

# FRP 바닥판의 약축방향 파괴모드에 관한 연구

## A Study on the Failure Mode of FRP Bridge Deck in It's Weak Axis

지 광 습†      김 병 민\*      황 윤 국\*\*      이 영 호\*\*\*      강 영 종\*\*\*\*  
Zi, GoangSeup      Kim, ByeongMin      Hwang, Yoon-Koog      Lee, Young-Ho      Kang, Young-Jong  
(논문접수일 : 2005년 6월 8일 ; 심사종료일 : 2005년 12월 19일)

### 요 지

본 논문에서는 내구성과 수명을 획기적으로 향상시키기 위해 제3세대 건설재료인 섬유강화 플라스틱(FRP) 소재로 제작된 사각형 중공 교량 바닥판의 파괴모드를 실험과 해석을 통해 분석하였다. 재하시험 결과 바닥판의 강축방향의 거동은 파괴 직전까지도 거의 선형탄성적으로 거동한 반면, 약축방향의 거동은 재하초기부터 작은 하중하에서도 큰 비선형성을 보였다. 이 약축방향 비선형성의 원인은 웹과 플랜지 연결부의 불완전한 일체거동으로 인한 소성거동 때문인 것으로 판단된다. 웹과 플랜지의 연결부에 소성힌지를 도입한 간단한 구조모형을 이용하여 이를 확인하였다. 집착부의 박리 파괴 가능성도 검토하였으나 이는 대상 중공바닥판의 약축방향 파괴에 직접적으로 관여하는 것은 아닌 것으로 판단된다. 약축방향의 구조거동을 개선시키기 위한 방안으로 내부를 폼으로 충전하는 방법을 제시하였으며 그 가능성을 구조해석을 통해 확인하였다.

**핵심용어** : FRP, 교량, 바닥판, 소성해석, 구조안정론, 거동개선

### Abstract

The failure mechanism of a hollow bridge deck which is made of fiber reinforced polymer (FRP) to improve its durability and life time significantly is investigated using both experiments and analyses. While the load-displacement behavior of the deck in the longitudinal direction is almost linear just before the failure, the behavior in the transverse direction shows a strong nonlinearity even in its initial response with relatively small magnitude of loads. We found that the nonlinearity is due to the imperfection of the connection between the flange and the web; a plastic deformation can take place in the connection. The argument is demonstrated using a simple structural model in which a rigid plastic hinge is introduced to the connection. We also checked the contribution of the delamination mechanism to the failure. But the delamination is not the main mechanism which initiates and causes the failure of the bridge deck. In order to improve the structural behavior of the deck in the transverse direction, we suggested that the empty space of the bridge deck is filled with a foam and confirmed the improved behavior by a numerical analysis.

**keywords** : FRP, bridge, deck, plastic analysis, structure stability, behavior improvement

### 1. 서 론

1940년대 이후 등장한 섬유강화복합재료(Fiber Reinforced Polymer Composites)는 고강도, 고강성의 장점에도 불구하고, 산업화가 되기에는 그 비용이 너무 고가였

기 때문에 극히 제한적으로 활용되었다. 1980년대에 접어들면서 FRP산업의 중요성이 증대되었고, 이후 꾸준한 연구와 투자를 통해 획기적인 비용절감이 가능해짐에 따라 FRP의 사용예가 점점 늘어나고 있는 추세이다. 1980년대부터는 토목구조분야에서도 구조물의 보수 및 보강 재료

† 책임저자, 정회원· 고려대학교 사회환경시스템공학과 조교수  
전화: 02-3290-3324 ; Fax: 02-928-7656  
E-mail: g-zi@korea.ac.kr

\* 고려대학교 사회환경시스템공학과 석사과정

\*\* 정회원 · 한국건설기술연구원 공학박사

\*\*\* 한국건설기술연구원 공학박사

\*\*\*\* 정회원 · 고려대학교 사회환경시스템공학과 정교수

• 이 논문에 대한 토론을 2006년 6월 30일까지 본 학회에 보내주시면 2006년 9월호에 그 결과를 게재하겠습니다.

로서 FRP가 각광을 받기 시작했으며, 최근에는 교량 바닥판, 기둥과 같이 주부재의 소재로도 활용되고 있다. 또한, FRP가 고강도이면서 부식하지 않는 재료라는 장점에 기인하여 콘크리트 구조물의 철근 및 긴장재를 대체할 수 있는 보강근으로도 활용되기 시작하였다.

선진국에서는 1990년대 초부터 FRP교량 바닥판에 관련된 연구가 본격적으로 시작되었으며, 현재까지도 활발한 연구가 진행 중이다. FRP로 제작된 교량 바닥판은 중량대비 비강성과 비강도가 기존의 철근콘크리트 바닥판보다 월등하여 바닥판의 동일한 하중저항능력에 대해 자중을 크게 감소시킬 수 있다. 그러므로 기존 교량의 바닥판을 FRP교량 바닥판으로 대체할 경우 거더 등 주부재의 교체없이도 활하중 저항능력을 크게 증진시킬 수가 있다. 신설교량의 설계 및 시공과 관련해 바닥판의 자중감소는 날렵한 외관을 가진 교량설계와 신속하고 효율적인 시공을 가능하게 한다.

GangaRao 등(1999)은 미국 West Virginia주에서 노후화된 많은 단경간 교량들의 보수 및 보강 작업에서 FRP 바닥판을 활용하는 방안을 시험시공을 통해 검증했으며, 고속도로 교량에 작용하는 하중과 거친 환경에 대한 조건을 만족시키는 동시에 바닥판 자중의 감소와 비용의 절감에 초점을 맞춘 연구를 꾸준히 수행하였다. Harik 등(1999)은 다양한 경간길이, 폭, 높이의 FRP바닥판에 대해서 3점 재하실험을 수행하였다. AASHTO규정의 트럭하중을 모사한 하중을 각 판의 중앙에 재하하여 실험을 수행하였으며, 그 결과 모두 처짐규정을 만족했고, 붕괴에 대해서 5이상의 안전율을 얻을 수 있었다. Qiao 등(2000)은 FRP바닥판의 체계적인 분석을 통하여 여러 가지 물성치를 얻어냈으며, 그 물성치의 정확성을 위해 실제 바닥판의 실험 결과와 유한요소해석 결과를 비교하여 검증했다. 그리고 실제 예를 통해 효과적인 FRP단면 개발과 바닥판 설계에 사용될 수 있는 간략한 설계과정을 제안했다. Moon 등(2002)은 강재거더와 FRP바닥판의 연결 방법에 대한 실험적 연구를 수행했다. 사다리꼴의 내부공간을 갖는 바닥판에 그라우팅제를 주입해서 거더와 바닥판을 연결하는 방법을 제안했으며, 반복횟수 1050만번의 피로실험을 통해서 강도를 검증했다. Davalos 등(1996)은 인발성형된 FRP I형 보를 대상으로 다양한 재료의 구성에 따른 최적화를 연구하였다. 섬유의 종류와 함유율에 따라서 이동하중, 처짐, 좌굴, 재료의 파괴 등의 다양한 검토를 통하여 최적화를 실시하였으며, 단면을 대칭 박판 구조물로 가정하여 산출한 여러 물성치들에 대해서 실험적 검증을 실시하였다. 또한 그는 FRP를 사용한 벌집형의 샌드위치 패널에 대한 연구를 실시하여 고속도로 교량에 활용할 수

있는 모델을 개발하고 그 특성을 규명하였다. FRP를 사용한 벌집형 샌드위치 패널에 대해 연구당시 사용된 실험들을 통하여 설계와 최적화에 사용될 수 있는 단순화된 분석과정을 제시하였으며, 재료의 물성치와 강성의 획득에 초점을 맞추고 실험과 유한요소해석의 비교를 통해 그 정확성을 확인했다(Davalos 등, 2001).

