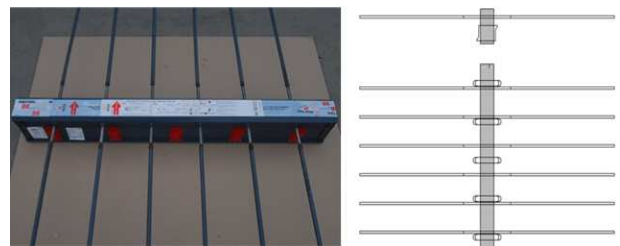


그림 2. 외국의 열교 차단장치 예 (US Patent Application Publication No. 2007-0074477)

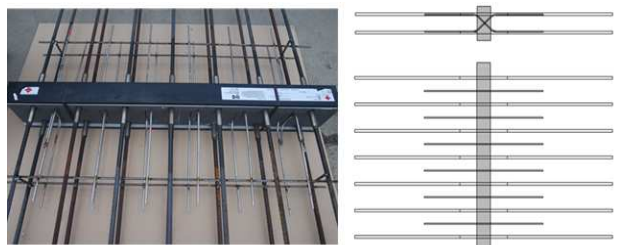
대표적인 열교 차단장치인 S사의 열교차단장치³⁾의 주요구성은 두 구조부분 사이에 설치되는 단열소재와 그를 관통하는 보강재로 이루어져 있으며, 현재 다양한 건설 현장에 적용되고 있다. S사를 제외한 건축물의 열교현상 차단을 위하여 대부분의 열교차단장치 또한 이와 유사한 구성을 가지고 있다. 이와 같은 기존 열교차단장치의 주요 구성특징은 기존의 콘크리트 단면이 부담하던 구조적 성능을 대신할 별도의 부재가 존재한다는 점이다. 대표적인 유형으로는 그림 3(a)와 같이 압축판이 적용된 유형과 그림 3(b)와 같이 상·하부 철근배근을 적용한 유형이 있다.

압축판의 적용된 유형은 건물 내·외 바닥 슬래브 내 배근된 철근을 철근 정착구를 이용하여 연결하는 방식으로 구조 부재에 가해지는 휨모멘트에 의한 인장력을 전달하는 반면, 휨 모멘트에 의해 발생하는 압축력은 압축판에 의해서 건물 내·외 바닥 슬래브의 구조적 연속성을 확보하는 방식이다. 따라서, 열교 차단 성능을 향상시키기 위해서는 압축판의 면적을 최소화할 필요가 있으며, 이를 위하여 콘크리트 보다 강도가 큰 압축소재의 사용이 일반적이다. 압축판을 사용하는 열교 차단장치와 달리, 상·하부 철근이 배근된 유형은 기존에 배근된 철근보다 큰 직경이 철근 정착구를 사용하여 건물 내·외 바닥 슬래브의 구조적 연속성을 확보하는 방법이다. 하지만 철근을 통해 압축력을 직접 지지해야 하므로, 철근의 배근개수가 증가하게 되고 단면적 역시 증가되는 단점이 있다.

따라서 본 연구에서는 건물 내·외 바닥 슬래브의 연속성을 확보하기 위한 정착구 형성에 유리하고, 추가적인 철근배근이 요구되지 않는 압축판 적용 방법에 대하여 연구를 진행하였다. 본 연구를 통하여 개발될 열교 차단장치는 부정정력이 비교적 작은 외기에 면한 캔틸레버 슬래브에 적용되므로, 캔틸레버 구조 시스템에서 주로 발생할 수 있는 취성적 파괴를 막기 위하여 압축판의 연성능력이 중요시 된다. 이를 위하여 콘크리트의 압축강도보다 우수하며, 연성능력이 뛰어난 에폭시 혼합물(Epoxy Compound)을 이용하여 압축판을 개발하였다.



