

강합성교각의 내진성능평가 Part 1 : 준정적 반복재하실험

Seismic Performance of Concrete-Filled Steel Piers Part 1 : Quasi-Static Cyclic Loading Test

조창빈^{*} 서진환^{**} 장승필^{***}
Joh, Chang Bin Seo, Jin Hwan Chang, Sung Pil

국문요약

강합성교각과 강교각은 철근콘크리트교각에 비해서 우수한 연성, 작은 단면 및 빠른 시공속도에도 불구하고 이 같은 장점들을 활용할 필요가 있는 도시지역에서조차 철근콘크리트교각의 대안으로서 활용되지 못하였다. 이 논문은 강합성교각과 강교각의 내진성능 평가에 관한 연속된 두편의 논문 중 첫편으로 강교각과 강합성교각의 연성과 강성을 평가 비교하기 위해 수행한 준정적 반복재하실험을 대상으로 하였다. 기존의 강교각 및 강합성교각의 실험과 더불어 채움콘크리트와 하부 다이어프램간의 부착을 개선한 상세를 실험하였다. 또한, 강합성교각의 연성과 강성을 산정하기 위한 간편한 수치해석방법을 찾기 위해 비선형 스프링과 셸요소를 사용한 해석을 시도하였다. 도시내의 전형적인 오버패스구간의 교각을 모델로 한 실험결과, 강합성교각은 강교각에 비해서 우수한 강성과 에너지 소산능력을 가지고 있는 것으로 나타났으며 채움콘크리트의 부착과 응력집중부의 상세를 개선시키는 것이 강합성교각의 연성과 강성을 증가시키는데 효과적인 것으로 나타났다. 시도된 수치해석방법은 강합성교각과 강교각의 거동을 완벽하게 모사하지는 못했지만 추가적인 연구가 진행되면 연성과 강성을 평가하는 간편한 방법으로 사용될 수 있는 것으로 판단된다.

주요어 : 강합성교각, 강교각, 연성도, 내진설계, 준정적 반복재하실험

ABSTRACT

Steel piers and concrete-filled steel(CFS) piers, in spite of reasonable strength, high ductility, small section, and fast construction, have not been considered as one of alternatives to RC piers even in the highly populated urban area where aseismic safety, limited space and fast construction are indispensably required. This paper, the first of two companion papers for the seismic performance of steel and CFS piers, tests steel and CFS piers under quasi-static cyclic loading to estimate their ductility and strength. Additional details such as rebars and base ribs are added to increase the ductility of a concrete-filled steel pier with minimum additional cost. Also, simplified numerical analyses using nonlinear spring and shell elements are examined for the estimation of the ductility and strength of concrete-filled steel piers and a steel pier. The result shows that concrete-filled steel piers have higher energy absorption, i.e., ductility and strength than those of a steel pier and increasing bonding between in-filled concrete and lower diaphragm, and the improved details of stress concentrated region would be important for the ductility and strength of a pier. Numerical results show that simplified modeling with nonlinear springs and shells has potential to be effective modeling technique to estimate the seismic performance of a concrete-filled steel pier.

Key words : concrete-filled steel pier, steel pier, ductility, seismic design, cyclic loading test

1. 서론

교량은 사하중의 대부분을 차지하는 교량의 상부구조와 이를 지지하고 있는 하부구조인 교각으로 이루어져 있고, 지진시의 교량의 거동은 지진 가속도에 의한 상부구조의 관성력과 이를 지지하고 있는 교각의 거동에 따라 결정된다고 볼 수 있다. 이에 따라, 교각의 내진 성능, 즉 교각의 강도와 연성도 특성은 교량 구조물의 내진성능을 나타내는데 가장 중요한 특성이 된다.

교각의 형태는 크게 콘크리트 교각, 강교각 및 합성형식의 교각으로 나누어 질 수 있다. 콘크리트 교각은 경제성이 뛰어나고 철근배근에 따라서는 충분한 연성도 확보가 가능

하지만 자중이 무겁고, 많은 경우 충분한 연성을 제공하기 위해서 시공성이 떨어지는 복잡한 횡방향 철근배근이 필요하고, 시공속도가 느린 단점이 있다. 강교각의 경우, 비용면에서는 콘크리트 교각에 비해 상대적으로 고가이나 강성 및 연성도가 우수하며 교각의 자중이 가볍고, 건설기간이 짧은 장점이 있다. 합성교각의 한 형태로 콘크리트를 강교각 내부에 채운 합성교각(이하 '강합성교각')은 강교각의 장점을 유지하면서 추가적인 비용은 거의 없이 강성과 연성을 증대시킨 것으로 합성효과로 인해 단면이 작아질 수 있고, 외측 강판이 콘크리트의 영구거푸집 역할을 해주어 시공속도가 빠르고, 채움콘크리트가 외측강판의 국부좌굴에 의한 갑작스러운 강도와 연성의 저하를 방지하여 강도와 연성도 특성이 강교각에 비해 우수하다. 이 때문에 강교각만으로도 충분히 강도와 연성도를 확보할 수 있는 경우라도 강합성교각으로 설계하는 것이 보통이다.

도시내의 교량은, 효고현남부지진에서 잘 드러났듯이, 지진시에 구조적인 안전성을 확보하지 못하면 그 붕괴로 인한

* 정회원 · University of Hawaii at Manoa, Research Associate
(대표저자 : joh@wiliki.eng.hawaii.edu)

** 학생회원 · (주)화엔지니어링

*** 정회원 · 서울대학교 지구환경시스템공학부, 교수

본 논문에 대한 토의를 2002년 6월 29일까지 학회로 보내 주시면 그 결과를 게재하겠습니다.
(논문접수일 : 2001. 10. 19 / 심사종료일 : 2002. 4. 10)

1차적인 피해는 물론이고 지진후의 복구시 중요한 접근로로서의 기능을 다하지 못하기 때문에 뛰어난 내진성이 요구된다. 또한, 도시의 특성상 건설공간과 건설기간이 제한될 수밖에 없으므로 상대적으로 작은 단면과 신속한 건설이 교각의 구조형식 결정에 중요한 사항으로 고려되어야 한다. 이러한 상황에도 불구하고 국내의 경우 지금까지는 도시내의 거의 모든 교각이 위와 같은 사항들에 대한 종합적인 고려 없이 단순히 비용면에서 경제적인 콘크리트교각으로 건설되어 왔다. 그러나 도시내의 교각 특성을 종합적으로 고려하고 내진설계로 인한 콘크리트교각의 상대적 비용상승을 생각하면, 강합성교각을 도시내 교각 형식중 하나의 대안으로 고려할 필요가 있다. 지진 다발지역에 있는 일본에서는 일찍부터 도시내 교각으로서의 강합성교각의 장점을 알고 이에 대한 연구와 시공이 꾸준히 진행되어 오고 있다. 그러나 우리나라에서는 아직까지 설계나 시공은 물론이고 기초적인 연구조차도 되어 있지 않은 상황이다.

이 논문에서는 국외에서 축적된 강합성교각에 대한 연구 성과를 기초로 하여 강교각 및 강합성교각의 강도 및 연성도를 준정적 반복재하실험을 통해서 검증한다. 또한 채움콘크리트와 하부다이아프램의 부착을 강화한 상세를 고안하여 이의 강도 및 연성도를 실험적으로 검증하여 보고자 하였다. 수치해석을 통한 강합성교각의 강도 및 연성도의 평가는 채움콘크리트와 강판 경계부의 거동이 재료간의 분리를 모델링해야 하는 어려움으로 인해 불가능하지는 않다 하더라도 모델링과 계산에 많은 비용이 필요하였다. 이에 대한 개선방법을 찾기 위해 이 논문에서는 채움콘크리트의 역학적 역할만을 비선형 스프링으로 모사하는 비교적 간단한 수치해석모델을 통해서 강교각 및 강합성교각의 강도와 연성도를 평가하려고 시도하였다. 다만, 이 논문은 강합성교각의 수치해석에 대한 것은 아니므로 이 방법의 가능성만을 조사하였다.

2. 강교각 및 강합성교각의 내진성능

교량의 강교각 또는 강합성교각과 건축물의 강합성기둥(concrete-filled steel column or tube, CFSC or CFST)은 합성효과를 이용하는 면에서는 유사한 점이 많으나, 다음과 같이 서로 다른 특징을 가지고 있어 거동 특성도 다르게 된다. 즉, 교각은 강기둥에 비해 훨씬 큰 단면을 사용하며 수직 및 수평 보강재가 추가로 사용된다. 또한 재하중이 극한하중의 20%정도로 75%정도인 강기둥에 비해서 상대적으로 작다. 강합성기둥의 거동에 관한 연구는 다양한 연구자들에 의해서 진행되었으나(El-Tawil et. al⁽¹⁾, Liang and Uy⁽²⁾) 강교각 및 강합성교각의 내진설계에 관한 연구는 강진 다발지역인 일본에서 주로 진행되어왔다.

