



저작자표시-비영리-변경금지 2.0 대한민국

이용자는 아래의 조건을 따르는 경우에 한하여 자유롭게

- 이 저작물을 복제, 배포, 전송, 전시, 공연 및 방송할 수 있습니다.

다음과 같은 조건을 따라야 합니다:



저작자표시. 귀하는 원저작자를 표시하여야 합니다.



비영리. 귀하는 이 저작물을 영리 목적으로 이용할 수 없습니다.



변경금지. 귀하는 이 저작물을 개작, 변형 또는 가공할 수 없습니다.

- 귀하는, 이 저작물의 재이용이나 배포의 경우, 이 저작물에 적용된 이용허락조건을 명확하게 나타내어야 합니다.
- 저작권자로부터 별도의 허가를 받으면 이러한 조건들은 적용되지 않습니다.

저작권법에 따른 이용자의 권리는 위의 내용에 의하여 영향을 받지 않습니다.

이것은 [이용허락규약\(Legal Code\)](#)을 이해하기 쉽게 요약한 것입니다.

[Disclaimer](#)

공학석사 학위논문

시공성이 개선된 선설치 인서트 앵커에 대한 인장 및 전단 성능평가



2024년 2월

국립부경대학교 대학원

건축·소방공학부

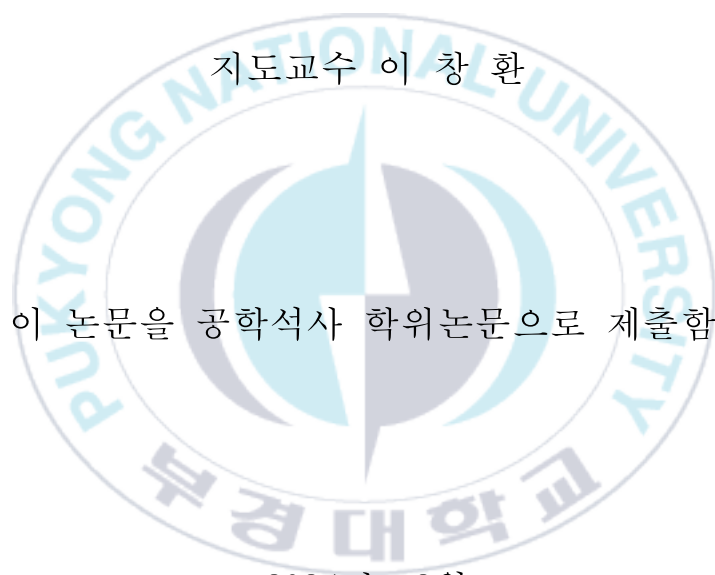
정상덕

공학석사 학위논문

시공성이 개선된 선설치 인서트 앵커에 대한 인장 및 전단 성능평가

지도교수 이 창 환

이 논문을 공학석사 학위논문으로 제출함.



2024년 2월

국립부경대학교대학원

건축·소방공학부

정상덕

정상덕의 공학석사 학위논문을 인준함.

2024년 2월 16일



위 원 장 공학박사 김 영 찬 (인)

위 원 공학박사 박 민 재 (인)

위 원 공학박사 이 창 환 (인)

목 차

Abstract

I. 서론	1
1.1 연구 배경 및 목적	1
1.2 연구 동향	3
1.3 연구 내용	6
II. 윈터치 선설치 인서트 앵커	8
2.1 윈터치 선설치 인서트 앵커 소개	8
2.2 앵커설계기준에 따른 강도 예측	11
2.2.1 인장강도 산정	12
2.2.2 전단강도 산정	15
III. AC 446에 따른 인서트 반복 인장실험	17
3.1 실험개요	17
3.2 AC 446에 따른 성능평가 절차	20
3.3 실험결과	22
3.4 소결	24
IV. 균열 콘크리트에 매입된 인서트에 대한 인장실험	25
4.1 실험개요	25
4.2 단조 인장실험	28
4.2.1 실험방법	28

4.2.2 실험결과	29
4.3 반복 인장실험	34
4.3.1 실험개요	34
4.3.1.1 반복 인장실험에 적용된 가력프로토콜	34
4.3.1.2 실험방법	38
4.3.2 실험결과	39
4.3.2.1 ACI 및 ETAG 가력프로토콜	39
4.3.2.2 FEMA 가력프로토콜	45
4.4 소결	52
V. 균열 콘크리트에 매입된 인서트에 대한 전단실험	55
5.1 실험개요	55
5.2 단조 전단실험	56
5.2.1 실험방법	56
5.2.2 실험결과	57
5.3 반복 전단실험	61
5.3.1 실험개요	61
5.3.1.1 반복 전단실험에 적용된 가력프로토콜	61
5.3.1.2 실험방법	65
5.3.2 실험결과	66
5.3.2.1 ACI 및 ETAG 가력프로토콜	66
5.3.2.2 FEMA 가력프로토콜	72
5.4 소결	77
VI. 결론	80

참고 문헌	82
-------------	----



표 목 차

표 3.1 AC 446에 따른 인서트 성능에 대한 제한사항	21
표 4.1 단조 인장실험 결과 요약	30
표 4.2 측정된 실험체의 파괴면 반지름 및 콘 파괴각도	33
표 4.3 반복 인장실험의 실험계획	38
표 4.4 ACI 가력프로토콜을 적용한 반복 인장실험 결과 요약	41
표 4.5 ETAG 가력프로토콜을 적용한 반복 인장실험 결과 요약	42
표 4.6 FEMA 가력프로토콜을 적용한 반복 인장실험 결과 요약	46
표 5.1 단조 전단실험 결과 요약	58
표 5.2 반복 전단실험의 실험계획	65
표 5.3 ACI 가력프로토콜을 적용한 반복 전단실험 결과 요약	68
표 5.4 ETAG 가력프로토콜을 적용한 반복 전단실험 결과 요약	68
표 5.5 FEMA 가력프로토콜을 적용한 반복 전단실험 결과 요약	73