(a) 압축판 적용유형



(b) 상·하부 철근배근 유형

그림 3. 기존 적용 열교 차단장치 제품

2.2 건물 적용을 위한 열교 차단장치 설계

국내의 공동주택 발코니(외기에 면한 캔틸레버 바닥슬래브)에 관한 구조설계는 건축구조기준 (KBC2009)⁴⁾에 근거하고 있으며, 180mm의 슬래브 두께를 기본으로 하여 D13철근을 150-200mm간격으로 배치하는 방식이 주로 적용된다. 즉, 슬래브의 단위미터 당 6개의 철근이 배근된다. 이와 같은 슬래브에 적용되는 열교 차단장치의 구조성능은 캔틸레버 바닥 슬래브의 철근 배근방식 및 콘크리트 단면적에 의한 구조성능에 상응해야 한다. 이와 같은 조건을 만족시키기 위해서 접합부에서는 32 kN·m의 휨 모멘트 강도와 43 kN의 전단 강도가 요구된다.

이를 바탕으로 압축판의 구조적 요구성능은 캔틸레버 바닥 슬래브 단면의 내적 힘의 평형조건을 활용하여 인장철근이 받는 인장력을 통해 산정되었다. 또한 인장철근이 압축판을 관통하여 기존 철근과의 연속성을 확보하기 때문에 이를 고려하여 면적이 산정되어야 한다. 이상의 압축판의 구조적 성능 확보를 위한 요구조건을 만족하기 위해, 30 mm의 직경과 88 MPa의 압축강도를 가지는 원기둥 형태의 압축판이 필요한 것으로 나타났다. 하지만, 기존 열교 차단장치의 압축판은 작아진 단면적에 대한 안전율과 풍하중 등의 추가변수를 고려하여 압축판 한 모듈당 68 kN의 압축하중을 지지할 수 있도록 설계하고 있다. 본 연구를 통하여 개발된 열교 차단장치의 압축판은 구조적 성능 확보를 위한 요구조건 뿐만 아니라 기존 열교 차단장치의 압축판의 구조성능 모두 고려하여 최종형상을 결정하였다.

표 1. 압축판 에폭시 혼합물 배합비
(a) 주재료 혼합비

구분	배합비 (%)
스페놀 A형 에폭시	86
반응성 희석제	5
TiO ₂ Base	8
소포제	0.5
분산제	0.5
소계	100

(b) 경화제 혼합비

구분	배합비 (%)
변성 지환족 아민	80
비반응성 희석제	10
촉진제	10
소계	100

(c) 골재 혼합비

구분	배합비 (%)
플라이애쉬	33.4
라운드 규사 (2-3mm)	33.3
호주산 규사 (0.5mm이하)	33.3
소계	100

3. 압축판 재료실험

3.1 압축판 공시체 배합설계

기존의 콘크리트를 대체할 압축판의 고강도 발현 및 적용 시 보통 콘크리트의 변형능력을 상회하는 연성능력의 확보를 위해서 에폭시 혼합물을 이용한 배합설계를 진행하였다. 압축판에 사용될 재료는 유동성 에폭시 모르타르 계열인 RM-캐스콘(RM-cascon)과 플라이 애쉬(flyash), 골재 등을 혼합한 혼합물로서 구체적인 배합비는 표 1과 같다.

압축강도 실험을 위해서 지름 50 mm, 높이 80 mm의 원기둥 형태의 공시체와 40 mm × 40 mm × 80 mm의 사각기둥 형태의 공시체를 각각 3개씩 제작하였다. 각 재료의 혼합비는 주재료와 경화제의 경우 2 : 1의 비율을 가지고, 혼합된 에폭시와 골재의 혼합물은 1 : 4의 배합비가 적용되었다. 혼합 시에는 주재료와 경화제를 혼합한 후에 골재를 혼합하여 제작하였다. 모든 혼합을 마친 후 공시체는 28일 동안 재령하였다.

3.2 공시체 압축실험

공시체에 대한 압축시험은 만능시험기(Universal Testing Machine)를 이용하여 단조재하하여 파괴될 때까지 수행하였으며, 추가적인 횡방향 구속없이 일축 압축 실험을 실시하였다.