강교각은 일반적으로 극한내하력에 비해 재하중이 작고 교각을 구성하는 판이 두께에 비해 폭이 큰 특징을 가지고 있다. 이러한 특징 때문에 1995년의 효고현남부 지진시 국부좌굴에 취약한 면을 가지게 된다(Bruneau⁽³⁾). 이에 대한 보완으로는 설계기준에 따라 강교각내에 수직이나 수평보강

재를 추가로 배치하여 국부좌굴강도를 증가시키는 것도 가능하지만 비용이 증가하게 된다. 이에 따라, 강교각 내부의 전부 또는 일부에 콘크리트를 채운 강합성교각이 최소한의 추가적인 비용으로 강교각의 약점을 보완할 수 있고 내진설계에 효과적인 구조형식으로 고안되었다. 즉, 강합성교각은 채움콘크리트의 내하력과 강판의 국부좌굴 방지 효과로 인해 단면의 증가 없이 강도가 증가되고 기둥의 일부만 채울 수 있기 때문에 기존 콘크리트교각에 비해서 사하중이 작고 연성도 즉 소성변형능력이 매우 우수하게 된다.

1980년대와 90년대, Nakai, Kitaka, Yoshikawa 및 Usami 등에 의해 강교각 및 강합성교각에 대한 폭 넓고 다양한 연구 및 실험이 수행되었다(Kitaka⁽⁴⁾). 이들의 연구는 주로 사각형 단면을 갖는 강교각 및 강합성교각을 중심으로 준정적 반복재하실험(quasi-static cyclic test)과 수치해석을 이용하여 강진지역에 적절한 강성 및 연성을 확보할 수 있는 강교각 및 강합성교각을 설계하는 방법과 기존의 강교각을 적절히 보강하는 방법을 개발하는 것이었다. 주요한 설계변수는 폭-두께비, 다이아프램의 유무, 보강재의 사용, 콘크리트 채움여부 및 채움깊이 등이다. 또한, Usami나 Nakada 등을 중심으로 연구자들이 유사동적 실험(pseudo-dynamic test)을 통해서 강교각 및 강합성교각의 지진시의 거동을 연구 하였다. 이들의 결과는 대체적으로 준정적실험 및 수치해석의 결과를 뒷받침하는 것이었다(Ge and Usami⁽⁵⁾, Nakai et al.⁽⁶⁾). 이들의 결과를 종합하면 강합성교각의 장점을 최대화한 상세는 종방향 보강재와 횡방향 다이아프램이 있으며 교각의 하부에 콘크리트가 일부 채움되어 있는 양식이다.

국내의 경우, 1992년 지방사에 내진규정이 포함되기 전에는, 국내의 교각은 내진을 고려하지 않았기 때문에 비용면에서 상대적으로 유리한 콘크리트교각이 주로 건설되어왔으나, 이후, 내진설계에 따르는 문제점들이 노출되었다. 강합성교각에 관한 연구는 이러한 상황의 변화에 따라서 시작되었다. 연구의 방향은 우선 강교각 및 강합성교각의 수직하중에 대한 극한 내하력과 변형특성을 검토하고 이를 통하여 합리적인 설계방법을 찾는 방향으로 연구가 진행되어 이와 관련된 수치해석 연구와 실험이 진행되었다(한국도로공사 도로연구소⁽⁷⁾).

3. 강합성교각의 준정적반복재하실험

3.1 실험개요

강합성교각의 준정적실험을 하기 위한 실험장치는 그림 1과 같다. 기본적인 장치는 기존의 실험들과 같이 기둥에 상부하중을 모사하는 수직력(43.8tonf)을 작용하게 하고 상부하중의 관성력을 모사하는 수평방향(횡방향)의 변위를 가진기(100ton actuator, 최대 stroke=±250mm)를 사용하여 시험체 상부에 재하하였다. 기존의 실험장치와 다른 것은 실험중에 기둥에 작용하는 수직력의 변화를 최소화한 것이다. 기존의 기둥에 대한 실험에서 상부하중에 의한 수직력을 모사하기 위해서 기둥에 프리스트레싱을 가하는 방법은 기둥에 횡방

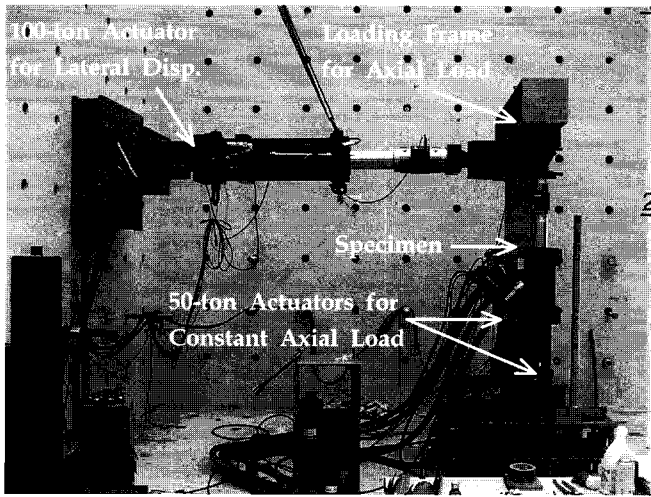


그림 1 실험장치

항 변위가 발생하면 프리스트레싱을 가하는 강선의 길이가 변화하여 수직력이 50%이상 감소할 가능성이 있다. 기둥에 대한 실험의 경우 실험도중 일정한 수직력을 유지하는 것이 매우 중요하므로 이 실험에서는 부재 양측에 2대의 가진기(25ton actuator, 최대 stroke=±130mm)를 설치하여 축방향 압축력을 일정하게 유지하도록 하였다.

횡방향 변위의 재하 단계는 그림 2와 같다. 강합성교각의 반복재하실험에서 횡방향 변위는 초기변위(0mm~30mm)까지는 매 단계 종로시 채움콘크리트를 제외한 강교각의 항복모멘트(M_{yo})에 해당하는 변위인, δ_{yo} 씩 증가하고, 한 단계마다 1사이클을 반복한다. 그 이후는 한 단계 당 3사이클씩 반복하고, 한 단계가 높아질 때 $2\delta_{yo}$ 씩 진폭을 증가시키는 방식으로 진행된다. 여기서 δ_{yo} 는 식 (1)로 주어진다.

$$\delta_{yo} = \frac{H_{yo}h^3}{3EI} \quad (1)$$

여기에서, $H_{yo} = \frac{M_{yo}}{h}$, E =강재 탄성계수, I =강단면만 고려한 단면 2차 모멘트, h =교각길이

그런데, 위와 같이 δ_{yo} 를 구하기 위해서는 실험에 사용한 강관의 정확한 항복응력과 탄성계수가 필요하나 이번 실험에서는 실험의 일정상 불가피하게 재료실험이 본실험의 뒤에 이루어지게 되어, 사용된 강재인 SS400의 일반적인 재료특성을 가지고 산정한 δ_{yo} 값을 고려하여 실험에 편리하도록 δ_{yo} 를 10cm로 설정 실험하였다. 그외 재하는 위에서 설명한 방

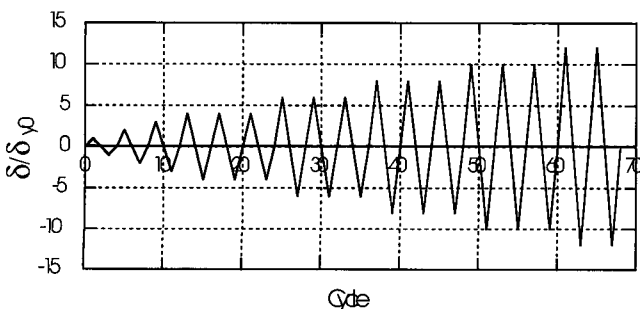


그림 2 변위재하 사이클

법을 따랐다.

3.2 시험체

국내에는 아직 강합성교각을 가지는 교량 구조물이 거의 없고, 강합성교각의 설계 지침 또한 없기 때문에 이 실험에서 사용할 시험체의 설계는 일본의 합성교각 설계안⁽⁸⁾을 기본으로 하여 이루어졌다. 설계하중은 서울특별시 동작구에 건설중인 이수교차로 C line의 11번 교각(고정단 기둥)에 작용하는 하중을 이용하였으며 지진력에 대한 산정은 국내 시방규정에 따랐다. 이는 강합성교각이 도시내 고가차도와 같은 구조물에 적용되었을 때 합성교각이 가지는 장점을 극대화 할 수 있다는 점을 고려하여, 향후 강합성교각 구조가 많이 적용될 수 있는 구조물을 대상으로 설계하중을 결정한 것이다. 실제 시험체는 1/4 상사율을 적용하여 제작하였다.