그 립 목 차

그림 1.1 연구 흐름도	6
그림 2.1 원터치 선설치 인서트 앵커의 구성도	8
그림 2.2 원터치 선설치 인서트 앵커의 설치 및 시공과정	9
그림 3.1 인서트 반복 인장실험 셋업	18
그림 3.2 인서트 반복 인장실험의 가력프로토콜	19
그림 3.3 인서트 실험체의 하중-변위 그래프	22
그림 3.4 실험종료 후 인서트의 체결부품	22
그림 4.1 균열 콘크리트 블록 상세	26
그림 4.2 균열 콘크리트 블록 제작과정	27
그림 4.3 인장실험 셋업	28
그림 4.4 단조 인장실험 종료 후 관찰된 실험체 모습	29
그림 4.5 단조 인장 실험체의 하중-변위 그래프	30
그림 4.6 인장강도 비교	32
그림 4.7 콘크리트 브레이크아웃 파괴면의 단면	33
그림 4.8 인장실험의 ACI 가력프로토콜	35
그림 4.9 인장실험의 ETAG 가력프로토콜	36
그림 4.10 인장실험의 FEMA 가력프로토콜	37
그림 4.11 ACI 및 ETAG 가력프로토콜을 적용한 반복 인장실험 종료 후 관찰된 실험체 모습	40
그림 4.12 ACI 가력프로토콜을 적용한 실험체의 하중-변위 그래프	41
그림 4.13 ETAG 가력프로토콜을 적용한 실험체의 하중-변위 그래프	42
그림 4.14 FEMA 가력프로토콜을 적용한 실험체의 균열 진전 형태	45
그림 4.15 FEMA 가력프로토콜을 적용한 실험체의 하중-변위 그래프	47

그림 4.16 하중-변위 그래프에서 할선강성 및 포락곡선 작성법	48
그림 4.17 FEMA 가력프로토콜을 적용한 실험체의 포락곡선	48
그림 4.18 FEMA 가력프로토콜을 적용한 실험체의 에너지소산량	50
그림 5.1 전단실험 셋업	56
그림 5.2 단조 전단실험 종료 후 관찰된 실험체 모습	57
그림 5.3 단조 전단 실험체의 하중-변위 그래프	59
그림 5.4 전단강도 비교	60
그림 5.5 전단실험의 ACI 가력프로토콜	62
그림 5.6 전단실험의 ETAG 가력프로토콜	63
그림 5.7 전단실험의 FEMA 가력프로토콜	64
그림 5.8 반복하중 가력단계 중 ETAG 가력프로토콜을 적용한 실험체에서 관찰된 균열	66
그림 5.9 ACI 및 ETAG 가력프로토콜을 적용한 반복 전단실험 종료 후 관찰된 실험체 모습	67
그림 5.10 ACI 가력프로토콜을 적용한 실험체의 하중-변위 그래프	69
그림 5.11 ETAG 가력프로토콜을 적용한 실험체의 하중-변위 그래프	69
그림 5.12 FEMA 가력프로토콜을 적용한 실험체의 하중-변위 그래프	73
그림 5.13 FEMA 가력프로토콜을 적용한 실험체의 포락곡선	74
그림 5.14 FEMA 가력프로토콜을 적용한 실험체의 에너지소산량	75

Tension and Shear Performance Evaluation of Headed Cast-in Specialty Inserts with Improved Workability

Jeong Sang Deock

Division of Architectural and Fire Protection Engineering,
Pukyong National University

Abstract

A new headed cast-in specialty insert (new insert anchor) with significantly improved workability has recently been developed in Korea, and it was devised for fixing lightweight suspended piping trapeze restraint installations. Concrete anchors, such as new insert anchors, must safely transmit seismic loads acting on non-structural components to structural members. Therefore, the importance of their design and construction is significant. However, the current Korean anchor design standards do not include headed cast-in specialty insert type, and studies on their detailed behavioral characteristics and performance are insufficient. Based on the above background, this study conducted simulated seismic tests on newly developed insert anchor and evaluated their detailed behavioral characteristics and performance.

First, this study evaluated the fastening performance of the insert shaft and threaded rod through cyclic tension loading experiments according to AC 446. This experiment is summarized in Chapter 3. All three inserts reached the target maximum load without significant damage. The

results confirmed that the insert had sufficient tension itself.

Subsequently, according to ACI 355.2 and ETAG 001 Annex E, which are widely applied in existing anchor qualification tests, simulated seismic tests were conducted on new insert anchors in cracked concrete. Tension experiments are summarized in Chapter 4, and shear experiments are summarized in Chapter 5. The monotonic tension and shear experiments were conducted on five specimens, respectively, and the observed failure modes matched those predicted by the current Korean anchor design standards. The measured maximum strength was compared with prediction based on design standards and revealed minimal differences. However, under tension load, it was observed that the concrete failure area exceeded the projected area of current design standards.

The cyclic loading experiments of this study were performed by applying the loading protocol of ACI 355.2 and ETAG Annex E, and additionally the quasi-static loading protocol of FEMA 461. Cyclic loading experiments were conducted based on the results of the monotonic loading experiments. All tension and shear specimens failed with respectively same as monotonic loading experiments, regardless of the applied loading protocol type. It also confirmed that the performance reduction of the new insert anchors due to the cyclic load rarely occurred. In addition, the performance measured in these cyclic loading experiments was minimal differences depending on the applied loading protocols. However, the quasi-static loading protocol of FEMA 461 has the economical advantages of anchor qualification tests.