공시체 시편의 기계적 물성치 및 구조거동 양상을 파악하기 위해 축 방향 변형률과 프아송 비(Poisson's ratio), 체적 변형률(Volumetric strain)을 측정 및 분석대상으로 하였으며, 이를 측정하기 위해 공시체 시편의 지름방향과 축 방향으로 각각 1 개씩 스트레인 게이지를 시편높이의 1/2이 되는 위치에 부착하였다. 디지털 데이터 수집기(Data logger)를 통해 스트레인 게이지로부터 측정된 변형률과 만능시험기에서 가해지는 하중을 측정하였다.



(a) 원형 공시체 (b) 사각형 공시체

그림 4. 공시체의 파괴 형상

3.3 압축판 실험결과

(1) 파괴모드(failure mode)

일반적인 이질재료로 구성된 시험체에서와 같이, 공시체의 하중-변위 곡선(또는 응력-변형도 곡선)은 비선형성이 뚜렷하였다. 이는 공시체를 구성하는 재료의 경계면에서 발생하는 부착 미세균열(bond microcracks)과 미세균열이 진행되면서 혼합물을 연화시키기 때문이다.

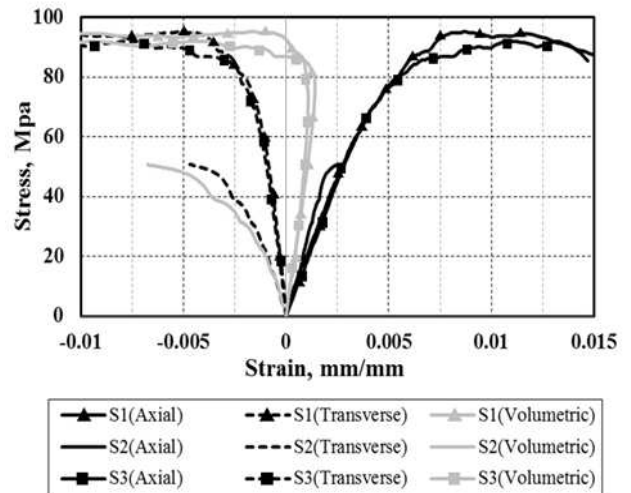
공시체의 파괴모드는 그림 4와 같이 공시체의 타입에 상관없이 유사하게 나타났다. 그림 4(a)는 원형공시체의 파괴모드로 공시체 전체에 걸쳐 대각선 방향으로 균열이 발생한 균열폭이 증가하면서 파괴되는 사인장 균열에 의한 전단파괴 양상을 나타냈다. 내부마찰과 접촉력에 의한 저항에 의해 이와 같은 파괴모드가 발생한 것으로 사료된다. 이와 반면에, 그림 4(b)의 각형 공시체 파괴모드는 고강도 콘크리트와 같은 다양한 혼화제를 사용하는 재료에서 발생하는 원뿔과 쪼갬파괴가 함께 일어나는 특징을 보였다.

(2) 응력-변형률 곡선 및 프아송비

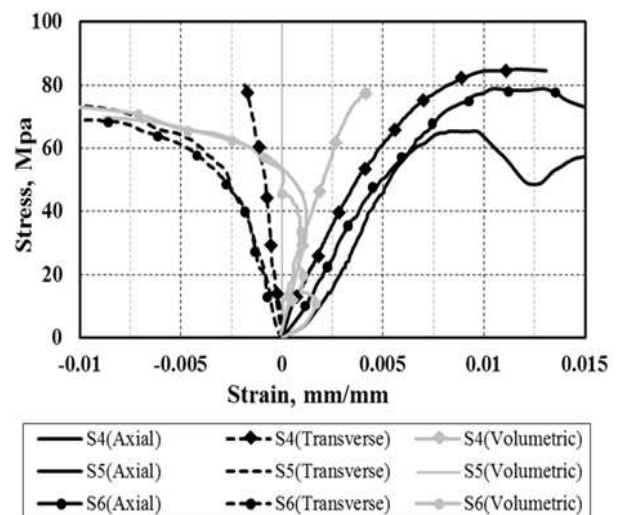
그림 5에서 보는 바와 같이 응력-변형률의 관계가 비선형이므로, 공시체의 탄성계수(Elastic modulus)는 최대 강도의 45%에 해당하는 값과 0 점을 잇는 할선의 기울기로 가정하였다⁵⁾. 압축실험을 통하여 측정된 항복강도는 원형 공시체의 경우 약 90 MPa로 측정된 반면, 각형 공시체는 약 80 MPa로 나타나 원형 공시체의 항복강도가 각형 공시체에 비하여 약 11% 상회하는 것으로 측정되었다.