시험체는 서로 다른 종류의 시편 3종 총 6개의 시편이 시험에 사용되었다. 시험결과와 신뢰성을 높이기 위해서 같은 시편을 2개씩 실험하였다. 시편은 실제 교량을 대상으로 한 강교각(C000, 그림 3)을 기본으로 하여 채움콘크리트를 기둥 높이의 반까지 채운 강합성교각(C500), 강합성교각의 하부를 강화하기 위해서 C500의 한쪽 플랜지의 수직보강재 사이에 3개씩 총 6개의 짧은 수직보강재(200mm)를 더한 시편(C5BR)으로 구성되어 있다. C500시편의 경우 국외의 연구성과를 반영하여 설계한 시편이다. 즉, 제작이 쉬운 구형단면으로 종방향 보강재와 횡방향 다이아프램이 있으며 교각의 하부에 콘크리트가 교각 높이의 50%만 채워져 있는 양식이다(Ge and Usami⁽⁹⁾, Nakai et al.⁽⁶⁾). C5BR시편의 경우 교각하부의 단면을 강화하여 교각의 횡방향 하중에 대한 위험단면(critical section)을 용접이 집중되어 있는 교각하부로부터 위로 이동시켜 연성과 강도를 증가하려는 목적으로 제작되었다. 실험에 사용된 시험체 모두 바닥판이나 재하판을 제외하고 사용된 강재의 두께는 6mm로 하였다.

강재는 SS400을 사용하였다. 채움콘크리트는 배합강도 400kgf/cm²(실제강도 393.75kgf/cm²), 최대 골재 치수 25mm, 슬럼프 12cm의 콘크리트를 사용하였다. 구체적인 재료시험 결과는 표 1에 나타나있다.

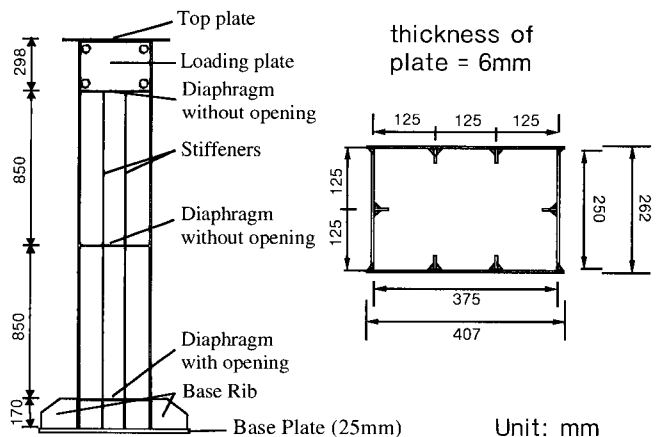


그림 3 시험체 제원

표 1 시험체에 사용된 재료의 성질(평균값)

	강재(MPa)			콘크리트(kgf/cm ²)
	탄성계수	항복응력	인장강도	강도
본실험	170012.8	323.5	485.2	393.8
추가실험	142189.0	329.1	421.8	430.7

4. 실험결과

4.1 파괴모드

동일한 시험체가 2개씩 시험되었으나 그 결과와 파괴양상이 매우 유사하여 각각 하나의 시험체에 대해서 고찰하고자 한다. 그림 4는 C000의 국부좌굴에 의한 파괴모드를 보여주고 있다. 이는 내부 채움이 없는 강교각의 전형적인 파괴모드로 단면의 안쪽으로 발생한 국부 좌굴로 인해 내하력을 상실했음을 알 수 있다.

그림 5는 C500의 파괴모드를 보여주고 있다. C000의 경우, 예상되었던 파괴모드와 정확히 일치하였으나, C500의 파괴는 약간 다른 양상으로 진전되었다. 초기변위(0mm~80mm)에는 단면 외측 방향으로 국부좌굴 현상이 일어나는 듯했으나, 하단 외측리브 용접부 선단부근의 강판이 찢어짐으로 인해서 복원력을 급격히 상실하여 부재가 파괴에 도달하였다. 그림 5에서도 확인할 수 있듯이 등글게 페인트면이 일어난 부분이 국부좌굴이 일어났던 흔적이다. 그러나 이때 국부좌굴이 진행되지 못하고 동시에 하단 양측 외측리브 용접부 선단부근에 균열이 전파되어 다음 사이클에서 파단이 발생하여 파괴되었다.

C5BR의 경우, 본래 의도한 대로, 하단 안쪽에 위치한 짧은 수직보강재로 인해서 위험단면(critical section)이 하단에서 약 200mm 떨어진 지점에서 발생하였다(그림 6). 파괴모드도 C500와는 달리 수직보강재들 사이의 강판에 국부좌굴이 발생하고 어느 정도 변위가 증가하자 짧은 수직보강재의 선단에서 균열이 발생하였다. 이와 거의 동시에 기둥의 플랜지와 웨브의 연결부에 파단이 일어났다. 이와 같은 플랜지와 웨브의 분리가 일어나는 파괴모드는 기존의 연구⁶⁾에서도 나타난 것으로 최대복원력 이후에 비록 플랜지와 웨브의 연결부에 분리가 일어나더라도 급격히 복원력을 잃지 않고 안정적인 양상으로 복원력이 감소하여 우수한 연성을 보이는 파괴모드이다. 그러나 C5BR의 경우 이러한 바람직한 파괴모드가 끝까지 진행되지는 않았고 최종적인 파괴모드는 짧은 수직보강재의 선단에 집중된 응력으로 인한 파단이 발생하여 복원력을 상실하였다.

C500에서 위와 같은 파괴모드가 발생한 이유는 다음과 같이 판단된다. 그림 7과 같이 횡하중 작용시 최대 모멘트가 발생하는 곳의 채움콘크리트의 단면이 하부 다이아프램 단면에 의해서 줄어들고 다이아프램과 상하면의 채움콘크리트가 기계적인 장치 없이 자연부착되어 있다. 이에 따라, 비교적 초기의 소성변위 근처에서 부착이 분리되고 채움콘크리트에 균열이 발생하게 될 가능성이 매우 높다. 이렇게 되면

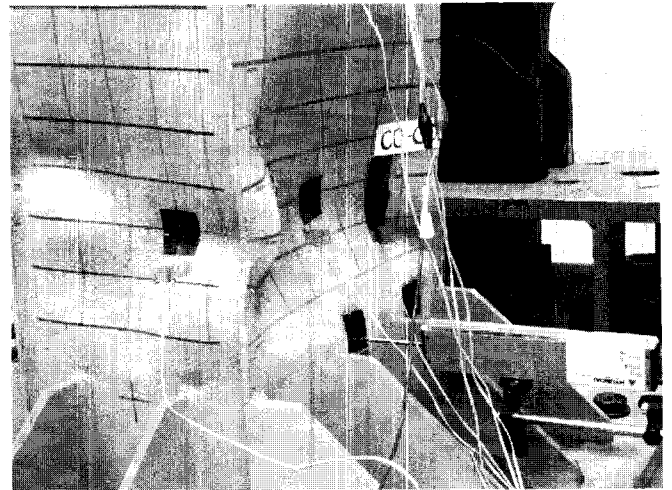


그림 4 C000의 파괴모드

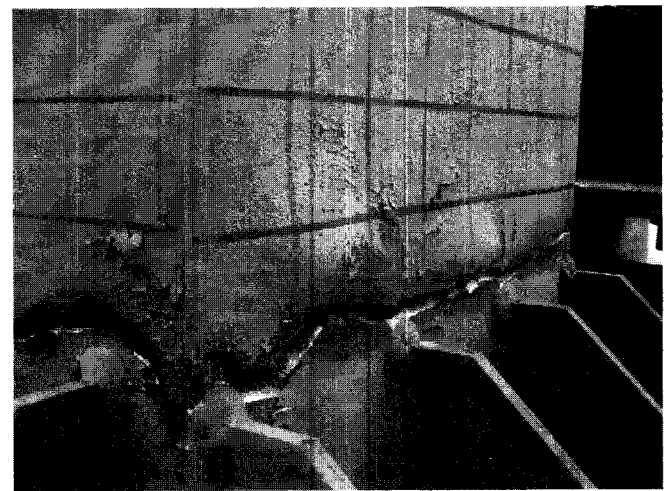


그림 5 C500의 파괴모드

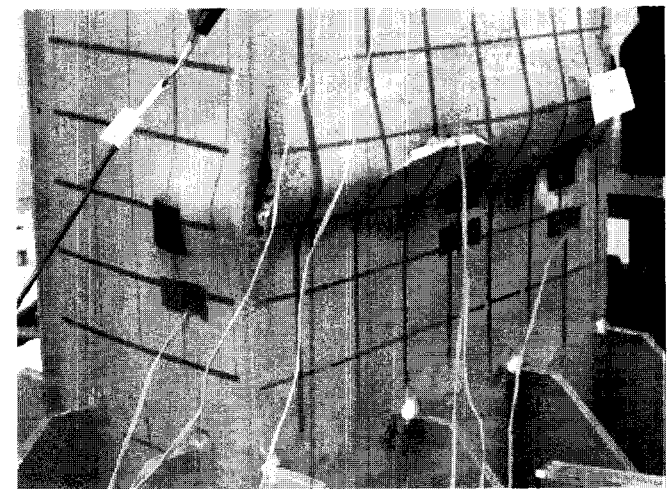
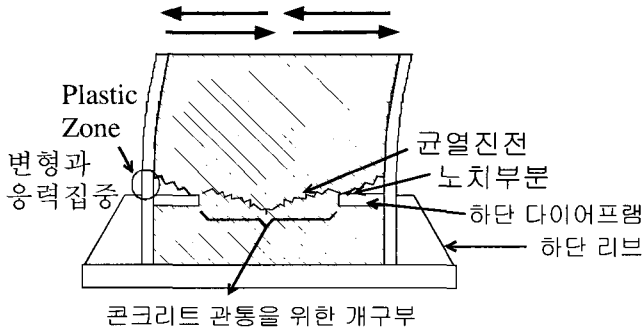