I. 서론

1.1 연구 배경 및 목적

최근 지진에 의한 피해보고 중 비구조요소의 손상으로 인해 발생한 손실이 구조부재의 손상으로 인해 발생한 것보다 큰 경우가 늘어나고 있다. 이때문에 지진공학에서 구조부재와 함께 비구조요소의 내진설계에 대한 중요성이 대두되고 있다(Chaudhuri와 Villaverde, 2008; Merino 등, 2020). 특히, 지진발생 시 소방배관을 포함한 배관시스템의 손상은 심각한 2차 피해로 이어질 수 있기에, 이들에 대한 내진설계 및 보강의 중요성은 더욱 높다고 할 수 있다. 이러한 배경으로 최근 국내에서 배관의 내진설계 및 보강에 사용할 목적으로 기존 배관 서포트 시스템보다 무게를 경량화한 제품이 개발되었다(정상덕 등, 2023a). 새로이 개발된 배관 서포트 시스템은 현장에서의 설치작업이 용이하게 개선된 것이 특징이며, 이를 위해 이들의 정착부에 사용할 목적으로 기존 콘크리트용 앵커에 비해 시공성이 크게 개선된 원터치 선설치 인서트 앵커도 함께 개발되었다(전주성 등, 2021; 정상덕 등, 2023b; Jeong 등, 2023a, 2023b). 최근 기존 콘크리트용 앵커에 비해 설치작업 시간을 크게 줄일 수 있으며, 시공성을 개선할 수 있는 선설치 인서트 앵커가 다양한 용도 및 형태로 개발 및 사용되고 있으며(Zamani, 2019), ICC-ES에서 이들에 대한 성능검증기준인 AC 446(ICC-ES, 2018)도 제정되었다.

한편, 지진발생 시 비구조요소에 작용하는 지진하중은 콘크리트용 앵커를 통해 안전하게 인접한 구조부재로 전달되어야 한다. 이를 위해 비구조요소의 정착부에 사용되는 콘크리트용 앵커의 설계 및 시공에 대한 중요도는 높다(김진규 등, 2022). 그러나 현행 국내 앵커설계기준인 KDS 14 20 54(국토교통부, 2021)는 선설치 인서트 앵커를 설계범위에 포함하지 않고 있다(전주성 등, 2021). 또한, 선설치 인서트 앵커가 현장에서 자주 사용되고 있으나, 이들의 상세한 거동특성 및 성능에 대한 연구는 거의 보고되지 않은 실정이다(Jeong 등, 2023a). 이에 본 연구는 모의지진실험을 통하여 새로이 개발된 윈터치 선설치 인서트 앵커의 내진성능 및 상세거동을 분석하고자 하였다.



1.2 연구 동향

콘크리트용 앵커는 주로 인장력과 전단력을 통해 하중을 전달한다. 이와 관련하여 전주성 등 (2021)은 선설치 인서트 앵커를 비균열 콘크리트에 매입하여 단조 인장 및 전단실험을 수행하는 것으로, 그 성능을 평가하였다. 한편, 현행 앵커설계기준에서는 CCD(concrete capacity design) 방법의 이상화된 피라미드 모델을 사용하여 콘크리트 파괴면의 크기를 예측하고 있다(Fuchs 등, 1995). 그러나 전주성 등 (2021)에서 수행된 인장실험에서 6개의 실험체 중 3개의 실험체가 콘크리트 브레이크아웃으로 파괴되었는데, 이 때 생성된 콘크리트 파괴면의 크기는 앵커설계기준에서 예측했던 것보다 2배 이상 컸었다. 이는 선설치 인서트 앵커의 헤드 직경(d_h)이 일반적인 앵커에 비해 큰 것과 관련될 수 있다. Lee 등 (2007)이 수행한 단조 인장 실험에서 d_h 와 유효문힘깊이(h_{ef})가 비교적 큰 앵커에 대해 생성된 콘크리트의 파괴면은 기준에서 예측된 것보다 큰 결과를 보였다. Nilforoush 등 (2017, 2018)은 실험과 수치해석을 통하여 d_h 가 큰 앵커들에 대해 기준보다 크게 파괴면을 예측하기를 제안하였다.

한편, 콘크리트용 앵커는 일반적으로 콘크리트의 균열을 유도하기도 한다. 관련해서 Eligehausen과 Balogh(1995)은 인장하중 하에 콘크리트 균열이 일반적인 콘크리트용 앵커의 거동에 미치는 영향을 분석하였다. 이 분석결과에 따르면 균열 콘크리트에 매입된 앵커는 강성이 감소되었으며, 선설치앵커 및 언더컷앵커의 경우 25%의 콘크리트 브레이크아웃 강도감소가 발생되었다. 또한, 확장앵커의 경우 35%의 강도감소가 확인되었다. Lee와 Jung(2021)은 후설치앵커를 비균열 및 균열 콘크리트에 매입하여 인장 및 전단실험을 수행하였고, 균열 콘크리트에 매입된 앵커의 최대 인장하중 및 전단하중이 비균열 콘크리트에 매입된 경우보다 낮게 측정되었다. 또한,

Kim 등 (2004)의 실험에서도 같은 결과가 나타났었다. 이 때문에 앵커설계 기준에서는 콘크리트 균열에 대해 별도의 수정계수를 적용하고 있으며, 앵커성능평가기준인 ACI 355.2(ACI Committee 355, 2019) 및 ETAG 001 Annex E(ETAG Annex E, 2013)에서는 앵커를 균열 콘크리트에 매입하여 성능을 평가하도록 규정하고 있다.