공시체의 극한 변형률은 동일강도를 가진 콘크리트의 극한 변형률, 0.003에 비해 3 - 4 배 정도 큰 것으로 나타나, 열교 차단장치 내 압축판의 재료가 콘크리트에 비해 높은 연성도를 보유하고 있음이 실험적

으로 증명되었으며, 이는 압축판의 구조적 요구조건 중 하나 인 연성도 증가에 부합하는 것으로 나타났다. 일축 압축을 받는 공시체에서의 프아송 비는 미세균열이 시작되기 전인 선형 탄성변형을 나타내는 구간만 적용하여 표 2에 제시하였다⁶⁾. 재료의 높은 연성도로 인해 재하 방향의 변형률 대비 직각방향 변형률 또한 증가되는데, 그림 5를 통하여 응력에 따른 재하 방향 변형률과 이에 수직하는 방향의 변형률의 차이를 알 수 있다. 이와 같은 재하 방향과 수직 방향 변형률의 유사성으로 인하여 공시체의 프아송 비는 보통 콘크리트의 프아송 비인 0.2보다 큰 평균 약 0.35 정도로 나타나, 약 75% 증가함을 알 수 있다.



(a) 원형 공시체



(b) 사각형 공시체

그림 5. 압축판 공시체의 응력-변형률도

(3) 체적 변형률

일반적인 체적 변형률의 양상은 그림 5에서 보듯이 초기에 양(+)의 방향으로 전개되다가 파괴 하중의 약 65 - 85% 범위에서 변곡점이 생긴 후, 음(-)의 방향으로 전환되는 양상을 보였다⁷⁾. 양의 방향 변형률은 전체 체적이 감소함을 의미하는 반면, 음의 방향 변형률은 체적이 증가함을 의미한다. 이러한 체적 변형률의 변화는 선형탄성구간 이후에 불균질성이 증폭되어, 눈에 보이지 않는 미세한 불연속면이 생성되기 때문이다.

실험을 통한 시편의 체적 변형률 양상은 전체적으로 6 개의 실험체(S1 - S6)중 4 개의 실험체(S1, S3, S5, S6)에서 변곡점을 형성하여, 체적 감소가 있는 후 비선형성이 확대됨에 따라 체적이 증가하는 경향을 보였다. 변곡점은 극한응력에 도달하여, 균열이 확대될 때 발생하였다. 이와 같은 체적 변형률의 응력에 따른 변화는 이질재료로 구성된 공시체에서 일반적으로 관찰되는 양상과 유사하다.

이와 반면, S2 공시체의 응력에 따른 체적 변형률을 통하여 공시체의 체적이 지속적으로 증가함을 알 수 있다. 이는 축 방향 압축력(결과적으로, 압축응력)과 직각 방향 변형률이 비례하기 때문이다⁸⁾. S2 공시체의 부분 지압파괴로 인하여 직각 방향 변형률 증가 또한 지속적인 체적 증가에 기인한 것으로 판단된다. S4 공시체는 예상파괴 하중까지 받지 못하고 중간에 파괴가 발생하였다. 따라서 체적변형률이 양의 방향으로만 변화하는 형태로서 하중이 재하되는 동안에 지속적으로 체적이 감소하는 것으로 나타났다. 이는 축 방향력과 휨모멘트를 동시에 받는 공시체에서 주로 나타나는 현상으로, 공시체 가력면의 평활도가 떨어져서 일부면으로만 하중을 받았기 때문이다.

실험을 통하여 얻은 공시체의 기계적 특성(항복강도, 탄성계수, 포아송 비, 체적 변형률)을 표 2에 정리하였다.