위와 같이 FRP재료를 활용한 교량 바닥판의 연구는 최근까지도 활발하게 연구되고 있으며, 아직까지도 효율적인 설계기준개발, 바닥판 및 연결부의 피로거동, 파괴 매커니즘 등의 많은 기술적 연구를 필요로 하고 있는 실정이다. 또한 각국의 건설시장에서 FRP재료의 등장과 개발과정을 살펴본 결과, FRP바닥판 산업이 직면한 현재의 상황은 과거의 강재나 콘크리트 산업이 잘 짜여진 시장에 새로운 재료로서 등장했던 것과 같은 상황이라 할 수 있다.

국내에도 이러한 추세에 힘입어 FRP를 활용한 교량구조 개발을 위한 연구가 진행되고 있다(이성우 등, 2001; 한국건설기술연구원, 2002). 최근 한국건설기술연구원서 유리섬유 FRP를 재료로한 사각형 중공 바닥판을 개발하였다. 이 바닥판을 대상으로 검증시험을 실시한 결과 필요한 공용강도를 보유하고 있음을 확인하였으나 파괴 직전까지 거의 탄성거동을 보이는 종방향(강축)거동과는 달리, 횡방향(약축)거동에서는 큰 비선형성이 관찰되어 이에 대한 원인분석이 요망되며, 이의 개선책이 필요하게 되었다. 본 논문에서는 이 사각형 중공 FRP바닥판의 약축방향 거동특성을 기술하고 이의 해석방안과 개선책을 제시하는 것을 목적으로 했다.

본 논문의 구성은 제1장에서는 최근까지 진행되고 있는 FRP바닥판연구의 성과와 동향, 본 논문의 목적 등을 기술했고, 제2장에서는 FRP바닥의 약축(교축)방향 실험개요와 결과를 기술하였으며, 제3장과 제4장에서는 각각 본 논문의 핵심인 파괴해석과 좌굴안정성 검토를 기술하였다. 그리고 제5장에서는 약축 방향의 거동개선책을 제시하였다. 접착부의 박리파괴모드는 부록에 간단히 기술하였다.

## 2. 교축방향의 바닥판 재하실험

### 2.1 실험개요

그림 1과 같이 FRP바닥판의 취약 방향인 교축방향(이하 약축이라 칭함)의 강성을 정량적으로 예측하고자 2개의 셀로 구성된 단위모듈 8개를 접착체로 연결한 후 실험목적에 맞게 가공하였다. 본 바닥판의 적축방법 등 제작에 관한 사항은 한국건설기술연구원(2002)을 참조하기 바란다. 약축 FRP 보 시험체의 제원과 가력방향은 그림 1에 보인

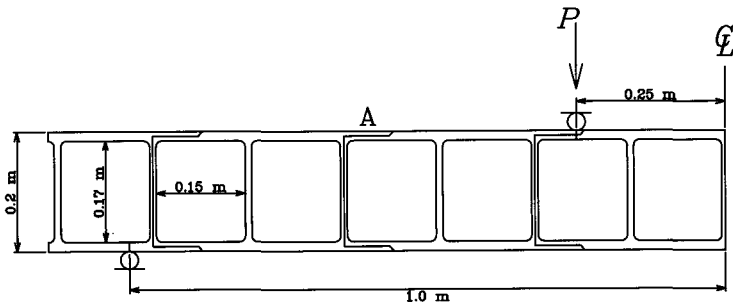


그림 1 약축방향의 재하시험(한국건설기술연구원, 2003)

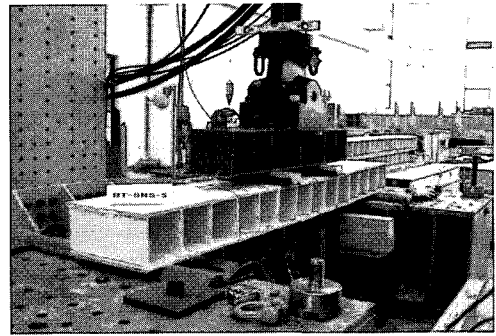
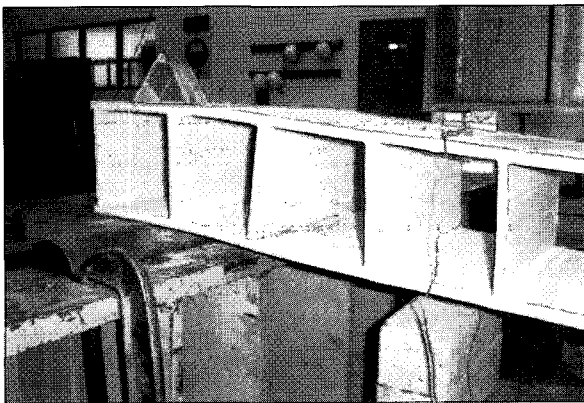
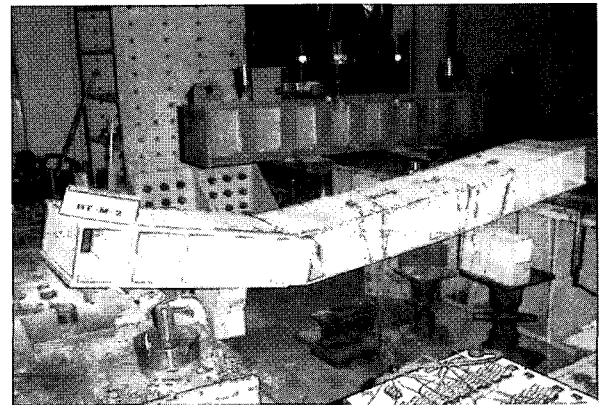


그림 2 약축방향 재하실험전경



(a)



(b)

그림 3 약축방향 파괴형상 : (a) 플랜지-웹 연결부의 파괴와 (b) 접착부의 박리

바와 같다. 실험체의 지점간격은 2m이고, 보 지점부의 지지조건은 단순지지로 하였다. 하중은 미국 MTS사의 500 kN 용량의 액츄에이터(그림 2)를 사용하여 실험체 중앙부에 500mm 간격의 집중하중을 가하는 4점 휨(4-Point Bending) 실험으로 하였다. 단위 셀을 접착해서 구조체를 구성하게 되므로 내부에 접착부를 포함하는 웹과 접착부를 포함하지 않는 웹, 두 종류가 있게 된다. 하중재하점은 이 두 종류 웹 사이에 위치하였다. FRP 보의 처짐과 변형률 등은 일본 TML사의 데이터 로거(Data logger)를 사용하여 측정하였다. 동일한 실험체 3개에 대하여 0.05 mm/sec의 속도로 변위를 제어하여 보가 완전히 파괴되거나 더 이상의 하중증가가 없을 때까지 하중을 재하하였다.