앵커성능평가기준은 모의지진실험을 통해 앵커의 내진성능을 평가하며, 이 모의지진실험은 반복하중실험을 의미한다. 기존 앵커성능평가기준에서는 균열 콘크리트에 매입된 앵커에 대하여 일정 수준의 반복하중을 가력하고, 이어서 단조하중을 가력하여 측정된 앵커의 잔류강도(residual capacity)를 통해 내진성능을 평가한다. ACI 355.2에서 제안하는 반복하중의 가력프로토콜은 사이클이 진행될수록 반복하중의 크기가 점차적으로 감소하는 형태이다. ETAG 001 Annex E는 앵커의 성능범주를 C1과 C2로 구분하고 있으며, 성능범주 C2의 가력프로토콜은 반복하중의 크기가 점차적으로 증가하는 형태이다. 이와 관련해 Hoehler와 Eligehausen(2008)과 Parks 등 (2018)은 반복하중 하에서 강성변화를 확인할 수 있는 반복하중의 크기가 점증하는 형태의 가력프로토콜이 앵커성능평가실험에 있어 선호된다고 하였다.

그러나 최근 기존 앵커성능평가기준의 평가방법으로는 앵커의 최대강도 이후에서의 거동을 알 수 없다는 점이 지적되고 있다. 특히, Stehle과 Sharma(2020, 2021a)는 앵커 성능기반설계를 위해 변위 및 이력거동에 대한 추가적인 정보를 얻기 위한 성능평가실험이 필요하다고 주장하였다. 한편, 비구조요소의 내진성능평가실험에 사용되는 FEMA 461(FEMA, 2007)의 준정적 가력프로토콜은 점진적으로 증대되는 반복변위를 재하하는 형태이기 때문에, 변위 및 이력거동에 대한 정보를 얻을 수 있는 앵커성능평가

실험에 적용해 볼 수 있다. 그러나 아직 앵커실험에 있어 FEMA 461의 준
정적 가력프로토콜을 활용하기에 명확하게 정의되지 않은 부분이 많다
(Mahrenholtz 등, 2016).



1.3 연구 내용

본 연구는 새로이 개발된 원터치 선설치 인서트 앵커의 내진성능을 평가하기 위하여 관련 성능평가기준들에 따른 모의지진실험을 수행하였다. 본 연구의 흐름도가 그림 1.1에 제시되어 있다.

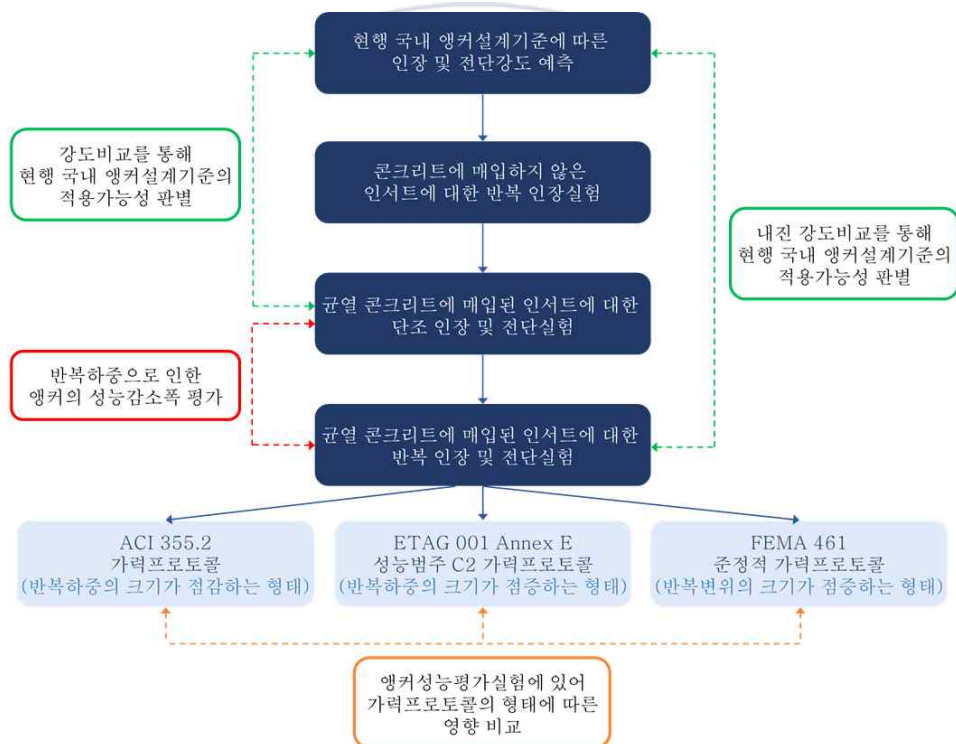


그림 1.1 연구 흐름도

본 논문에서는 원터치 선설치 인서트 앵커가 먼저 소개되고, 현행 국내 앵커설계기준에 따른 원터치 선설치 인서트 앵커의 인장 및 전단강도예측이 수행된다. 앞서 기술된 바와 같이 현행 앵커설계기준은 선설치 인서트 앵커를 설계범위로 포함하지 않기에, 원터치 선설치 인서트 앵커를 일반적인 선설치앵커로 가정하여 강도예측을 수행하였다. 이때 설계기준을 따라 예측된 강도는 콘크리트에 매입된 인서트의 실험결과와 비교되었다.

다음으로 원터치 선설치 인서트 앵커의 인서트와 전산볼트의 체결성능에 대한 성능평가실험부터 우선적으로 수행되었다. 이후 앵커성능평가기준을 따라 균열 콘크리트에 매입된 인서트에 대하여 단조 및 반복하중실험을 수행하는 것으로, 인서트 앵커의 성능 및 거동을 상세히 평가하였다. 이때 단조하중실험이 먼저 수행되었으며, 이 단조하중실험의 결과를 바탕으로 반복하중실험이 수행되었다. 또한, 반복하중실험의 결과는 단조하중실험의 결과와 비교되었으며, 이를 통해 내진설계에 적용하기 위한 원터치 선설치 인서트 앵커의 내진 인장 및 전단강도가 평가되었다.