표 2. 압축실험을 통해 얻은 재료의 기계적 성질

구분	항복강도 (MPa)	탄성계수 (GPa)	포아송비 (mm/mm)	체적 변형률
1	95.2	17.6	0.333	0.001
2	50.8	25.2	-	-0.004
3	92.0	18.0	0.300	0.001
4	85.0	13.7	0.238	0.003
5	65.4	12.7	0.381	0.001
6	78.8	12.2	0.370	0.001

4. 압축판의 최적형상 결정 및 유한요소해석

4.1 압축판 형상에 대한 변수 설정

앞서 언급한 열교 차단장치의 압축판에 대한 구조적 요구조건에 따라, 열교현상을 최소화하여 단열성능을 확보하기 위하여 압축판은 최소의 단면적으로 구조적 안정성을 확보할 수 있어야 한다. 본 연구에서는 압축판의 최적형상을 도출하기 위해 D13 철근이 삽입된 압축판의 지름과 길이방향 곡률을 해석 변수로 하여 유한요소해석을 진행하였다.

압축판의 지름은 철근의 최소 피복두께인 40 mm를 고려하여 최소 13 mm에서 최대 80 mm까지의 범위에서 취할 수 있으나, 건물 외부 캔틸레버 슬래브와의 결합을 고려해 4 개의 압축판 지름(20, 30, 40, 50 mm)을 이용하여 해석 모델을 수립하였다. 또한 그림 6에서 보는 바와 같이, 원주 중심방향의 곡률을 의미하는 압축판의 길이방향 곡률은 반지름(R)의 10, 20, 30, 40, 50% 등 5 개를 해석 변수로 사용하였다. 이와 같이 선정한 변수에 대하여 최대 압축하중에 의해 결정되는 구조성능지수와 부피변화에 의존하는 단열성능지수를 비교해, 열교 차단장치에 적용하기 위한 압축판의 최적단면을 결정하는 기초 자료로 사용하였다.

표 3. 재료의 입력 물성치

구분	탄성계수(GPa)	포아송비(mm/mm)
재료물성치	150	0.346

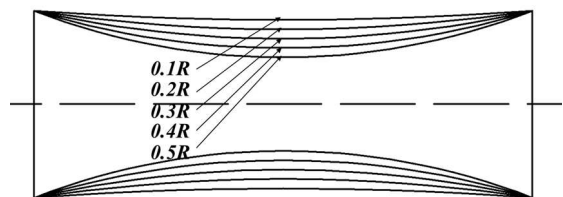
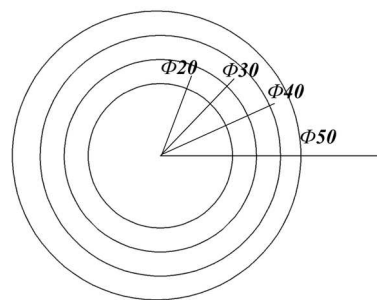


그림 6. 유한요소해석을 위한 변수설정

4.2 압축판 최적형상에 대한 유한요소해석

압축판의 최적형상을 도출하기 위하여 상용 프로그램인 Abaqus CAE 프로그램(9)을 사용하여 유한요소 해석을 수행하였다. 공시체 압축실험결과를 이용하여 얻은 재료의 기계적 성질을 유한요소 해석의 입력 데이터(표 3 참조)로 사용하였다.

경계조건은 열교 차단장치 내에서 압축판의 실제 거동 양상을 고려하여 건물의 내부 슬래브 쪽은 고정 단으로 가정한 반면, 외부 슬래브와 연결되는 면은 휨 모멘트에 의한 압축력이 작용하는 가력 지점으로 설정하였다.

가력 방법은 일반적인 변위 제어 방식 대신 재료의 취성적 거동을 고려하여 하중제어의 방식으로 하였으며, 구속하지 않은 단의 전단면에 대해서 요구 압축력에 해당하는 압력을 재하하였다.