## 2.2 실험결과 및 고찰

약축(교축방향) FRP 보의 최종 파괴형상은 그림 3a, 3b에 나타냈다. 시험결과, 웹과 플랜지 연결부의 (1) 국부 휨 파괴(그림 3a) 및 재하지점 바로 바깥쪽 웹의 (2) 접착면의 박리파괴(그림 3b)가 관찰되었다. Tsai-Hill 모델을 이용하여 약축방향의 거동을 상업용 구조해석 프로그램

인 ABAQUS로 해석하여 얻어진 파괴하중과 최대변위를 실험치와 비교한 결과 거의 100%를 상회하는 상대오차를 얻었다(표 1). 또한 변위제어(Displacement Control) 방식으로 재하를 하였음에도 불구하고 그림 4와 같이 하중-변위 선도에 다수의 불안정 점(Instability Points)들이 관찰되었으며, 강축 방향 실험체의 경우와 다르게 실험 초기부터 하중-변위 관계가 비선형을 나타내었다(한국건설기술연구원, 2003). 그림 4에서 원으로 표시된 불안정 점들은 플랜지와 웹의 연결부에서 사출성형의 특성상 불가피하게 발생하는 소성인자로 인한 응력재분배의 결과로 하중이 감소하는 점들이므로 판단된다. 이에 대한 해석은 다음 장에서 수행하였다.

표 1 약축 FRP보의 해석값과 실험값 비교 (한국건설기술연구원, 2003)

구분	파괴하중(tonf)	최대변위(mm)
해석값	1.71	37.37
실험값	0.72	54.08
상대오차	138%	-31%

\* Tsai-Hill 모델 사용

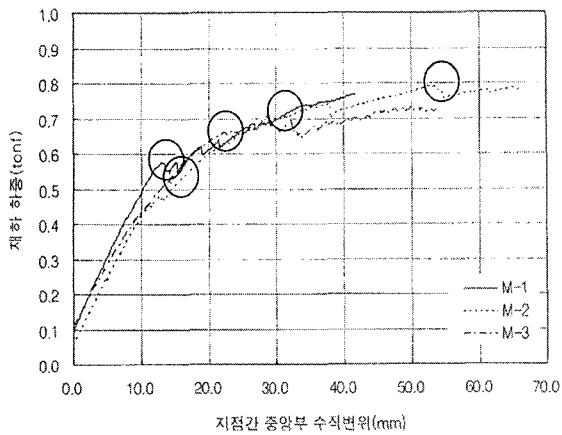


그림 4 약축 방향 실험치중 소성힌지 형성부위 (한국건설기술연구원, 2003)

### 3. 파괴해석

#### 3.1 개요

본 연구에 선행하여 약축방향의 파괴를 파괴역학의 측면에서, 접합부에 점성균열모델을 도입하고 2차원 확장유한요소법을 사용하여 해석을 실시한 결과 박리파괴에 저항하는 강도가 매우 높게 나타났다. 그러므로 모듈간 접합부의 박리가 주 파괴 매카니즘은 아니라는 결론을 내리게 되었다. 이에 대한 내용은 부록에 자세히 기술되었다.

사출성형의 특성상 플랜지와 웨브의 구성섬유가 서로 연속되게 제작하기는 힘들다. 주로 웨브의 섬유를 플랜지 방향으로 일정길이로 연장한 후 성형하여 제작한다. 때문에 연결부가 완전할 수 없으며, 하중 재하시 연결부에서 탄소성회전의 발생이 예상된다. 실제 시편에서도 웨브의 섬유가 플랜지에 완전하게 연결되지는 않았으며, 단지 일정 길이로 연장된 후 매트릭스에 함침되어 제작되었다. 그리고 실험에서도 그림 3a와 같은 연결부 파괴가 발생했다. 그러

므로 연결부에 그림 5와 같은 탄소성 모델을 적용하였다. 웨브와 플랜지의 연결부가 변형하면서 단면의 모멘트가 증가하며, 이 모멘트가 모멘트 강도  $M_p$ 에 도달하면, 소성거동을 한다. 이 그림에서 실선은 완전소성모델, 파선은 열화소성모델, 일점쇄선은 경화소성모델을 나타낸다. 합성섬유 구조의 취성은 이미 널리 알려져 있는 사항(Zi 등, 2003)이므로 열화소성 모델로 가정했다. 가장 간단히 전체적인 하중-변위 선도를 추적하기 위해 연결부의 상태에 따라 다른 값을 취하는 최대 모멘트 강도  $M_p$  이후의 거동은 소성거동을 한다는 사실 이외에는 추가적인 구성방정식 정보를 부여하지 않았다.

그림 1의 바닥판 구조는 지지점과 재하점 사이에 다른 하중이 존재하지 않으므로 그 구간에서는 전단력이 일정한 상태이다. 이 전단력은 각 웨브의 연결부에 거의 동일한 모멘트를 발생시킨다. 그러므로 연결강도가 일정한 경우 대부분의 연결부가 동시에 소성거동을 하게 되어 매우 급격한 하중-변위선도의 천이가 예상되지만, 그림 4의 실험 데이터에서는 전반적으로 완만한 하중-변위선도가 관찰되었다. 하중-변위 선도에 발생한 불안정 점들은 다양한 하중과 변위에 대응하여 연결부 소성힌지의 강도도 편차가 심함을 추정할 수 있다.

#### 3.2 균질화된 탄성물성치

본 바닥판은 여러 개의 섬유층이 적층되어 이루어져 있다. 본 연구의 주 목적은 플랜지와 웨브의 연결거동이 바닥판의 하중-변위선도에 미치는 영향을 연구하기 위함이므로 문제를 간소화하기 위해, 각 층의 물성치를 각각 고려하는 대신 단면의 물성치를 균질화시켰다. 본 바닥판의 세부적인 적층사항과 물성치는 문헌에 수록되어 있다(건설기술연구원, 2002 ; 2003). 그런데 FRP 적층판의 두께방

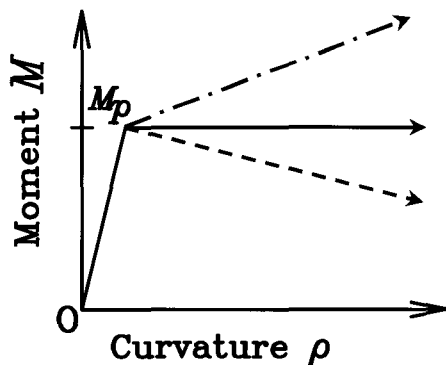


그림 5 웨브와 플랜지 연결부에 도입된 탄소성모델

표 2 플랜지와 웨브 FRP의 균질화된 물성치

구 분		플랜지	웨브
탄성계수 (GPa)	$E_{11}$	25.491	23.610
	$E_{22}$	15.998	15.785
	$E_{33}$	14.40	14.40
포아송비	$\nu_{12}$	0.255	0.255
	$\nu_{31}, \nu_{32}$	0.291	0.291
전단계수 (GPa)	$G_{12}, G_{13}$	7.131	9.865
	$G_{23}$	4.258	6.584
섬유함유율	$V_f$	0.65	0.65