마지막으로 본 연구에서는 기존 앵커성능평가기준의 가력프로토콜과 FEMA 461의 준정적 가력프로토콜을 적용한 반복하중실험결과를 비교하였다. 이를 통해 앵커성능평가실험에 FEMA 461의 준정적 가력프로토콜이 적절하게 활용될 수 있는지 평가하였으며, 반복하중실험에 적용된 가력프로토콜의 형태에 따른 영향을 분석하였다. 분석된 결과에 기반하여 앵커성능평가실험에 있어 보다 적절한 반복하중 재하방법이 논의되었다.

II. 원터치 선설치 인서트 앵커

2.1 원터치 선설치 인서트 앵커 소개

본 연구에서 사용한 선설치 인서트 앵커는 단순 인력가압방식을 통해 전산볼트와 인서트가 체결되기에 원터치 선설치 인서트 앵커라 칭한다. 이 원터치 선설치 인서트 앵커의 구성도가 그림 2.1에 제시되어 있다. 이 선설치 인서트 앵커는 하부커버와 인서트로 구성되며, 거푸집에서 인서트의 위치를 고정시켜주는 고정나사가 그림 2.1에 함께 표현되어 있다. 이 인서트 앵커의 헤드 직경(d_h)과 유효문힘깊이(h_{ef})는 각각 42 mm와 50 mm로, 일반적인 콘크리트용 앵커에 비해 문힘깊이가 얇고 앵커의 몸통이 굵다.

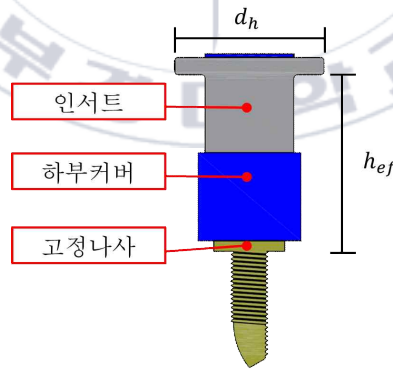


그림 2.1 원터치 선설치 인서트 앵커의 구성도

원터치 선설치 인서트 앵커의 설치 및 시공과정(그림 2.2)은 다음과 같다. 먼저, 인서트 앵커를 설치할 콘크리트 부재의 거푸집에 망치를 사용하여 인서트를 고정한다. 이후 콘크리트가 타설되고, 타설된 콘크리트가 굳은 후 거푸집을 탈형하는 과정에서 인서트의 위치를 고정시켜주던 고정나사도 자연스럽게 함께 제거가 된다. 마지막으로 작업자가 비구조요소를 연결할 M12 전산볼트를 콘크리트에 묻힌 인서트에 단순히 밀어 넣는 것으로 설치작업이 완료된다.

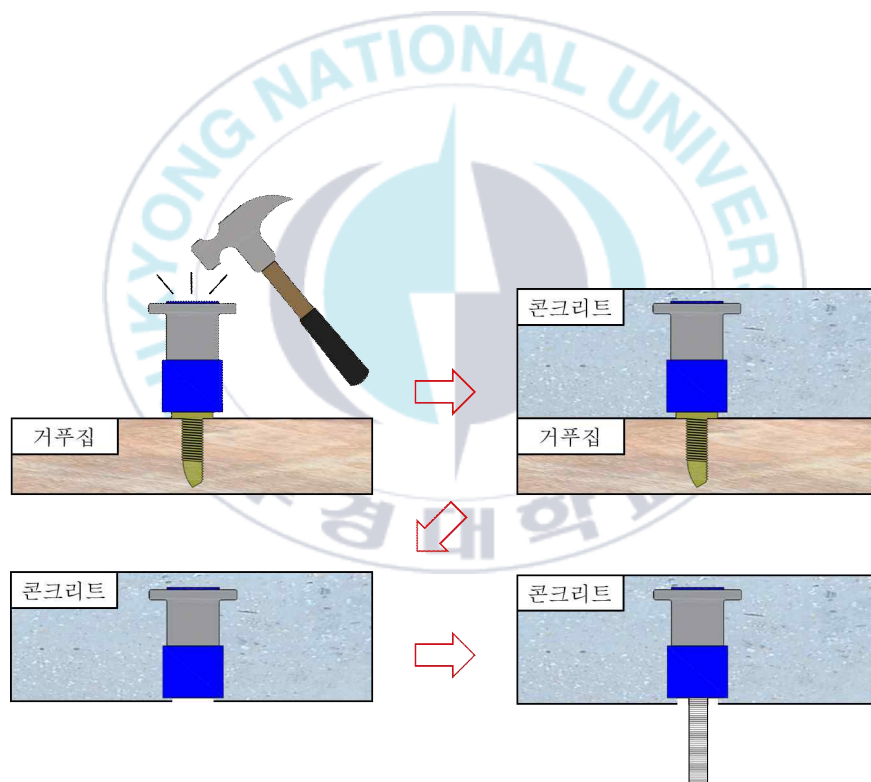


그림 2.2 원터치 선설치 인서트 앵커의 설치 및 시공과정

기존 콘크리트용 앵커와 구별되는 원터치 선설치 인서트 앵커의 가장 큰 특징은 앞서 기술된 것처럼 작업자가 전산볼트를 인력으로 간단히 밀어 넣는 것으로 앵커 설치작업이 완료된다는 것이다. 이러한 설치방법은 기존 콘크리트용 앵커에 비해 설치작업이 단순하고 간단하기에 앵커의 설치작업량을 크게 줄일 수 있다는 이점이 있다. 또한, 일반적인 후설치앵커와 달리 앵커 설치작업 시 구조물에 천공이 필요하지 않기에, 작업으로 인한 분진이 발생되지 않는다는 장점도 있다. 이러한 설치작업의 장점으로 인해 원터치 선설치 인서트 앵커는 기존의 콘크리트용 앵커에 비해 시공성이 크게 개선되었다.