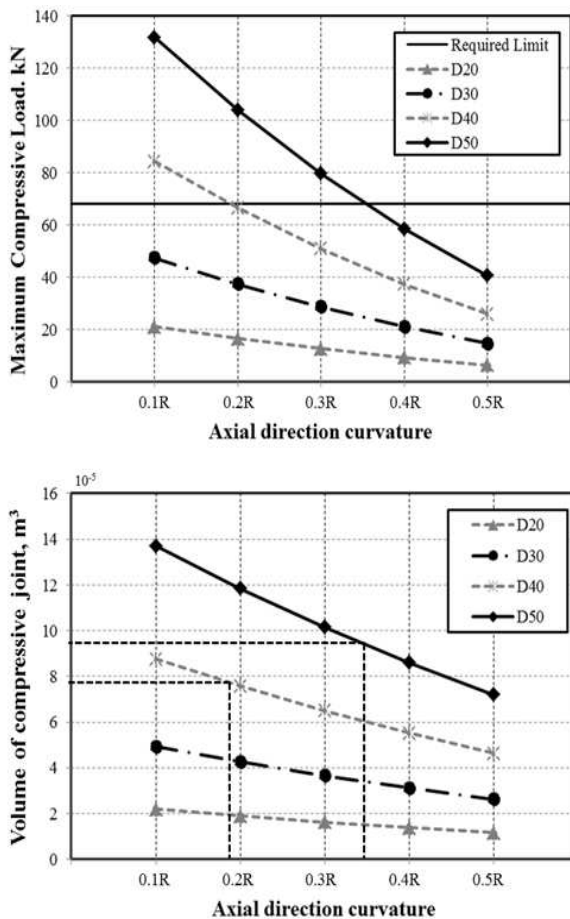


그림 7. 열교 차단장치 압축판의 축방향 곡률 변화에 따른 최대 압축하중과 부피변화

4.3 유한요소 해석 결과

해석 변수인, 압축판의 지름과 길이방향 곡률에 따른 최대 압축강도(구조성능지수)와 부피변화(단열성능지수)를 그림 7에 제시하였다. 스테인리스를 통해 제작된 기존 압축판의 모듈 하나가 지지할 수 있는 압축력, 68 kN(그림 7의 상단 그림 내 실선으로 표시됨)을 비교를 위한 기준으로 설정하고 최적형상을 도출하였다.

그림 7에서 보는 바와 같이, 압축판 길이방향의 곡률이 클수록 압축내력이 감소하는 양상을 보였다. 이는 내부로 갈수록 단면 감소에 따른 압축응력 증가와 응력집중 심화가 주요한 원인으로 나타났다. 지름이 작은 D20, D30 해석 모델에서는 일정 비율로 절곡시킨다고 해도 단면손실의 영향이 적기 때문에 받을 수 있는 압축내력의 감소가 적어지게 되지만, 지름이 큰 D40, D50 해석 모델에서는 일정 비율로 절곡 시 단면손실이 상대적으로 커져 압축내력도 높은 비율로 감소하게 된다. 이와 같은 단면손실에 의한 압축내력의 감소는 0.1R - 0.2R로 절곡시킬 경우 20 - 39%의 범위로 변화되었으며, 0.5R일 경우에 최대 69%까지 발생하는 것으로 평가되었다. 이는 열관류량을 줄이기 위한 압축판의 부피감소가 구조성능지수의 감소율에 상당한 영향이 있으므로, 단열과 구조성능지수에 대한 상호 고려를 통해 최적형상을 결정해야 함을 의미한다.

그림 8은 D40 해석모델의 압축판의 축방향 곡률에 따른 압축하중 및 변형률의 변화를 나타내고 있다. 전체적으로 절곡률이 커질수록 앞에서 제시한 압축판이 받을 수 있는 최대 압축하중이 작아지는 현상과 더불어 파괴변형률이 감소되는 경향을 나타내었다. 이는 압축력에 저항하는 단면적의 손실로 인해 지점에서의 응력전달과정에서 해당 부분으로 응력이 집중되었기 때문으로 판단할 수 있다. 또한 이러한 응력의 집중현상과 세장해진 단면형상으로 인해 국부좌굴의 영향도 발생되어 그래프와 같이 최대하중에 도달하지 못하고 중간에 파괴되는 양상이 나타났다.