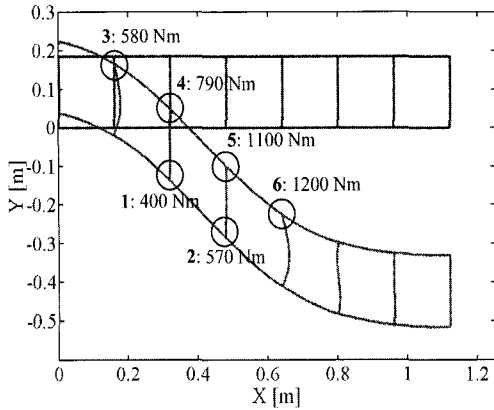


그림 6 10배 확대된 변형 모습 및 소성힌지 발생순서 및 소성모멘트 강도

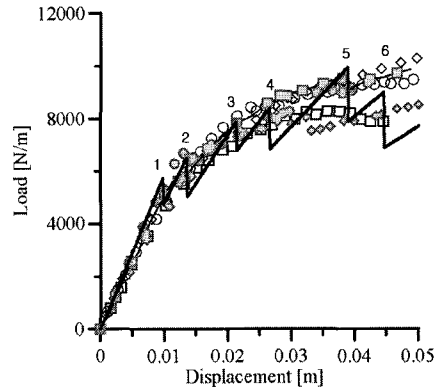


그림 7 소성힌지 모델에 의한 하중-변위선도와 실험 데이터의 비교

항물성치는 계측되지 않았으므로, 두께방향 탄성계수와 섬유함유율간의 관계가 실린 문헌(Daniel 등, 1994)에서 얻을 수 있는 유리섬유/에폭시 비율에 해당하는 값을 사용하였다. 정확도의 문제가 발생할 수 있지만, 계측치가 없으므로 불가피하였다. 본 연구에 사용된 물성치를 표 2에 정리하였다.

### 3.3 해석 결과 및 고찰

본 장에서는 2차원 프레임 요소(그림 6)를 사용하였다. 재하점의 변위를 순차적으로 단조 증가시키면서 각 연결부의 모멘트를 계산하였다. 만약 내부모멘트가 소성모멘트 강도를 초과하면, 해당 프레임 요소를 제거하고 트러스 요소를 삽입했다. 이 과정에서 삽입된 트러스의 양 절점에 그림 5에 해당하는 모멘트를 재하해야 한다. 이 경우 계산이 복잡해지게 되므로 그림 4의 각 불안정 점 사이에서 소성에너지가 완전히 소산됐다고 가정하면, 트러스 요소와 탄성해석 만으로도 전체적인 하중-변위선도를 계산할 수 있다(Bzant 등, 2002). 이를 실험치와 비교하여, 연결부의 모멘트를 역산하였다. 이로부터 산출한 하중-변위선도를 그림 7에 도시했으며, 번호가 매겨진 불안정 점들은 그림 6의 소성힌지 발생에 기인한다. 물론, 여기에는 무수히 많은 소성재하경로가 존재할 수 있으며, 본 결과는 그 중 하나에 불과하다. 그림 7에서 각 극 점 이후 열화부분의 기울기는 수직으로 도시되었으나 소성 에너지의 양에 따라 다양한 기울기를 가질 수 있다(Bzant 등, 2002).

그림 6에는 변위가 10배 확대된 변형모습과 각 소성힌지의 발생순서 및 역산을 통해 얻어진 소성모멘트 값이 400-1200Nm까지 표시되어 있다. 첫 번째 소성힌지는 그림 3b의 파괴형상에서 관찰된 바와 같이 왼쪽에서 3번째 웨브의 아래쪽 연결부에서 발생하였다. 각 소성힌지가

형성될 때마다 내부 단면력의 재분배로 인해 하중-변위선도에는 급격한 변화가 발생한다(그림 7). 이는 소성힌지가 발생된 후 구조물에 저장된 탄성변형에너지가 다른 부분으로 재분배되면서 발생하는 현상이며, 스냅백도 발생할 수 있지만, 본 논문에서는 스냅백의 하중-변위경로는 추적하지 않았다.

플랜지와 웨브 연결부에 축차적으로 간단한 소성힌지를 도입하고 나머지 부분은 탄성체를 사용한 모델을 통해 본 바닥판의 약축 방향의 거동에서 관찰된 다수의 불안정 점들의 원인을 확인하였다. 그리고 본 해석의 결과로부터 플랜지-웨브의 연결부를 제외하고는 탄성체인 구조물에서도 거저적인 하중-변위 선도에서는 전반적으로 큰 비선형성을 얻을 수 있음을 보였다. 그러므로 본 바닥판의 약축방향 강도를 증진시키기 위해서는 연결부와 웨브의 휨 강도를 크게 증진하거나, 연결부에 집중되는 모멘트를 경감할 수 있는 방법이 필요하다.

## 4. 구조안정성 검토

### 4.1 중공 바닥판의 좌굴안정성

본 문제와 같은 구조물의 좌굴강도식은 일반적으로 4항 이상의 푸리에급수가 필요하며, 더욱이 직교판이므로 더욱 복잡해져서, 해석적인 해를 개발하는 의미가 크게 상쇄된다(Bazant 등, 1991). 그러므로 좌굴강도를 계산하기 위해 해석적인 접근보다 수치적 방법을 사용하였다. 그림 8에 도시된 바와 같이 단위 셀을 사용하여 트럭바퀴 폭에 해당하는 등분호 압력  $P$ 를 재하하였으며, 단순지지와 고정 두가지 경계조건과 측면방향 구속의 유무에 따라서 범용 구조해석 프로그램인 ABAQUS를 사용하여 좌굴해석을 실시하였으며, 그 결과를 표 3에 정리하였다. 또한 해당 좌굴

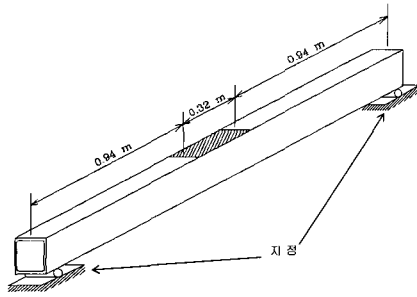


그림 8 좌굴 수치해석 대상

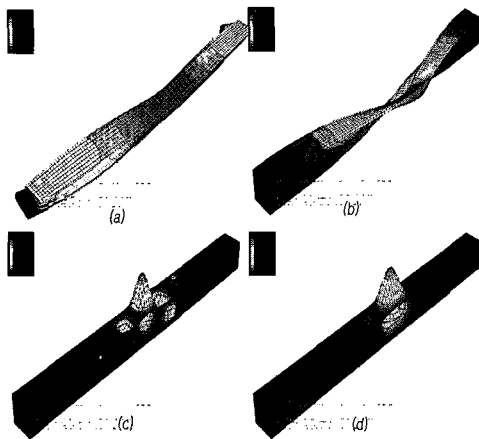


그림 9 경계조건의 변화에 따른 중공 단위 셀의 제1차 좌굴모드

표 3 중공 바닥판의 좌굴 해석결과

구 분		좌굴압력 [단위: MPa]	좌굴변위형상	비 고
측면방향 불구속	단순지지	4.19	그림 9a	전체좌굴
	고 정	7.79	그림 9b	전체좌굴
측면방향 구속	단순지지	3.42	그림 9c	국부좌굴
	고 정	7.09	그림 9d	국부좌굴
20개 연속셀		12.48	그림 10	국부좌굴