그림 6 C5BR의 파괴모드

추가적인 반복 재하시 채움콘크리트의 균열이 계속 진전되어 강재에 변형이 집중하게 되나 변형을 부담할 영역이 매우 제한적이므로 이 부근의 변형율이 국부적으로 매우 크게 되고, 또 반복재하에 의한 초기변형이나 용접 및 제작상의 오차로 인한 결함에 의해 파괴인성(fracture toughness)이 감소한 이 부근의 강재가 추가적인 변형을 견디지 못하고



콘크리트 관통을 위한 개구부
그림 7 C500의 파괴 메커니즘

파단에 이르게 된 것으로 판단하고 있다. 반면, 강교각의 경우 교각하부에 국부좌굴이 발생하여도 그 좌굴이 일어난 높이가 교각의 하부에서부터 교각의 3분의 1정도에 이를 정도로 좌굴장 길이가 길고 그림 4에서 보듯이 폭이 넓어 C500에서 파단이 일어나 외측리브의 선단부부근에서 강재의 변형률은 C500의 경우에 비해 상대적으로 작아 파단에 이르지 않았다고 판단된다.

또한 시험체의 제작과정에서 완전고정의 경계조건을 위해 외측리브와 하부의 다이아프램의 높이를 정확히 일치하도록 하였는데 이때 외측 리브의 돌림용접에 의한 용접의 선단부(weld toe의 끝부근)가 하부의 다이아프램의 높이(그림 8)보다 높게 되어 결과적으로 주변의 지점보다 약간 올라오게 되었다. 이 부근은 열영향부(heat affected zone)여서 파괴인성이 저하되고 잠재적인 균열이 있을 가능성이 높아 변형에 상대적으로 취약하게 되는데, 강합성교각의 플랜지가 반복하중을 받을 때 기하학적인 불연속 때문에 인장과 압축변형이 반복적으로 집중되게 되어, 대개의 경우 균열이 시작하는 지점이 되는 것으로 관찰되었다(그림 8). 이와 같은 점이 위에서 추정된 파괴모드를 촉진시킨 것으로 판단된다.

위와 같이 하단부가 파괴되어 급격하게 복원력을 상실하는 파괴모드를 막기 위해서 2종류의 시험체가 1차 실험후 추가로 제작되어 실험되었다. 2차 실험에 대한 구체적인 내용은 별도로 설명한다.

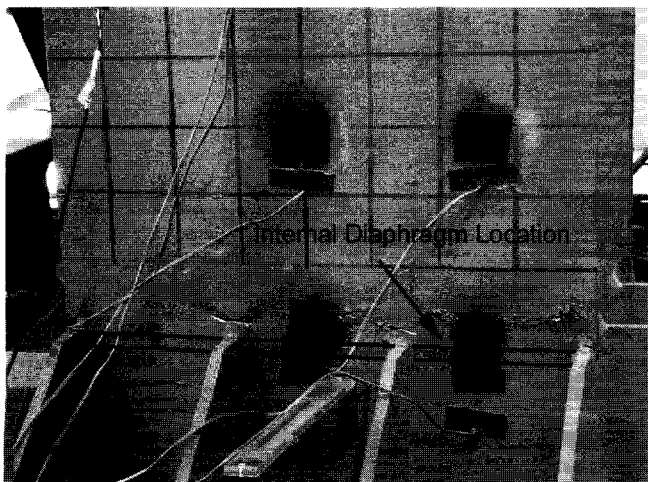


그림 8 외측 리브 용접선단부(weld toe)에서 발생한 균열(C500)

4.2 이력곡선

그림 9에서 11은 각 시험체들의 이력 곡선을 보여주고 있다. 여기서 가로축은 교각 상단의 횡방향 변위를 나타내는 것으로 실제 변위를 식 (1)에서 정의의 δ_{yo} 로 나눈 무차원량으로 표시하였다. 세로축은 복원력을 나타내며 가로축과 마찬가지로 실제 복원력을 항복복원력(H_{yo})으로 나눈 무차원량이다. 여기서 사용된 δ_{yo} 와 H_{yo} 는 표 1에 나타난 실제 재료값을 사용하여 계산한 값으로 15.2mm와 136.1kN이 각각 사용되었다.

C000의 경우 강교각의 특성을 잘 나타내는 이력곡선을 보여준다(그림 9). 소성변형으로 인한 강성의 변화가 콘크리트교각에 비해서 작고 최대복원력 이후에도 상당히 안정적으로 복원력이 감소하는 것을 볼 수 있다. C500의 경우 하단부의 파단이 일어나기 전까지는 대체로 강교각과 같은 특성을 보여주고 있으나 강교각에 비해서 강도가 약 1.5배정도 크고 강성도 약간 증가한 것으로 보인다(그림 10). 그러나 상단의 변위가 100mm부근에서 처음 도달하였을 때 하단부의 파단으로 인해서 갑작스럽게 복원력을 상실하였다. C5BR의 경우 역시 최대복원력에 이르는 거동은 앞서의 C500과 비슷하나 추가적인 짧은 수직보강재로 인해서 강도가 증가하고 소산에너지도 크게 증가한 것을 알 수 있다(그림 11). 역시 상단의 변위가 C500보다 큰 140mm 부근에서 처음 도달하였을 때 파단에 의해 복원력이 급격히 감소하였다.