그림 9는 0.2R 절곡률을 가진 40 mm 지름의 압축판과 0.3R 절곡률을 가진 50 mm 지름의 압축판의 응력 분포를 비교한 것이다. 단면 손실율이 큰 0.3R 절곡률을 가진 50 mm 지름의 압축판은 세장한 부분에서 예상 파괴응력인 88 MPa과 거의 유사한 값을 보인 반면, 0.2R 절곡률을 가진 40 mm 지름의 압축판

은 보다 균등한 응력분포를 확인할 수 있다. 이는 절곡률을 높이기 위한 과도한 단면손실로 인하여 응력 집중이 발생하게 됨을 의미하여, 응력집중은 연성능력을 감소시킬 수 있다는 점을 고려하여 최종형상을 결정하였다. 이상으로부터 지름 40 mm인 압축판에서는 0.2R 미만의 절곡률에서 요구 성능을 만족하였으며, 지름 50 mm인 압축판에서는 0.3R 미만의 절곡률에서 요구 성능을 만족하는 것으로 나타났다.

구조적 요구 성능을 만족하는 압축판을 대상으로 단열성능에 대한 요구 성능을 검토하였다. 0.3R 절곡률을 가진 50 mm 지름의 압축판의 부피는 $9.35 \times 10^{-5} m^3$, 0.2R 절곡률을 가진 40 mm 지름의 압축판의 부피는 $7.60 \times 10^{-5} m^3$ 이므로, 상대적으로 부피가 작은 0.2R 절곡률을 가진 40 mm 지름의 압축판이 열교 차단 성능이 우수할 것으로 판단하여 이를 압축판의 최적형상으로 결정하였다.

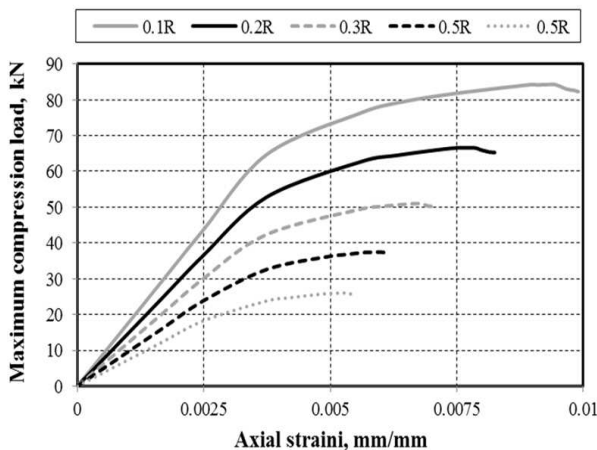
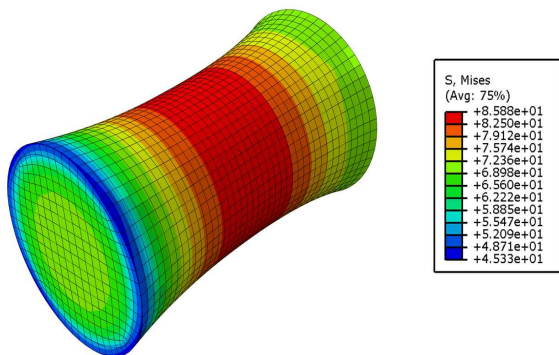
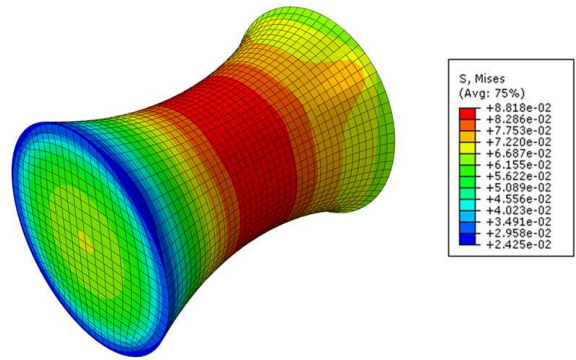


그림 8. D40 해석모델의 압축판 축방향 곡률에 따른 압축하중 및 변형률 변화



(a) 0.2R, D40 해석모델



(b) 0.3R, D50 해석모델

그림 9. 압축판 형상에 대한 해석모델 내 응력 분포

5. 결 론

본 연구에서는 열교 차단장치에 적용되는 압축판의 형상을 변수로 고강도 발현을 위한 에폭시 혼합물 압축실험결과를 토대로 유한요소해석을 통해 구조성능치와 단열성능치를 상호 만족시키는 최적형상을 결정하는 과정과 결과를 제시하였다.