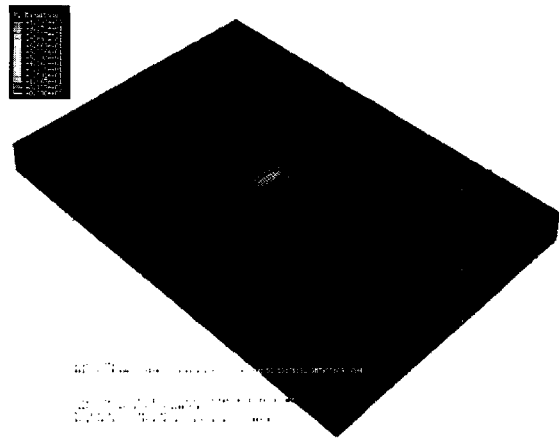


그림 10 20개 셀로 구성된 바닥판의 좌굴형상

변위 형상을 그림 9에 도시하였다. 축방향의 변위가 구속되지 않은 경우는 지점부의 조건에 관계없이 모두 바닥판 셀 전체가 상대적으로 작은 하중에서 횡방향으로 좌굴되는 파괴모드를 보였다. 축방향의 변위가 구속된 경우는 플랜지와 웨브가 국부적으로 좌굴되었다. 이 경우 좌굴하중은 이전 경우의 좌굴하중과 거의 비슷하게 얻어졌다.

그러나 그림 9에 도시된 단위 셀의 좌굴은 인접 셀의 상호작용이 고려되지 않았기 때문에 계산된 좌굴하중은 실제 하중보다 작을 수 있다. 실제와 가까운 좌굴하중을 구하기 위해 20개의 셀로 구성된 바닥판의 좌굴하중을 전과 꼭 같은 하중조건에 대해 계산하였다. 이 경우 그림 10과 같이 국부좌굴이 지배모드였으며, 좌굴 강도는 12.48MPa이었다. 이는 인접 셀의 상호작용이 고려되지 않았을 때와 비교하여 약  $(12.48 - 7.79) / 7.79 = 60\%$  증가된 값이다. 경계조건으로서 바닥판의 최외측 변위를 고정하였다.

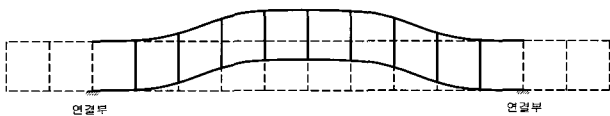


그림 11 온도변화로 인한 좌굴형상(점선: 좌굴 전, 실선: 좌굴 후)

#### 4.2 온도변화에 의한 좌굴을 방지할 최소 연결길이

바닥판에 작용하는 하중은 거더로 전달되게 된다. 바닥판을 거더에 고정시키기 위해 거더의 상부와 바닥판 사이에 연결장치를 설치한다. 거더를 구성하는 주 구조재료로서 강재를 고려하면, 그 열팽창계수는 약  $12 \times 10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}$ 이다. 유리섬유 FRP의 열팽창계수는 약  $5 \times 10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}$ 이므로, 강재와 비교하여 약  $7 \times 10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}$ 의 차이가 난다(Daniel 등, 1994). 이 열팽창계수의 불일치는 두 재료 간에 온도차이가 존재할 경우, 심지어 같은 양의 온도변화가 있을 경우에도 연결장치와 연결장치 사이의 바닥판의 좌굴을 초래할 수 있다(그림 11).

열팽창계수의 불일치로 인한 등가하중은 온도변화로 생기는 변형률과 Hooke의 법칙을 이용하면 다음과 같다.

$$P = E_f \Delta \epsilon_T A_f = E_f |\alpha_f - \alpha_{steel}| \Delta T A_f \quad (1)$$

여기서,  $E_f$  = FRP 플랜지의 탄성계수,  $\alpha_f, \alpha_{steel}$  = 각각, FRP 플랜지와 강재의 열팽창계수,  $\Delta T$  = 온도변화,  $A_f$  = 플랜지의 면적이다.

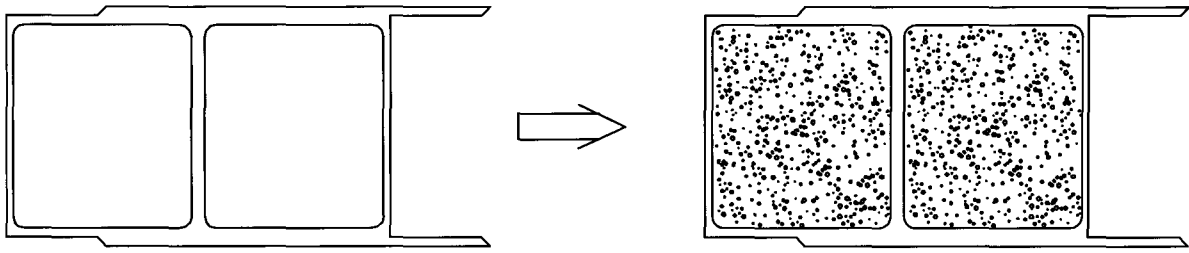


그림 12 구조용 폼을 이용한 중공 FRP 바닥판의 보강(안)

본 바닥판과 같은 조립형(built-up) 구조의 전단강성은 그 휨 강성과 비교할 때 매우 작다. 그러므로 전단변형을 좌굴해석에 반드시 고려해야 한다(Bazant 등, 1991). 전단변형을 고려한 좌굴하중은 다음과 같이 주어진다.

$$P_{cr} = \frac{P_E}{1 + \frac{P_E}{GA_0}} \quad (2)$$

여기서  $P_E = (\pi/l)^2 E_f I_f$ 는 전단변형이 고려되지 않은 좌굴하중, 즉, 오일러 하중,  $l$  = 유효좌굴길이,  $I_f$  = FRP 플랜지의 단면2차모멘트이다. 바닥판의 등가 전단강성  $GA_0$ 는 에너지의 등가성을 고려하여 다음과 같이 구할 수 있다.

$$\frac{1}{GA_0} = \frac{ab}{12E_w I_w} + \frac{a^2}{24E_f I_f} \quad (3)$$

여기서  $a$  = 플랜지의 폭,  $b$  = 웨브의 높이,  $E_w$  = 웨브의 탄성계수,  $I_w$  = 웨브의 단면 2차모멘트이다. 식 (3)을 (2)에 대입하면, 유효좌굴길이를 풀어낼 수 있다.

온도변화  $\Delta T = 40^\circ\text{C}$ 를 고려할 때, 유효좌굴길이는 약 17m로 계산되었다. 연결부를 고정단으로 가정하면, 온도좌굴을 방지하기 위한 최소 연결길이는 약  $17 \times 2 = 34\text{m}$ 가 된다. 이 길이는 일반적인 브레이싱 배치 간격보다 매우 큰 값이므로, 온도변화로 인한 연결부 중간에 발생하는 좌굴의 위험성은 낮다고 사료된다. 제작공정상의 문제로 강성이 낮아질 수 있는데, 플랜지와 웨브의 강성의 변화가 서로 비례한다고 가정하면, 식 (2)로부터 임계좌굴길이는 변화가 없는 것을 알 수 있다.