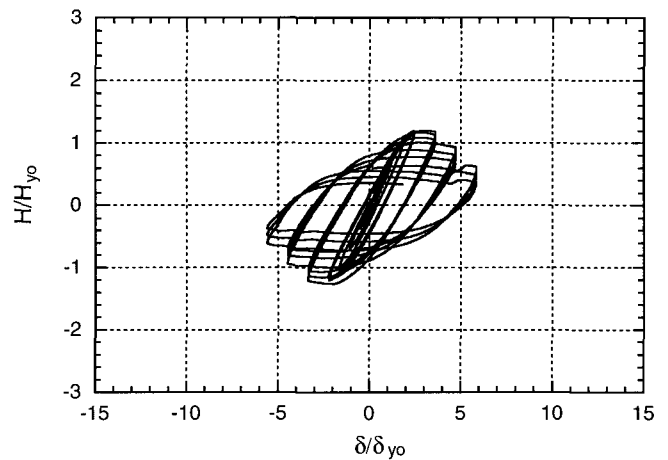


그림 9 C000의 이력곡선

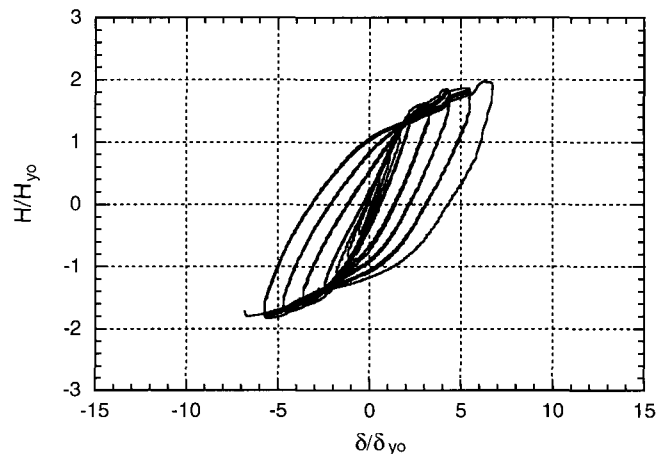


그림 10 C500의 이력곡선

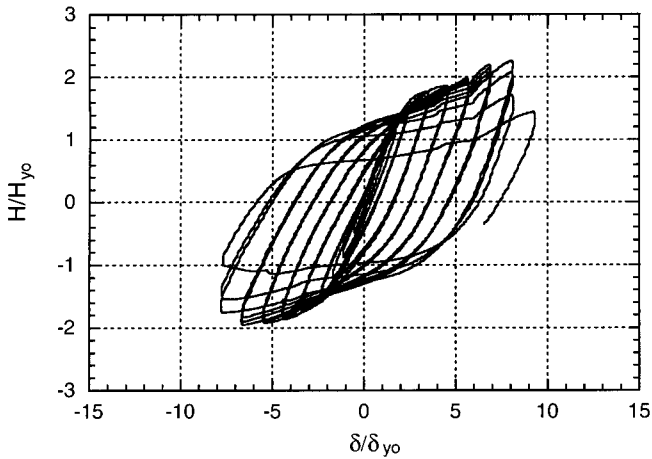


그림 11 C5BR의 이력곡선

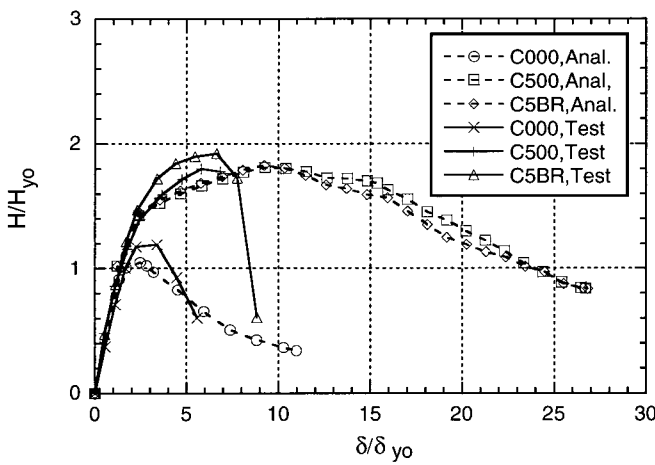


그림 12 이력곡선의 Envelope 및 수치해석결과

각 시험체들의 이력곡선에서 각 사이클의 첫 번째 최대복원력 값을 이용하여 하중-변위 관계 그래프를 그려보면 그림 12와 같다. 강합성 교각의 경우에 강교각의 비해서 최대복원력은 약 1.5배 수준이고, C5BR의 경우 C000보다 상당히 큰 에너지 소산능력을 가지고 있는 것을 볼 수 있다.

4.3 내진성능평가

내진성능에서 중요한 기준은 강도와 더불어 연성도와 에너지 소산능력이다. 강도의 평가의 경우 이력곡선에서 쉽게 결정될 수 있으나 연성도의 경우에는 한가지의 통일된 방법이 있는 것이 아니라 각기 장점을 가진 몇가지 방법이 사용된다.

연성도는 식 (2)로 정의되는 μ 로 평가할 수 있다(그림 13). 여기서 δ_y 는 항복시의 변위이고 δ' 은 최대복원력(H_m)후 복원력이 감소하여 항복복원력(H_y)에 도달했을 때의 변위이다. 이 방법은 하중과 변위의 관계를 어느 정도 반영하여 연성도를 평가할 수 있으나 최대복원력에 도달한 후 복원력이 감소하여 다시 항복응력에 도달하였을 때까지의 소산된 에너지양이 서로 다른 경우, 즉 초기항복은 같으나 최대복원력이 다른 경우를 적절히 반영할 수 없는 단점이 있다. 다른 방법으로는 식 (3)과 같이, 최대 복원력 즉 최대 강도에서의 변위 (δ_m)와 항복시의 변위(δ_y)의 비로 연성도를 평가할 수

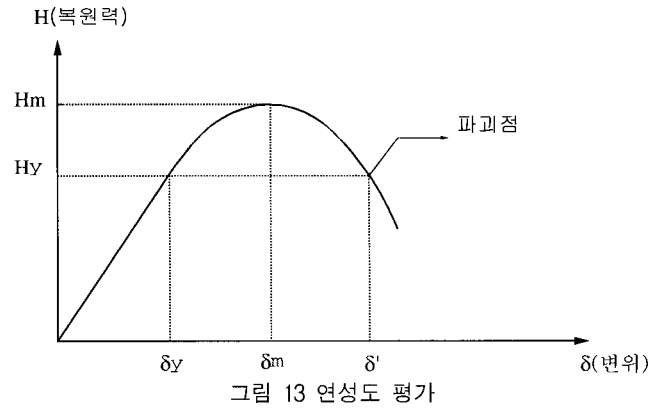


그림 13 연성도 평가

있다. 이 방법은 개념적으로 명료하며 측정하기 쉬운 장점이 있으나 최대복원력 이후의 하중과 변위 관계가 완전히 반영되지 않는 단점이 있다.

일반적으로 연성도를 평가할 때는 식 (2)가 많이 사용되나 이 논문에서는 이력곡선의 파괴포락선이 최대복원력 이후에 항복복원력까지 도달하지 못한 경우가 있어 식 (2)를 적용하기 어려운 경우가 있어 연성도 평가에 있어서 식 (3)을 이용하여 평가하였다.

$$\mu = \frac{\delta'}{\delta_y} \quad (2)$$

$$\mu_m = \frac{\delta_m}{\delta_y} \quad (3)$$

구조물의 비선형 거동은 경험한 변위의 이력에 따라 민감하게 좌우되기 때문에 서로 다른 변위 이력을 가진 경우 같은 구조물이라도 연성도의 평가는 달라질 수 있다. 이러한 점을 고려하여 구조물의 비선형거동에 의한 내진거동을 좀더 개관적으로 평가하기 위해서 이력곡선상에서 소산되는 에너지를 항복시 소산되는 에너지로 나누어 정규화한 누적 에너지 소산(normalized cumulative energy absorption)을 나타내는 \hat{E} 으로 평가하였다. \hat{E} 의 정의는 다음과 같다.

$$\hat{E} = \frac{1}{E_e} \sum_{i=1}^n E_i \quad (4)$$

$$E_e = \frac{1}{2} H_y \delta_y \quad (5)$$

여기서, E_i = 실험시 i번째 반복재하시의 에너지 소산량, H_y = 항복강도, n = 최대복원력 이후에 H_y 에 도달할 때까지의 반복재하 횟수이다.

표 2는 연성도 및 에너지 소산을 각 시험체별로 정리한 것이다. 연성도를 단순히 수치상으로 비교하면 콘크리트를 채운 강합성교각이 일반 강교각 보다 약 2배정도 크다는 것을 확인할 수 있었다. 그러나 그림 12와 비교해 보면, 식 (3)에 의한 연성평가는 C500의 최대 복원력 이후의 이력곡선상의 특성을 제대로 반영하지 못하고 있음을 알 수 있다.

반면, 에너지 소산을 통한 연성평가는 최대하중 이후의 거동의 영향이 뚜렷이 나타났다. 즉, C500은 C000와 비교하여

표 2 연성도 및 에너지소산

		연성도 (μ_m)	에너지소산 (\hat{E})
주실험	C000	3.3	165.5
	C500	5.8	220.9
	C5BR	6.6	553.2
추가실험	C5PD	7.8	368.9
	C5RF	9.7	505.9

연성도 변수에서 2배 정도의 차이가 났으나 에너지소산 측면에서는 차이가 1.3 배정도로 나타났는데 이는 최대 복원력 이후의 거동에서 C500의 경우가 상대적으로 취성이기 때문에 나타난 현상이다. 한편 C5BR의 경우 C000의 3배가 넘는 에너지 소산능력을 나타냈다. 그러나 이 값을 뒤에 상세히 설명할 추가 시험체와 비교해 보면 대체로 비슷한 정도의 에너지 소산을 나타내는 것으로 보아 이 정도의 에너지 소산이 강합성교각의 정상적인 에너지소산인 것으로 판단된다.

5. 수치해석 및 결과

이 논문에서는 상용프로그램인 ABAQUS를 이용하여 강교각과, 강합성교각의 수치해석을 수행하였다. 다만, 이 논문은 강합성교각의 실험에 관한 것이어서 본격적인 수치해석방법에 대한 연구보다는 상용프로그램에서 쉽게 찾을 수 있는 셸요소와 비선형 스프링요소를 이용하여 강교각과 강합성교각의 내진성능을 해석적으로 구할 수 있는 가능성에 대해서 조사하였다.

강교각의 경우 강재만으로 되어 있으므로 셸요소를 사용하여 재료 및 기하학적 비선형 해석을 통해서 하중과 변형의 관계를 추적하였고 이를 실험결과와 비교하였다. 강합성교각의 경우, 콘크리트의 형상을 직접적으로 묘사하기 보다 교각하부의 좌굴모드를 바꾸어 주는 콘크리트의 역학적 거동에 주목하여 이를 비선형 스프링요소로 모델링하여 해석하였다.