첫째로, 내외부 구조부재의 접합부에서 발생하는 열교현상을 차단하기 위한 목적으로, 열교 차단재를 적용하기 위해서는 기존의 구조부재가 부담하던 외부하중을 대신할 부재가 요구된다. 이 때, 구조부재가 차지하던 부분에 열교 차단재가 삽입됨으로서 단열성능의 향상을 도모할 수 있으며 이로 인해 기존의 구조요소는 최소화된 단면적이 요구된다.

둘째로, 압축시험을 통하여 측정된 에폭시 혼합물 공시체의 항복강도는 약 85 MPa로 나타났으며, 극한 변형률은 동일강도를 가진 콘크리트의 극한 변형률, 0.003에 비해 3 - 4배 정도 큰 것으로 나타나 압축판 재료가 콘크리트에 비해 높은 연성도를 보유하고 있음이 실험적으로 증명되었다. 또한 체적 변형률 양상은 전체적으로 변곡점을 형성하여 체적 감소가 있는 후 비선형성이 확대됨에 따라 체적이 증가하는 경향을 보였다.

셋째로, 유한요소해석결과 압축판의 길이방향 절곡률이 커질수록 부피감소가 커져서 단열성능지수를 높일 수 있으나, 단면손실에 의한 압축내력의 감소가 최대 69%까지 발생하는 것으로 평가되었다. 따라서 열관류량을 줄이기 위한 압축판의 부피감소가 구조성능지수의 감소율에 상당한 영향이 있으므로, 단열과 구조성능지수에 대한 상호 고려를 통해 최적형상을 결정해야 한다.

넷째로, 연구의 전 과정에 걸쳐 결정된 압축판의 형상을 바탕으로 이를 열교 차단장치에 적용하였을 시 다른 요소와의 상호작용과 요구 구조성능의 발현에 대한 연구를 위해 실물 실험체에 대한 실험적 연구가 향후 요구된다.

참고문헌

1. 이승연 외 3인, 에너지 절감형 공동주택 설계 기술에 관한 연구, 대한건축학회 논문집, pp183-190, 2011
2. Florian Riebel, Thomas Keller, Structural behavior of multifunctional GFRP joints for concrete structures, Construction and Building Materials Vol. 23, pp1620-1627, 2009.
3. Schock Bauteile GmbH, US Patent Application Publication No. 2007-0074477
4. 대한건축학회, 국토해양부고시 건축구조기준 및 해설 2009, 2010. 2.
5. ACI Committee 318, Building Code Requirements for Structural Concrete(ACI 318M-11) and Commentary, An ACI Standard, American Concrete Institute, Farmington Hills, Michigan USA, 48331, 2011.
6. Bieniawski Z.T., "Mechanism of Brittle Fracture of Rock, Part 2-Experimental, Studies", Int. J. of Rock, Mech. and Min. Sci., Vol. 4, 1967.
7. Lau J.S.O. and Chandler N.A., "Innovative laboratory testing", Int. J. Rock Mech. Min. Sci., Vol. 41, pp.1427-1445, 2004.
8. 이종석 외 3명, 일축압축 하에서 반복재하에 따른 포아송비의 거동분석-경상분지 퇴적암을 대상으로, 터널과 지하공간 23호, pp. 66-77, 2013.
9. ABAQUS Analysis User's Manual version 6.5, Hibit, Karlsson and Sorensen, INC.,USA, 2005.
10. ABAQUS/CAE User's Manual version 6.5, Hibit, Karlsson and Sorensen, INC.,USA, 2005.
11. ABAQUS TheoryManual version 6.5, Hibit, Karlsson and Sorensen, INC.,USA, 2005.

논문접수일 (2013. 05. 17)

심사완료일 (2013. 06. 03)

게재확정일 (2013. 06. 07)