2.2 앵커설계기준에 따른 강도 예측

원터치 선설치 인서트 앵커는 콘크리트가 타설되기 이전에 앵커의 주요 부인 인서트가 설치되므로, 선설치앵커의 특징을 가진다. 본 연구에서는 이 점을 고려해 원터치 선설치 인서트 앵커를 일반적인 선설치앵커로 가정하여 국내 앵커설계기준인 KDS 14 20 54에 따른 파괴형태 및 강도 예측을 수행하였다. KDS 14 20 54는 인장 및 전단하중 하에서 발생할 수 있는 모든 파괴형태에 대한 앵커의 강도를 산정한 후, 그 중 가장 취약한 파괴형태의 강도를 앵커의 공칭 인장 및 전단강도(N_n 및 V_n)로 정의한다. 설계기준에 따라 예측된 파괴형태 및 산정된 공칭강도는 본 논문에서 후술되는 균열 콘크리트에 매입된 인서트의 인장 및 전단실험결과와 비교되었다.

2.2.1 인장강도 산정

KDS 14 20 54에서 고려하는 인장하중에 대한 선설치앵커의 파괴형태는 앵커 강재파괴, 콘크리트 브레이크아웃파괴, 뿔힘파괴, 그리고 콘크리트 측면 파열파괴이다.

먼저, 인장에 대한 앵커 강재파괴의 공칭강도(N_{sa})는 식 2.1로 산정된다.

$$N_{sa} = A_{se,N} f_{uta} \quad (2.1)$$

여기서, $A_{se,N}$ 은 인장에 대한 단일 앵커의 유효단면적으로, M12 전산볼트의 유효단면적인 84.3 mm^2 를 적용하였다. f_{uta} 는 앵커 강재의 설계기준 인장강도이며, 앵커 강재의 설계기준항복강도(f_{ya})의 1.9배와 860 MPa 중 작은 값이 적용된다. 본 연구의 모든 실험에 사용된 전산볼트의 인장강도는 1040 MPa이므로, f_{uta} 에 대한 상한값인 860 MPa을 적용하였다. 최종적으로 산정된 N_{sa} 는 72.50 kN이다.

인장에 대한 콘크리트 브레이크아웃파괴의 공칭강도(N_{cb})는 식 2.2를 통해 계산된다.

$$N_{cb} = \frac{A_{Nc}}{A_{Nco}} \psi_{ed,N} \psi_{c,N} \psi_{cp,N} N_b \quad (2.2)$$

A_{Nc} 는 인장에 대한 콘크리트 브레이크아웃파괴면 투영면적이다. A_{Nco} 는 연단거리 또는 간격에 제한을 받지 않는 경우의 파괴면 투영면적으로, $9h_{ef}^2$ 으로 산정된다. 본 연구에서 실험체는 앵커의 콘크리트 브레이크아웃 파괴면이 충분히 확보되도록 계획하였기 때문에, A_{Nc}/A_{Nco} 는 1을 적용하였다. $\psi_{ed,N}$ 및 $\psi_{c,N}$ 은 각 연단거리 및 콘크리트의 균열 유무에 대한 수정계수이며, $\psi_{cp,N}$ 는 쪼개짐을 제어하기 위한 보조철근을 사용하지 않는 비균열

콘크리트에 매입된 후설치앵커에 대한 수정계수이다. N_b 는 균열 콘크리트에서 인장을 받는 앵커의 기본 콘크리트 브레이크아웃 강도이며, 원터치 선설치 인서트 앵커의 경우 17.93 kN이 적용된다. 최종적으로 식 2.2를 통해 산정된 N_{cb} 는 17.93 kN이다.

인장력을 받는 선설치앵커의 공칭뽑힘강도(N_{pn})는 식 2.3을 이용하여 계산된다.

$$N_{pn} = \psi_{c,p} N_p \quad (2.3)$$

여기서, N_p 는 균열 콘크리트에서 인장을 받는 앵커의 뽑힘강도로, 원터치 선설치 인서트 앵커의 N_p 는 149.22 kN이다. $\psi_{c,p}$ 는 콘크리트 균열 유무에 대한 수정계수로, 균열이 생성된 경우 1이 적용된다. 따라서 산정된 N_{pn} 은 149.22 kN이다.

마지막으로 식 2.4를 통해 인장력을 받는 앵커의 콘크리트 측면 파열강도(N_{sb})를 계산할 수 있다.

$$N_{sb} = 13 c_{a1} \sqrt{A_{brg}} \lambda_a \sqrt{f_{ck}} \quad (2.4)$$

A_{brg} 는 앵커의 헤드 지압면적으로, 원터치 선설치 인서트 앵커의 헤드 지압면적인 724.92 mm²이 적용되었다. λ_a 는 경량콘크리트에 대한 수정계수이다. f_{ck} 는 콘크리트 설계기준압축강도로, 본 실험체 제작에 사용되었던 콘크리트에 대해 재료시험으로 측정된 공시체의 평균 압축강도인 25.73 MPa가 적용되었다. c_{a1} 은 앵커 샤프트 중심부터 콘크리트 단부까지의 거리이다. 최종적으로 식 2.4를 통해 산정된 N_{sb} 는 239.69 kN이다.

KDS 14 20 54의 설계식을 따라 산정된 파괴형태에 대한 인장강도 중 가장 낮은 값은 N_{cb} 인 17.93 kN이었다. 따라서 콘크리트 브레이크아웃 파괴가 원터치 선설치 인서트 앵커의 파괴형태로 예상되었으며, N_n 은 17.93 kN로 결정되었다. 한편, 앵커설계기준은 콘크리트 지배의 앵커 공칭 내진 인장강도는 N_n 에 0.75를 적용하여 산정하도록 규정하고 있다. 이를 반영한 원터치 선설치 인서트 앵커의 공칭 내진인장강도($N_{n,eq}$)는 13.45 kN으로 산정되었다.