5.1 강교각의 수치해석

C000의 실험 결과를 묘사하기 위한 수치 모델은 다음과 같다. 재료의 모델은 실험결과를 이용하여 응력경화률 고려한 모델을 사용하였다. 탄성계수는 174,013MPa이고 항복응력은 323.5MPa가 사용되었다. 사용된 요소는 역시 8개의 절점을 갖고 shear locking현상을 방지하기 위해서 reduced integration을 적용한 ABAQUS의 셸요소, S8R5를 사용하였다. 이 논문에서 사용된 시편의 모델은 하부의 구속조건을 좀더 정확히 모델링하기 위해서 실제 시험체와 같이 하부의 외측 리브와 하부다이아프램 이하의 부분도 모델링하였다. 모델은 대칭성을 이용하여 1/2만 모델링되었고 경계조건은 완전 고정된 것으로 가정하였다. 그림 14는 강합성교각의 모델이지만 비선형 스프링이 나타나 있지 않으므로 모델의 변

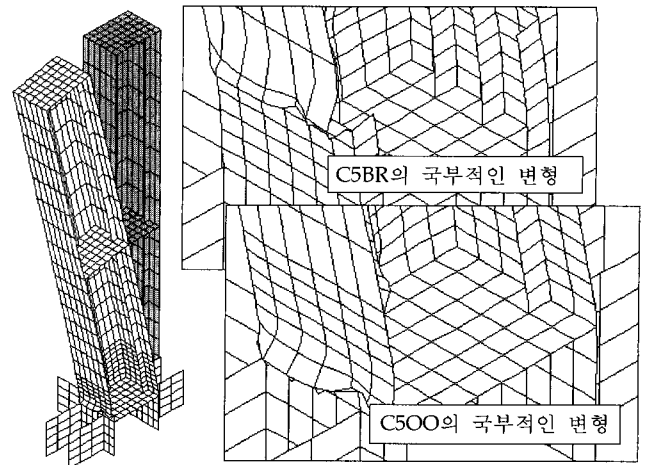


그림 14 수치해석모델(C500) 및 변형된 모습(C500 및 C5BR)

형전 형상은 강교각과 같다. 하중은 상부 압축력을 강재단면에 등분포하중으로 재하하였다. 횡방향하중은 교각 상부의 다이아프램을 따라 집중하중의 형태로 재하하였다. 해석은 arch length method를 이용하여 재료 및 기하학적 비선형 해석을 수행하였다.

수치해석에 의한 하중과 변위의 관계는 그림 12에서 보여 주고 있다. 실험결과와 비교하여 볼 때, 초기강성은 거의 일치하나 극한 하중은 차이를 보이고 있다. 이는 실제 C000 시험체의 경우 프레지가 수치모델에 비해서 약 30% 크고 플랜지와 웨브의 용접이 완전관입용접으로 접합부의 강성이 주변의 강판보다 커서 약간의 내하력 증가가 생긴 것으로 판단된다.

5.2 강합성교각의 수치해석

이 논문에서는 수치적으로 불안정한 문제들을 야기하는 콘크리트와 강판의 부착을 직접 모델링하는 것을 피하고 강교각의 좌굴모드를 바꾸어 주는 채움콘크리트의 역할을 비선형 스프링으로 대신하는 방법으로 해석을 하였다. 비선형 스프링의 역학적 거동은 채움콘크리트의 거동을 단순화하여 산정되었다.

구속된 콘크리트는 변형률이 0.002에 이르면 압괴를 일으키는 일반적인 경우와 달리 변형률이 0.002에서 0.006정도까지 소성거동을 보이는 것으로 알려져 있으며 그 구속효과는 단면형상과 강재단면의 폭과 두께비 등에 따라 영향을 받게 된다(Susantha et al.⁽⁹⁾). 각 축방향의 거동 역시 서로 상관관계가 있게 된다. 그러나 이 효과들을 모두 구현하는 것은 상당히 복잡한 모델을 필요로 하므로 이 논문에서 수행하고자 한 상용프로그램을 이용한 간단한 수치해석의 범위를 넘어 서게 된다. 게다가, 이러한 효과들이 강교각의 좌굴모드를 바꾸어 주는 채움콘크리트의 역할에는 큰 영향을 미치지 않는다고 판단된다. 따라서 이 논문에서는 채움콘크리트의 강교각의 좌굴 모드를 바꾸는 역할에 단면형상이나 강판의 폭과 두께의 비에 의한 차이는 무시하고 그림 15와 같이 모델링하였다. 각 축방향간의 영향도 무시하였다. 스프링의 경우

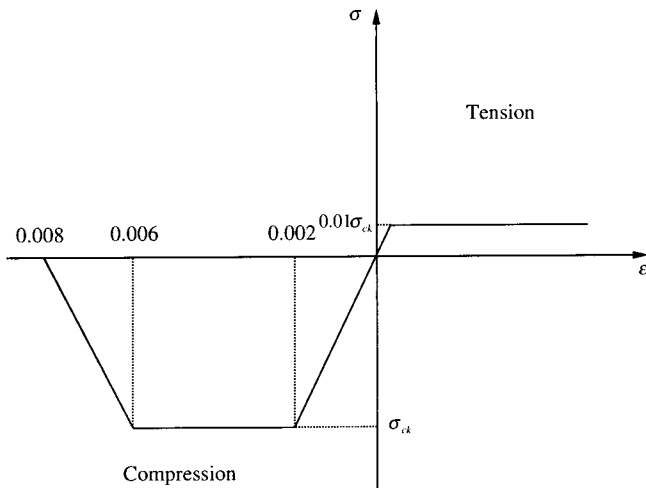


그림 15 채움콘크리트의 역학적 거동을 모사한 스프링의 성질

역학적 거동을 힘과 변위로 정의하게 되어 있어 내부 콘크리트의 길이에 변형률을 곱하여 변위를 계산하여 이를 사용하였다.

수치모델에서 셀요소의 각 절점에 모두 스프링이 부착되어 있고 전체 콘크리트의 면적을 그 방향의 스프링요소의 수로 나누어 개개의 스프링요소가 나타내는 콘크리트의 평균 면적을 구한 후 이를 콘크리트의 압축강도에 곱하여 스프링의 강도를 산정하였다. 인장력의 경우 강재와 콘크리트가 자연부착되어 있는 경우이므로 이들간의 부착력은 정확하게 측정하는 것은 무척 어려운 일이지만 일반적으로 무시해도 좋을 정도로 작은 것이다. 그러나 이들간의 부착력을 무시하고 모델링할 경우 수치적인 불안정이 나타나게 된다. 그러므로 이 논문에서는 수치해석상의 불안정을 야기하지 않으면서 실제로는 무시할 수 있을 정도의 작은 부착력이라고 판단되는 부착력을 모델링하였다. 즉, 압축축의 소성하중에 상응하는 변위의 100분의 1에서 압축축의 강도에 100분의 1에 해당하는 인장강도를 갖는 것으로 가정하고 계산하였다.

강합성교각의 경우 실제로 초기의 반복재하로 인해 교각 하부에 초기변형이 존재하므로 수치모델에서 이를 모사하기 위해서 실제 실험중에 잔류변형이 발생한 교각하부지점들, 즉 C500의 경우 베이스리브의 선단에서 5cm 떨어진 종방향 보강재들 사이의 위치와 C5BR의 경우 짧은 종방향 보강재 위 5cm에 해당하는 위치에 초기변형을 모사하기 위해서 횡방향 하중의 1.3%에 해당하는 횡방향 하중을 도입하였다. 이 하중의 크기는 전체거동에 영향을 미치지 않으면서 국부좌굴을 유도할 수 있는 최소한의 하중으로 경험적으로 결정하였다.

그림 14는 C500모델의 변형된 모습을 보여주고 있다. 교각 하부의 국부좌굴을 볼 수 있으며 이는 실험결과와 유사한 것을 알 수 있다. 수치해석 결과에서 가장 변형률이 큰 것은 압축축 모서리로 인장축 강재와 압축축 모서리가 같은 정도의 강도를 가지고 있다면 압축축에서 먼저 파괴를 보일 것으로 판단된다. 그러나 위에서 언급한바와 같이 C500시편의 경우 플랜지와 웨브의 연결은 완전관입용접으로 매우 강하고 하부 다이아프램부근의 강재는 반복하중에 의해서

결합이 생겼을 가능성이 매우 높기 때문에 실제로는 하부 다이아프램부근의 강재부근에서 파괴가 발생한 것으로 판단된다.

또한, 그림 14는 C5BR의 수치해석모델의 최종적인 변형 모습도 보여주고 있다. 이를 실제 시험체의 파괴 형상과 비교해 보면, 매우 비슷한 모습을 볼 수 있다. 이는 반복하중에 의해서 압축축에 초기변형(initial imperfection)이 존재하고 있기 때문에 이러한 파괴모드가 나타난 것으로 판단된다.

그림 12는 해석결과와 실험결과와의 비교를 나타내고 있다. C000모델의 경우 초기강성과 최대하중은 잘 일치하는 것을 알 수 있다. 초기의 소성구간에서 실험에서는 상대적으로 강한 강성을 보이는 반면 해석결과와 비교하면 강성이 감소하는 것을 볼 수 있다. 이는 이미 설명한대로 시험체가 해석모델에 비해서 단면이 큰 곳이 존재하기 때문인 것으로 판단된다. 또한, 시험체의 경우 교각하부의 강재의 파단으로 파괴가 일어나서 후좌굴거동을 추적할 수 없었으나 만약 시험체의 세부를 개선하여 후좌굴거동까지 추적할 수 있다면 수치해석과 유사한 결과를 볼 수 있을 것이다.