## 5. 약축방향 거동 개선안

약축방향의 거동은 종방향의 거동과 비교하여 강성이 작으며 비선형성을 보인다. 앞서 3장의 해석에서 이 비선형성의 원인은 플랜지와 웨브의 연결부에 걸리는 모멘트가 연결부

모멘트 강도를 초과해서 발생하는 소성거동임을 밝혔다. 그러므로 약축방향의 거동을 개선하기 위해서는 연결부에 걸리는 모멘트를 경감하거나 연결부의 강도를 증진시켜야 한다.

본 연구에서는 전자의 경우인 모멘트를 경감시키는 방안을 강구하였다. 연결부의 모멘트 발현은 셀의 모양이 그림 6에 도시된 바와 같이 찌그러지면서 생기므로, 과도한 전단변형은 플랜지와 웨브의 연결부에 과도한 모멘트를 발생시킨다. 즉, 작용 모멘트 경감은 바닥판의 전단 강성을 증진시키므로써 해결될 수 있다. 그래서 본 연구에서는 약축방향의 거동을 보강하고 등가강성도를 증가시키기 위한 안으로서, 중공 내부를 구조용 폼(foam) 재료로 채우는 방안을 제시하였다(그림 12).

### 5.1 충전 바닥판의 소성해석

내부를 채워 넣은 바닥판의 약축방향 거동이 개선된 사항을 검토하기 위해 유한요소해석을 수행하였다. 폼의 탄성계수에 따른 변화를 검토하기 위해 폼의 탄성계수를  $E_f = 0.5$ 에서 87MPa까지 변화시키면서 약축의 거동을 계산하였다(그림 13). 이 때 폼의 포아송 비는 0.32를 사용하였다. 폼 재료를 모델하기 위해 4절점 2차원 연속체 요소를 사용하였다.

해석결과 약 탄성계수 0.87MPa의 폼만 사용하여도 약축방향의 강성이 두드러지게 증가하는 것을 알 수 있다. 여기서 의문점이 생길 수 있는데 플랜지와 웨브의 탄성계수는 실험치 대비 조정치 1.52로 조정한 후에도, 각각 약 10.5와 10.4GPa로서 상대적으로 큰 값이다. 0.87MPa은 이 값들의 약 0.0001정도의 수준인데도 불구하고 그 거동이 두드러지게 개선되었다. 그 해답은, 본 바닥판은 프레임 구조이며, 폼 재료는 연속재료임에 유의하면 식 (3)에서 찾을 수 있다. 식 (3)에 의해 본 바닥판의 등가 전단탄성계수를 구하면, 본 바닥판은 약 2.2MPa에 불과한 약한 전단탄성계수를 가지고 있다. 그러므로 플랜지나 웨브보다 훨씬 작은 강성을 지닌 폼을 사용하여도 약축방

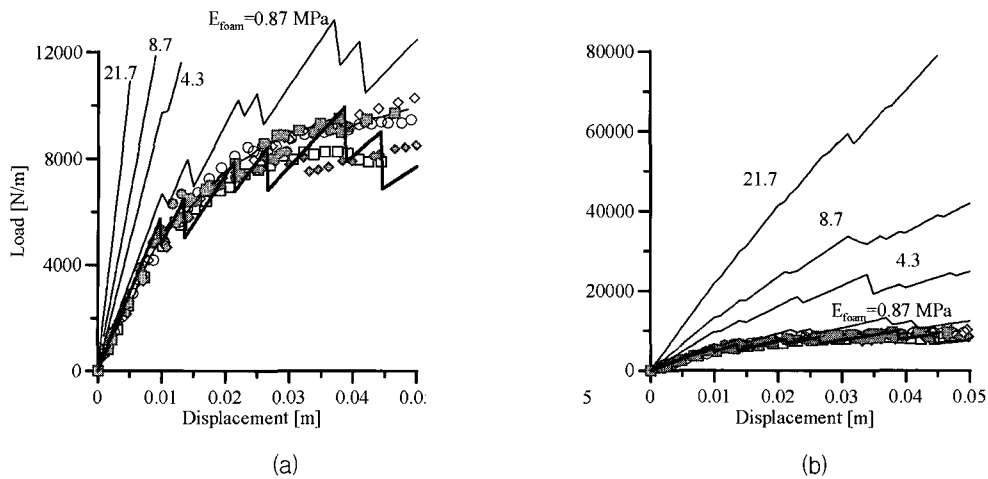


그림 13 각기 다른 폼재료의 탄성계수에 따른 약축방향 거동의 개신

향의 강성을 효과적으로 증진시킬 수 있다.

그림 6 및 13에 보인 바와 같이 플랜지-웨브의 연결부가 휨 파괴되기 전까지는 선형거동을 하며, 그 이후 다른 연결부들이 축차적으로 파괴되어 전체적으로 비선형거동이 얻어진다. 중공 내부에 충전된 폼의 작용으로 인해 연결부에 작용하는 모멘트가 경감되는 효과가 있다. 그림 13에서 충전재의 강성이 증가할수록 첫 번째 연결부가 파괴되는 하중도 증가하는 것을 알 수 있다. 그러므로 충전재의 역할은 약축방향의 강성을 증가시킬 뿐 만 아니라, 연결부에 작용하는 모멘트를 경감함으로써 바닥판의 강도가 플랜지와 웨브의 인장 및 압축강도에 지배받을 수 있도록 한다. 본 계산의 경우 폼의 탄성계수가 21MPa를 상회하는 경우 하중이 접착부 박리 파괴모드에서 얻을 수 있는 최대하중인 80kN/m까지도 도달하였다(그림 13b). 그러므로 구조부재의 효율성을 크게 증대시킬 수 있다. 하지만 본 해석은 충전재의 재료적 비선형성은 고려하지 않았으므로 추후 자세한 후속 연구를 계획 중이다.

5.2 충전 바닥판의 좌굴안정성

구조물의 좌굴강도를 증진시키기 위해서는 해당 구조물의 내부지점을 형성시켜 유효좌굴길이를 줄이는 것이 매우 효과적이다. 일반적인 박판 구조물에 흔히 설치되는 수평 및 수직보강재를 고려할 수도 있겠지만, 본 바닥판의 제작 방식인 사출성형 공정을 생각할 때 이의 설치는 용이하지 않다. 바닥판 내부를 폼으로 채워 넣는 방식이 사출성형에 더 적합하며, 이는 연속적인 내부지지처럼 작용한다.