2.2.2 전단강도 산정

KDS 14 20 54에서 고려하는 전단하중에 대한 선설치앵커의 파괴형태는 앵커 강재파괴, 콘크리트 브레이크아웃파괴, 그리고 콘크리트 프라이아웃파괴이다. 먼저, 전단에 대한 앵커 강재파괴의 공칭강도(V_{sa})는 식 2.5로 계산된다.

$$V_{sa} = 0.6 A_{se, V} f_{uta} \quad (2.5)$$

$A_{se, V}$ 는 전단에 대한 앵커의 유효단면적으로, 인장강도 산정 시와 동일하게 M12 전산볼트의 유효단면적인 84.3 mm^2 을 적용하였다. f_{uta} 도 인장강도 산정 시와 동일하게 기준의 상한값인 860 MPa을 적용하였다. 각각의 해당되는 값을 반영하여 산정된 V_{sa} 는 43.50 kN이다.

전단에 대한 콘크리트 브레이크아웃파괴의 공칭강도(V_{cb})는 식 2.6을 이용하여 산정할 수 있다.

$$V_{cb} = \frac{A_{Vc}}{A_{Vco}} \psi_{ed, V} \psi_{c, V} \psi_{h, V} V_b \quad (2.6)$$

여기서, A_{Vc} 는 전단에 대한 콘크리트 브레이크아웃 파괴면 투영면적이다. A_{Vco} 는 모서리의 영향, 간격 또는 부재 두께에 제한을 받지 않는 경우의 파괴면 투영면적이다. $\psi_{ed, V}$, $\psi_{c, V}$, $\psi_{h, V}$ 는 각각 연단거리, 콘크리트 균열, 부재의 두께에 대한 수정계수이다. V_b 는 균열 콘크리트에서 전단을 받는 앵커의 기본 콘크리트 브레이크아웃 강도이며, 원터치 선설치 인서트 앵커의 경우 81.08 kN이 적용된다. 최종적으로 식 2.6을 통해 산정된 V_{cb} 는 51.28 kN이다.

마지막으로 앵커의 콘크리트 프라이아웃파괴에 대한 공칭강도(V_{cp})는 식 2.7을 통해 산정된다.

$$V_{cp} = k_{cp} N_{cp} \quad (2.7)$$

k_{cp} 는 프라이아웃강도계수로, h_{ef} 가 65 mm 미만인 경우 1.0이 적용된다. N_{cp} 는 전단을 받는 앵커의 공칭 콘크리트 프라이아웃강도이며, 선설치앵커의 경우 N_{cb} 가 적용된다. 따라서 앞서 산정된 N_{cb} 의 값이 V_{cp} 로 적용되며, 그 값은 17.93 kN이다.

앵커설계기준을 따라 산정된 파괴형태별 전단강도 중 V_{cp} 가 17.93 kN으로 가장 낮았다. 즉, 전단에 대한 원터치 선설치 인서트 앵커의 파괴형태는 콘크리트 프라이아웃으로 예상되었으며, V_n 은 V_{cp} 인 17.93 kN으로 결정되었다. 앵커설계기준에서 전단에 대한 내진설계 시 별도의 강도감소계수를 적용하지 않기에, 원터치 선설치 인서트 앵커의 내진전단강도($V_{n,eq}$)는 V_n 과 동일한 17.93 kN이다.

Ⅲ. AC 446에 따른 인서트 반복 인장실험

3.1 실험개요

원터치 선설치 인서트 앵커는 전산볼트 체결 시 회전 조립이 아닌 인력에 의한 가압방식으로 간단히 체결되므로, 인서트와 전산볼트의 체결부가 취약할 것으로 예상되었다. 또한, 인서트의 전산볼트 체결성능이 앵커 전체 성능에 있어 가장 중요하다고 판단되었다. 따라서 본 연구는 콘크리트에 매입된 인서트 앵커의 성능평가실험을 수행하기에 앞서, 인서트 자체의 성능평가실험을 먼저 수행하였다.

선설치 인서트 앵커의 성능검증에 대한 국제기준인 AC 446(ICC-ES, 2018)에서는 콘크리트에 매입하지 않은 인서트에 대해 전산볼트를 체결하여 반복 인장실험을 수행하는 것으로, 인서트 자체의 인장성능에 대한 평가를 수행하도록 규정하고 있다. 기준에서는 반복 인장실험 시 고강도 전산볼트를 사용하도록 규정하고 있으며, 이를 통해 인서트 성능평가 시 전산볼트의 손상에 대한 영향을 크게 줄이도록 하고 있다.

본 실험은 기준에서 규정하는 최소 실험체 개수인 3개의 인서트에 대하여 수행되었으며, 실험체명은 가력순서에 따라 T-Insert 1부터 T-Insert 3까지로 명명하였다. 그리고 실험에는 인장강도(F_t)가 1040 MPa인 고강도 M12 전산볼트가 사용되었으며, 실험의 셋업은 그림 3.1에 제시되어 있다. 하중 및 변위데이터는 실험의 가력장치인 UTM에 내장된 센서를 통하여 수집되었다.