C5BR의 경우 역시 초기의 강성은 일치하고 최대 복원력 부근에서 수치해석결과가 실험결과 보다 작은 값을 나타내었다. 초기항복이후의 거동 역시 차이를 보이고 있으며 후좌굴거동의 경우도 실험과 해석결과가 많은 차이를 보이고 있다. 이것은 실제 시험에서의 파괴는 추가 보강재의 선단부에서 균열이 발생하여 수차례의 반복하중 후에 파단이 발생하여 급격한 내하력의 감소를 보였으나 수치해석의 경우에는 후좌굴거동의 정성적인 형상은 모사하였으나 부재의 파단은 연속체에 기반한 수치해석법으로는 추적하기 어려운 까닭으로 실제 실험에 비해서 내하력의 감소가 훨씬 완만하게 진행되었다.

이 논문에서 사용한 수치모델은 이번 시험에서 나타난 국부적인 파괴를 모사하기 위한 것이 아니라 전반적인 하중과 변위관계를 찾아 연성도와 강성을 평가하기 위한 모델이다. 따라서 위에서 살펴 본 것처럼 교각 하부의 파단으로 파괴가 일어난 경우 거동을 모사하기에 한계가 있었다. 그러나 그림 16에서처럼 Ge와 Usami의 실험 중(Ge and Usami⁽¹⁰⁾) 플랜지와 웨브의 용접부가 열리면서 안정적인 파괴에 이른 시편인 UU3을 이 논문에서 사용한 수치해석법으로 해석한

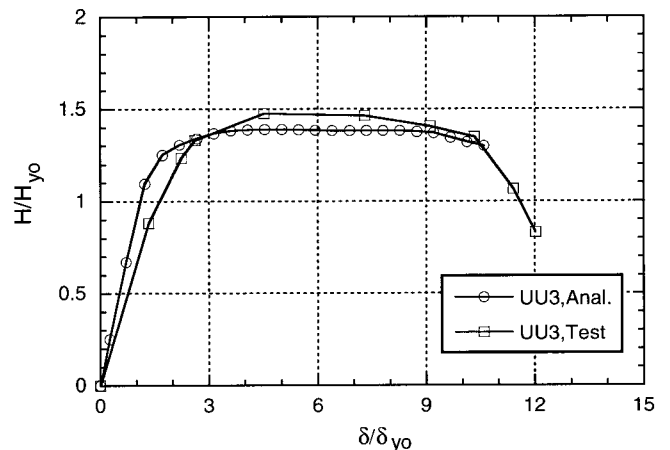


그림 16 UU3의 수치해석

결과를 보면, 부착과 응력집중부의 상세를 개선하여 교각 하부의 파단에 의한 파괴모드가 방지되면 이 논문에서 사용한 방법으로 강합성교각의 연성과 강도를 판단할 수 있다고 판단된다. 여기서 UU3는 구형단면을 갖는 강합성교각으로 전체의 반에 콘크리트가 채워져 있는 시편이며, 이 시편체에 대한 보다 자세한 사항은 참고문헌을 참조하기 바란다(Ge and Usami⁽¹⁰⁾).

종합적으로 볼 때 이 방법이 아직 많은 부분에서 개선할 여지는 있으나 강합성교각의 하중과 변위의 관계를 후좌굴 이후까지 추적하였고 실제 실험결과와 초기강성, 최대강도, 및 파괴양상이 매우 근접하고 있으므로, 추후로 개선이 이루어진다면 강합성교각의 내진성능 평가에 사용할 수 있을 것으로 판단된다.

6. 추가실험 및 결과

1차 실험에서 나타난 파괴모드를 방지하고 강합성교각의 내진성능을 파악하기 위해서 2개의 서로 다른 시편체를 추가로 만들어 실험하였다. 첫 번째 시편체는 그림 17에서 개념적으로 나타낸 것처럼 교각하단부의 응력집중을 발생하는 외측리브의 용접부로 인한 급격한 형상의 변화를 막기 위하여 하부의 다이어프램을 관통형으로 제작되었다(C5PD). 두 번째는 그림 18처럼 채움콘크리트와 하단부의 다이어프램 사이에 아래위로 수직철근을 배근하여 부착을 증가시켜 응

력을 감소시킬 목적으로 제작되었다(C5RF). 그 외에 다른 제원은 1차실험의 시편체와 동일하다. 실험장치 역시 1차 실험과 동일하고 다만 제작에 시차가 있어서 재료특성이 1차 실험과 다르다(표 1).

그림 19는 C5PD의 파괴모드를 나타내고 있다. 예상대로 응력집중부를 관통형 다이어프램으로 보완하여 파괴가 시작하는 부분이 상대적으로 약한 플랜지와 웨브의 용접부에서 시작되었다. 이는 이미 언급한대로 비록 용접부가 국부적으로 열리더라도 인장과 압축을 받는 플랜지가 상대적으로 C500의 경우 짚어진 것에 비해서 하중을 부담할 수 있고 열려진 용접으로 인해서 국부좌굴이 가능한 구간이 늘어나게 되므로 상대적으로 안정적인 파괴모드로 판단된다.

그림 20은 C5RF의 파괴모드를 나타내고 있다. 이 시편체는 외측리브에 의한 응력집중부는 그대로 두고 내부의 채움콘크리트와 다이어프램의 부착을 강화하여 외측리브 용접부의 파단을 막고 내진성능을 향상시키는데 목적이 있었다. 파괴모드는 역시 예상한 것처럼 부착이 강화되자 상대적으로 약한 플랜지와 웨브의 용접부가 열리면서 일어났다. 그러나 앞선 C5PD시편체와 다른 양상은 용접부의 열림이 어느 정도 지속되다가 로우사이클 피로현상(low cycle fatigue)에

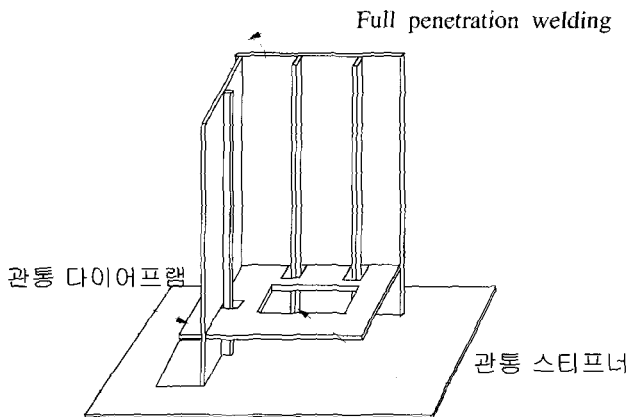


그림 17 C5PD 시편체

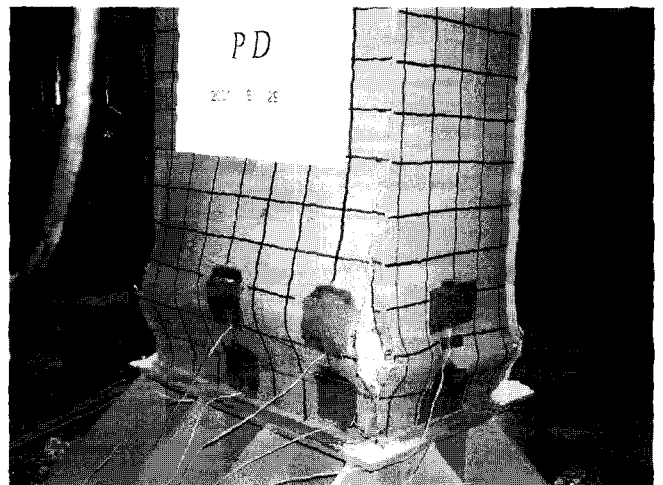


그림 19 C5PD의 파괴 모드

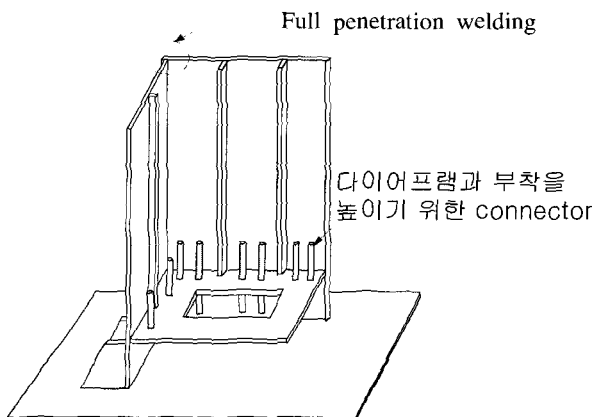


그림 18 C5RF 시편체



그림 20 C5RF의 파괴모드

의해서 플랜지에도 파단이 일어나기 시작했다. 또한, 외측리브의 용접부 선단에도 C500과 같은 균열이 보이기 시작하였다. 그러나 전반적으로는 C500과 같은 파괴모드를 방지하고 내진성능이 향상된 것으로 판단된다.