실제 공용된 구조물과 가까운 20개가 연속된 바닥판을  $E=87\text{ MPa}$ ,  $\nu=0.32$ 의 구조용 폼으로 충전시킨 경우

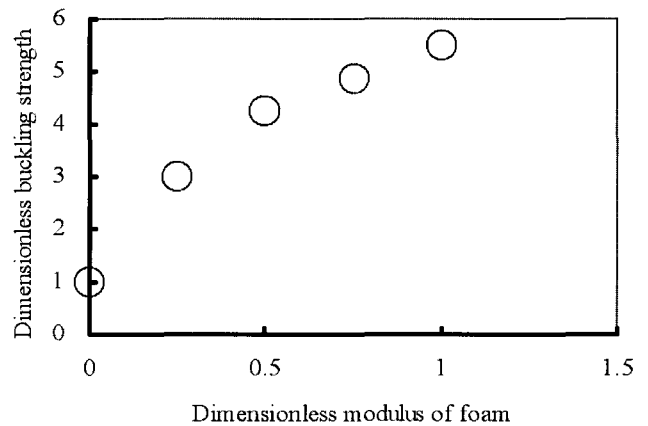


그림 14 폼의 탄성계수에 따른 좌굴강도의 변화

좌굴강도가 68.9MPa로서 내부가 충전되지 않은 경우와 비교하여 4배가 넘는 좌굴강도의 증가가 얻어졌다. 20개 연속 셀로 구성된 내부가 충전된 바닥판의 좌굴형상은 그림 10과 흡사하므로 생략하였다. 그림 14는 폼의 탄성계수와 좌굴강도의 상관관계이다. 이 그림에서 폼의 탄성계수는 87MPa로 나누었고, 좌굴강도는 중공바닥판의 좌굴강도인 12.48MPa로 나누어서 무차원화하였다.

6. 결 론

본 연구에서는 FRP 바닥판의 파괴모드를 소성역학과 좌굴의 측면에서 해석하였다. 소성해석에서는 플랜지와 웨브의 연결부에 소성힌지를 사용하고, 그 외 부분에는 선형탄성거동을 가정하여 하중 변위선도를 역산하였다. 좌굴해석에는 상업용 구조해석 프로그램인 ABAQUS를 사용하였다. 본 연구 결과 다음과 같은 결론이 얻어졌다.



- (1) 실제 실험에서 얻어진 하중-변위선도는 소성힌지 모델로 잘 묘사되었음을 보였다. 실험에서 관찰된 하중-변위선도의 범프(bump)는 소성힌지가 형성될 때 발생하는 탄성에너지의 발산 때문인 것으로 판단된다. 본 연구에서 수행한 역산결과 연결부의 연결강도의 편차가 매우 큰 것으로 확인되었다. 그러므로 연결부에 집중되는 모멘트를 경감하거나, 연결부의 강도를 증진할 수 있는 대안이 필요함을 확인하였다.
- (2) 단위 셀을 이용한 좌굴해석에서는 실험에서 관찰된 바와 같이 셀이 뒤틀리면서 좌굴되는 현상이 지배 좌굴 모드였으나, 실제 거동과 유사하게 구성된 20개 연속 셀의 거동에서는 상부 플랜지와 웨브가 동시에 좌굴되는 국부좌굴이 그 지배모드로 확인되었다. 또한 현재 제작된 중공 바닥판이 온도변화 때문에 좌굴될 위험은 낮다고 판단된다.
- (3) 구조거동을 개선시키기 위한 대안으로서 본 연구에서는 바닥판 내부를 폼재료로 채워 넣는 방안을 제시하였다. 본 연구에서는 탄성계수 87MPa이하, 포아송비 0.32의 구조용 폼을 사용하였다. 사용된 폼의 탄성계수는 플랜지와 웨브의 구성재료 탄성계수와 비교할 때는 작지만, 본 바닥판의 등가 전단강성이 0.54MPa로 매우 낮기 때문에 큰 성능개선 효과를 기대할 수 있다. 약 21MPa만 사용하여도 소성파괴모드의 강도가 접착부 박리파괴모드의 강도 수준까지 향상시킬 수 있으며, 국부좌굴강도 개선 측면에서도 20개 연속 셀의 경우, 그 좌굴강도가 300% 가까이 개선된다.
- (4) 폼으로 내부가 충전된 바닥판은 구조형상이 길이방향으로 동일하기 때문에 보강재 설치보다 사출성형 제조공정에 더 적합한 방식이며, 박판 구조물의 약점인 국부좌굴을 효과적으로 개선시키는 것으로 사료된다. 또한, 박판 구조물의 응력 전달 경로를 연속적으로 변화시킴으로써 구조물의 강성을 증가시킨다.

### 감사의 글

본 연구는 2004년 한국건설기술연구원과 고려대학교 방재연구소 간의 연구계약으로 이루어졌습니다.

### 참 고 문 헌

- 이성우, 이선구, 김정현(2001) 경량 교내구성 복합소재 교량 바닥판의 개발, 학술발표회 논문집, 대한토목학회, pp.682~685.
- 한국건설기술연구원(2002) 장수명 합리화 바닥판 개발 II (1차년도), 전기연 연구보고서 2002-050.

- 한국건설기술연구원(2003) 장수명 합리화 바닥판 개발 II (2차년도), 전기연 연구보고서 2002-050.
- Bazant, Z. P., Cedolin, L.(1991) *Stability of structures: Elastic, inelastic, fracture, and damage theories*, Oxford university press, New York.
- Bazant, Z. P., Guo, Z.(2002), Size effect on strength of floating sea ice under vertical line load, *Journal of Engineering Mechanics, ASCE*, 128(3), pp.254~263.
- Belytschko, T., Chen, H., Xu, J., Zi, G.(2003), Dynamic crack propagation based on loss of hyperbolicity with a new discontinuous enrichment, *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 58(12), pp.1873~1905.
- Belytschko, T., Moes, N., Usui, S., Parimi, C. (2001), Arbitrary discontinuities in finite elements. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 50(4), pp.993~1013.
- Daniel, I. M., Ishai, O.(1994), *Engineering mechanics of composite materials*, Oxford University Press.
- Davalos, J. F., Qiao, P., Barbero, E. J.(1996) Multiobjective material architecture optimization of pultruded FRP I beams, *Composite Structures*, 35(3), pp.271~281.
- Davalos, J. F., Qiao, P. Z., Xu, X. F., Robinson, J., Barth, K. E.(2001) Modeling and characterization of fiber-reinforced plastic honeycomb sandwich panels for highway bridge applications, *Composite Structures*, 52(3~4), pp.441~452.
- Daux, C., Moes, N., Dolbow, J., Sukumar, N., Belytschko, T.(2000) Arbitrary branched and intersecting cracks with the extended finite element method, *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 48, pp.1741~1760.
- Dolbow, J., Moes, N., Belytschko, T.(2000) An extended finite element method for modelling crack growth with friction contact, *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 190(51~52), pp.6825~6846.
- GangaRao, H. V. S., Thippeswamy, H. K., Shekar, V., Craigo, C.(1999) Development of glass fiber reinforced polymer composite bridge deck, *SAMPE J.*, 35(4), pp.12~24.
- Harik, I., Alagusundaramoorthy, P., Siddiqui, R., Lopez-Anido, R., Morton, S., Dutta, P.,

**Shahrooz, B.**(1999) Static testing on FRP bridge deck panels. *Proc., 44th Int. SAMPE Symposium and Exhibition, 2*, Society for the Advancement of Material and Process Engineering, Covina, Calif., pp.1643~1654.