그림 21은 C5PD의 이력곡선을 나타내고 있다. 이력곡선의 특성을 보면 대체적으로 매우 안정적인 에너지 소산이 이루어지고 있는 것을 알 수 있다. 이력곡선이 초기항복변위 (δ_{yo})의 9배정도에서 중단된 것은 시험체가 복원력을 완전히 상실한 것 때문이 아니라 시험장치의 안전을 위해서 부득이 하게 중단한 것으로, 이 시점에서의 파괴모드는 그림 19에서 보듯이 안정적이 복원력의 감소가 가능한 것이어서 조금 더 실험이 진행되었다더라도 안정적인 에너지 소산이 이루어졌을 것으로 판단된다. C5PD 시험체의 경우 하단부 다이어프램이 판통형인 것을 제외하고는 1차 시험의 C500과 동일한 제원과 상세를 가지고 있으므로, 1차 실험에서 외측리브의 응력집중과 형상의 불연속만 없었더라면 비슷한 거동을 보였을 것으로 판단된다. 그림 22의 C5RF의 이력곡선도 C5PD와 비슷하게 형성되었고 최대복원력은 좀 더 큰 변위에서 약간 큰 값으로 실험되었다. 이 경우도 실험의 중단 이유가 시험장치의 안전을 위한 것이어서 더 진행하였다면 파괴 모드로 미루어 짐작하여 안정적인 에너지 소산이 가능하다고 판단된다. 표 2에 나타난 연성도와 에너지소산을 비교하면, 추가 시험체의 경우 1차 시험체 C5BR와 비교하여 대체로 비슷한 것을 알 수 있다. 연성도와 에너지소산이 변위이력에 따라 다소간에 변동이 있을 수 있음을 생각할 때 거의 비슷한 내진 거동을 보인다고 판단된다.

7. 결 론

이 논문에서는 강교각과 강합성교각의 연성도와 강도를 준정적반복재하 실험을 통해서 평가하였고 비선형 스프링을 이용한 간편한 수치해석방법을 시도하여 보았다. 그 결론을 요약하면 다음과 같다.

- 강교각의 경우 교각하부의 국부좌굴로 인해서 파괴되었고

내진성능을 나타내는 강도와 연성도에서 우수한 결과를 보여주었다.

- 강교각에 콘크리트만 채운 강합성교각의 경우 연성도는 강교각에 비해 1.75배 증가하였으나 에너지 소산은 최대 복원력후에 교각 하부의 파단으로 급격히 파괴가 발생해서 1.33배 증가에 그쳤다.
- 짧은 수직보강재가 추가로 장치된 강합성교각의 경우 강교각에 비해서 연성도 변수에서는 2배, 에너지 소산에서는 약 3.3배의 성능을 보여주었다.
- 강합성교각 시험체에서는 국부좌굴의 초기 모습이 교각 하부에 발생하였으나 추가적인 반복변위에 좀더 발전하지 못하고 외측리브의 용접부와 교각의 플랜지가 만나는 곳에서 균열이 발생하여 강재가 파단되었다. 이러한 파괴모드는 시험체에 최대 모멘트가 발생하는 지점의 채움콘크리트와 하부의 다이어프램이 초기에 서로 분리되고, 이에 따라 이 부근에 강재의 변형률이 집중해서 발생한 것으로 추정된다. 또한, 파괴인성이 취약한 외측리브 선단의 용접부의 형상의 불연속으로 인한 응력의 집중은 이와 같은 파괴모드를 촉진시킨 것으로 판단된다.
- 이를 보완하기 위해서 외측리브의 응력집중을 방지하는 판통형 다이어프램을 가지는 시험체와 채움콘크리트와 다이어프램의 부착을 증가시키는 철근을 배근한 시험체를 추가로 실험하여 연성과 에너지소산에서 우수한 결과를 얻었다.
- 비선형 스프링과 쉘요소를 이용한 간단한 수치모델은 국부적인 파괴현상은 재현하지는 못했으나 전체적인 하중변위 관계와 시험체에서 실제로 파단이 일어났던 부근에서 변형률이 집중하는 현상을 추적할 수 있었다. 이 방법은 좀더 발전시키면 강합성교각의 연성도와 강도를 근사적으로 평가하는 데 유용하다고 판단된다.

종합적으로 볼 때, 강합성교각은 같은 단면의 강교각에 비해서 우수한 연성과 강도를 보여 내진성능이 우수한 것으로 판단된다. 따라서 그 장점을 활용하여 도시내의 중요교량의 교각으로서 고려할 필요가 있다. 다만, 제작 및 설계시의

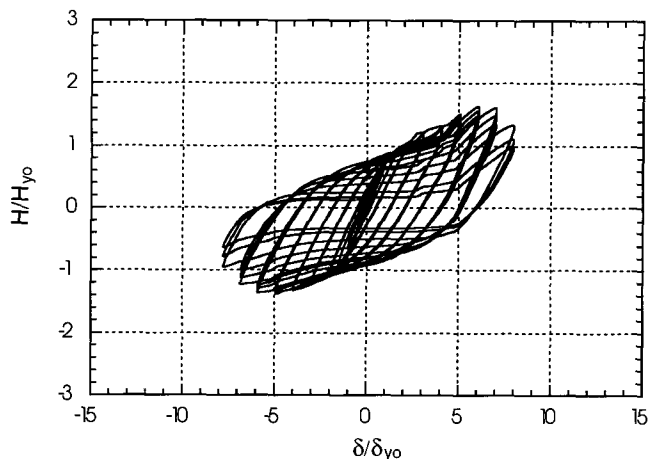


그림 21 C5PD의 이력곡선

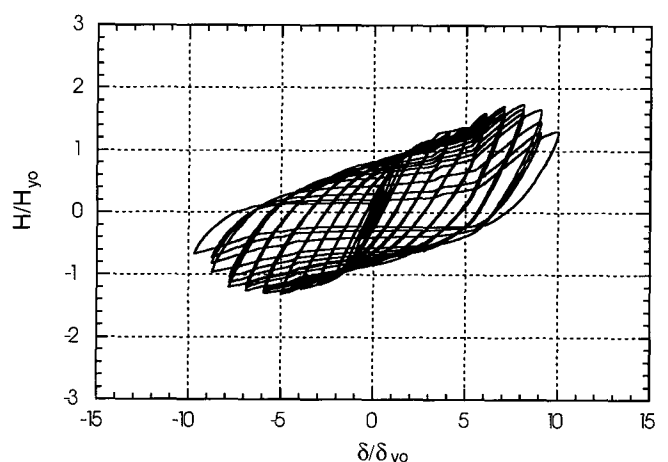


그림 22 C5RF의 이력곡선

응력의 집중이나 변형능력을 제한하는 것은 예상치 못한 파괴모드를 발생시킬 수도 있으므로 세심한 주의가 필요한 것으로 판단된다. 이를 방지하는 방법으로 관통형 다이어프램과 채움콘크리트의 부착을 위한 장치를 하는 것이 유용한 방법이라고 판단된다.

감사의 글

이 연구는 서울대학교 지진공학연구센터의 연구비 지원으로 수행되었습니다. 연구에 사용된 시험체를 제작하는데 도움을 준 동아건설 관계자 여러분과 실험을 수행한 현대건설기술연구소의 관계자 여러분에게 감사를 드립니다.

참고 문헌

1. El-Tawil, S. and Deierlein, G. G., "Strength and ductility of concrete encased composite columns," *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol. 125, No. 9, 1999, pp. 1009-1019.
2. Liang, Q. Q. and Uy, B., "Theoretical study on the post-local buckling of steel plates in concrete-filled box columns," *Computers & Structures*, Vol 75, pp. 479-490.
3. Bruneau, M., "Performance of steel bridges during the 1995 Hyogoken-Nanbu(Kobe, Japan) earthquake-a North American perspective," *Engineering Structures*, Vol. 20, No. 12, 1998, pp. 1063-1078.
4. Kitada, T., "Ultimate strength and ductility of state-of-art concrete-filled steel bridge piers in Japan," *Engineering Structures*, Vol. 20, No. 4-6, 1998, pp. 347-354.
5. Ge, H. and Usami, T., "Cyclic tests of concrete-filled steel box columns," *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol. 122, No. 10, 1996, pp. 1169-1177.
6. Nakai, H., Kitada, T., Nakanishi, K., Sugiyama, I., and Kouno, Y., "Experimental study on ultimate strength and ductility of concrete-filled thin-walled steel box columns after receiving seismic loading," *J. of Struct. Eng.*, JSCE, 40A, 1994, pp. 1401-1412.
7. 한국도로공사 도로연구소, "고강도 콘크리트를 이용한 철근콘크리트 기둥과 합성기둥의 설계, 해석프로그램 개발 및 모형실험", 보고서, 한국도로공사 도로연구소, 서울, 1998.
8. Hanshin Expressway Public Corporation, "Guidelines for design and construction of steel bridge piers with concrete-filled steel columns(Draft)," Hanshin Expressway Public Corporation, Japan, 1986.
9. Susantha, K. A. S., Ge, H., and Usami, T., "Uniaxial stress-strain relationship of concrete confined by various shaped steel tubes," *Engineering Structures*, Vol. 23, 2001, pp. 1331-1347.
10. Ge, H. and Usami T., "Development of earthquake-resistance ultimate strength design method for concrete-filled steel structures," *Report*, Department of Civil Eng., Nagoya University, Japan, 1994.