**Moon, F. L., et al.**(2002) Shear stud connections for the development of composite action between steel girders and fiber-reinforced polymer bridge decks. *Journal of Structural Engineering, ASCE*, 128(6), pp.762~770

**Sukumar, N., Moes, N., Moran, B., Belytschko, T.**(2000) Extended finite element method for three-dimensional crack modeling. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 48(11), pp.1549~1570.

**Qiao, P., Davalos, J. F., Brown, B.**(2000) A systematic approach for analysis and design of single-span FRP deck/stringer bridges. *Composites, Part B*, 31(6~7), pp.593~610.

**Zi, G., Bažant, Z. P.**(2003) Eigenvalue method for computing size effect of cohesive cracks with residual stress, with application to kink bands in composites. *International Journal of Engineering Science* 41(13~14), pp.1519~1534.

**Zi, G., Belytschko, T.**(2003) New crack-tip elements for XFEM and applications to cohesive cracks. *International Journal for Numerical Me-*

*thods in Engineering* 57, pp.2221~2240.

**Zi, G., Chen, H., Xu, J., Belytschko, T.**(2005) The extended finite element method for dynamic fractures. *Shock and Vibration*, 12(1), pp.9~23.

**Zi, G., Song, J. H., Budyn, E., Lee, S. H., Belytschko, T.**(2004b) A method for growing multiple cracks without remeshing and its application to fatigue crack growth. *Modelling and Simulations in Materials Science and Engineering*, 12, pp.901~915.

**부록. 접착부의 박리파괴모드 해석**

본 부록은 파괴 실험에서 관찰됐던 접착면의 박리파괴를 점성 파괴모델과 확장유한요소해석에 기초한 전산해석기법으로 분석한 해석 결과에 대한 것이다. 본 논문의 해석에서 사용된 확장유한요소법은 이미 지속적인 연구(Dolbow 등, 2000; Daux 등, 2000; Sukumar 등, 2000; Belytschko 등, 2001; Zi 등, 2003; Belytschko 등, 2003; Zi 등, 2004a; Zi 등, 2004b)를 통하여 균열과 같은 불연속면을 요소망과는 상관없이 표현할 수 있는 장점이 있음이 확인되었다. 특히, 본 논문의 해석에서 사용한 방법은 (Zi 등, 2003)에 상세히 기술되었으며, 본 부록에서는 확장유한요소법에 의한 모델에 대해서 전산구조해석을 실시한 결과에 대해서만 간단히 기술한다.

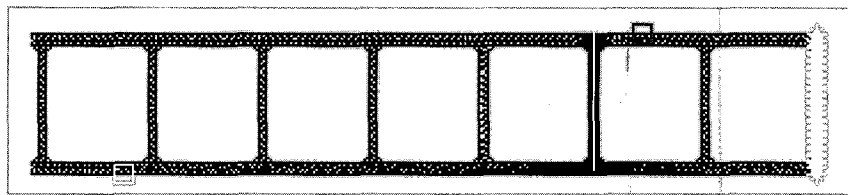


그림 15 접합부 박리파괴해석을 위한 유한요소 요소망

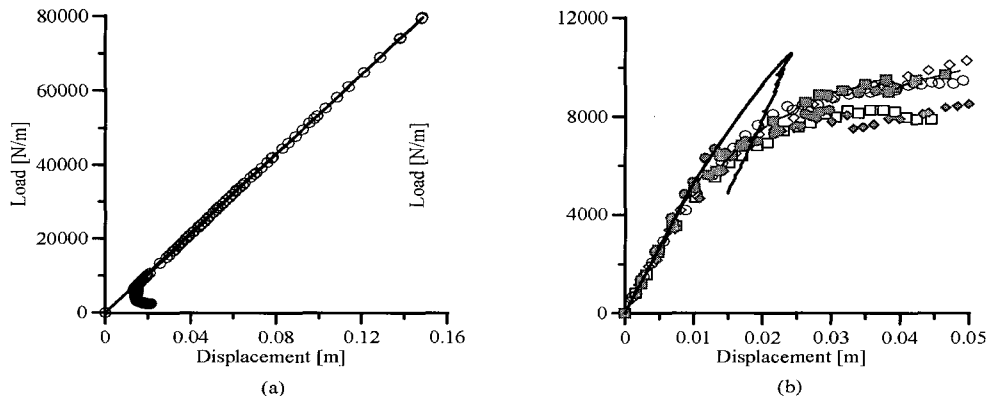


그림 16 접착부 박리파괴시의 하중-변위선도. 여기서 기호들은 실험 데이터를 나타내고 실선은 본 수치모델을 이용한 하중변위선도이다.

그림 15는 본 모델을 적용한 유한요소망이며, 균열은 오른쪽에서 세 번째 웨브에 위치시켰다. 시험체와 하중조건이 대칭이므로 6절점 삼각형 요소를 사용하여 절반만 모델하였다. 경계조건으로는 그림 15의 요소망의 맨 오른쪽에 있는 절점의 횡변위는 모두 구속하고, 상부 및 하부 플랜지의 재하점과 지지점의 변위를 제어하였다.

해석결과 얻어진 하중-변위선도가 그림 16a에 도시되었다. 이 결과에서 만약 해당 시편의 지배 파괴모드가 접합부의 박리파괴라면, 이때의 최대하중은 약 80kN/m로서, 실제 시험시 계측(그림 16b의 기호들)된 최대하중의 약 9 배에 해당하는 높은 값이었다. 그러므로 시험을 통해 얻어진 최대 하중을 본 박리파괴 모델로 얻기 위해서는 점성 파괴특성을 크게 조정해야 했다. 즉, 파괴에너지를 감소시키기 위해 인장강도를 비정상적인 값인 1.5MPa로 크게 낮추어 사용하였다(그림 16b의 실선). 하지만 이 경우에도 강도를 제외하고는 초기 비선형성, 최대강도 발현 후 거동 등의 실험 데이터의 추세를 제대로 모사하지 못하기 때문에 본 시편의 주요파괴모드는 박리파괴가 아닌 것으로 판

단된다. 그림 16a의 높은 파괴강도에 근거하여 판단할 때, 접합이 완전히 이루어진 경우 접착면의 박리 때문에 바닥판이 파괴될 가능성은 매우 낮다고 판단된다.

또한 그림 16a의 하중-변위선도에서, 최대강도 발현 후의 균열진전에 따른 강도감소는 초기 탄성재하(loading)부와 거의 차이가 없는 제하(unloading)특성을 가진 매우 높은 취성도를 보인다는 것을 확인하였다. 이 때문에 일단 박리파괴 모드가 발현되면, 매우 위험한 파괴양상을 나타낼 것으로 생각된다. 가령, 바닥판 접착부의 일부가 불완전하게 부착된 경우나 접착부의 일부가 피로 등으로 손상을 입은 경우는, 이 부위로부터 균열이 동적으로 성장하여 동적 취성파괴로 연결될 가능성이 매우 크다. 결론적으로 접착부의 파괴는 본 바닥판 구조의 주 파괴모드가 아니나 일단 발현된 후에는 매우 취성파괴 양상을 보이게 되므로 접착부의 관리에 주의를 기울여야 하며 접착부의 손상으로부터 발생할 수 있는 파괴모드도 연구필요성이 있을 것으로 판단된다.