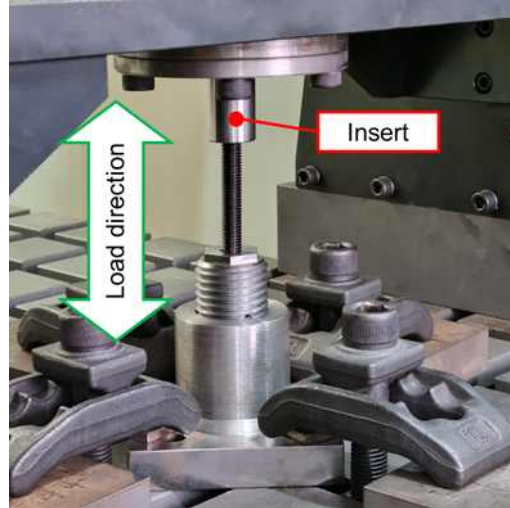


그림 3.1 인서트 반복 인장실험 셋업

AC 446은 식 3.1을 통해 인서트의 검증하중(N_{verify})을 산정하도록 규정하고 있다.

$$N_{verify} = 40 \sqrt{f_{ck}} h_{ef}^{1.5} = 11050 \text{ lb} = 49.16 \text{ kN} \quad (3.1)$$

여기서, f_{ck} 는 콘크리트 압축강도이며, 10,000 psi(=68.95 MPa)로 고정된다. 원터치 선설치 인서트 앵커의 h_{ef} 인 50 mm를 적용하여 산정된 N_{verify} 는 49.16 kN이었다. 본 실험에 적용한 가력프로토콜은 그림 3.2에 제시되어 있다. 기준에서 가력프로토콜의 최대반복하중(N_{eq})은 N_{verify} 의 절반으로 규정되며, 본 실험에서는 24.58 kN이 적용되었다. 이 가력프로토콜의 반복하중 가력단계는 크게 세 단계로 구성된다. 먼저, 첫 번째 단계에서는 N_{eq} 의 하중을 10회 반복한다. 이후 두 번째 단계에서는 N_{eq} 의 75% 수준인 18.44 kN을 30회 반복한다. 마지막으로 세 번째 단계에서는 N_{eq} 의 절반수준인 12.29 kN을 100회 반복한다. 세 단계의 반복하중 가력단계가 모두 중

료되면, 바로 이어서 단조 인장하중을 가력하는 것으로, 인서트의 잔류강도를 측정한다. 반복하중은 1 Hz의 주파수로 가력되었으며, 단조하중은 2 mm/min의 속도로 가력되었다.

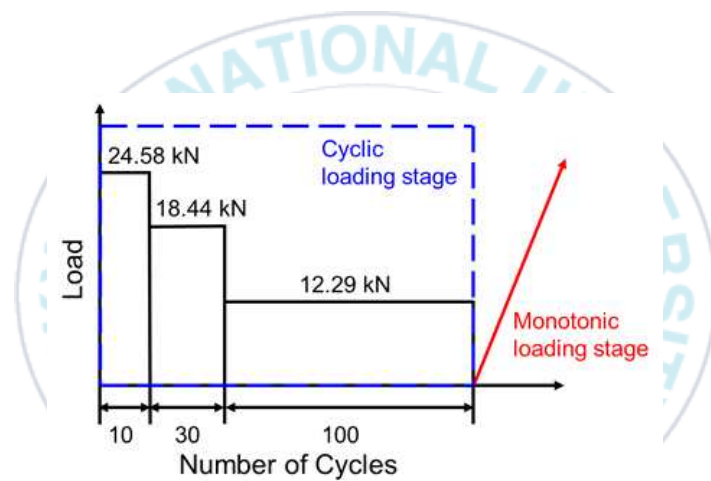


그림 3.2 인서트 반복 인장실험의 가력프로토콜

3.2 AC 446에 따른 성능평가 절차

AC 446은 실험결과에 따라 인서트의 성능을 세 그룹으로 분류하며, 각 그룹에 따라 향후 설계 시 사용될 전산볼트의 F_t 에 대한 제한($f_{u,bolt,max}$)이 다르게 적용된다. 각 그룹의 분류기준 및 $f_{u,bolt,max}$ 가 표 3.1에 제시되어 있다. 먼저, 그룹A는 실험으로 측정된 인서트의 평균 최대 잔류강도($\bar{N}_{sa,insert,eq}$)의 1.1배가 N_{verify} 이하인 경우이다. 그룹A의 $f_{u,bolt,max}$ 는 $0.8 \bar{N}_{sa,insert,eq}$ 를 전산볼트의 인장에 대한 순단면적($A_{t,bolt}$)으로 나눈 값 이하로 규정된다. 원터치 선설치 인서트 앵커의 경우 $\bar{N}_{sa,insert,eq}$ 가 44.69 kN 이하이면 그룹A에 해당한다.

그룹B는 $\bar{N}_{sa,insert,eq}$ 가 N_{verify} 의 90%와 110% 사이인 경우에 해당한다. 이에 따른 그룹 B에 대한 원터치 선설치 인서트 앵커의 $\bar{N}_{sa,insert,eq}$ 상한과 하한은 각각 54.62 kN과 44.69 kN이다. 그룹B에 대한 $f_{u,bolt,max}$ 는 $0.8 N_{verify}/A_{t,bolt}$ 이하로 규정되며, 원터치 선설치 인서트 앵커의 경우 최대 466.52 MPa가 $f_{u,bolt,max}$ 로 적용된다.

그룹C는 $\bar{N}_{sa,insert,eq}$ 의 90%가 N_{verify} 이상이어야 하므로, 셋 중 제일 엄격한 요구조건을 제시한다. 이 때문에 그룹C의 경우 앞선 두 그룹과 달리 $f_{u,bolt,max}$ 에 대한 제한규정이 없다. 원터치 선설치 인서트 앵커가 그룹C에 해당되기 위해서는 54.62 kN 이상의 $\bar{N}_{sa,insert,eq}$ 가 필요하다.

표 3.1 AC 446에 따른 인서트 성능에 대한 제한사항

그룹	분류 기준	인서트 앵커 설계 시 함께 사용할 전산볼트의 공칭 인장강도 제한
A	$\frac{N_{verify}}{\bar{N}_{sa,insert,eq}} \geq 1.1$	$f_{u,bolt,max} \leq \frac{0.8 \bar{N}_{sa,insert,eq}}{A_{t,bolt}}$
B	$0.9 < \frac{N_{verify}}{\bar{N}_{sa,insert,eq}} < 1.1$	$f_{u,bolt,max} \leq \frac{0.8 N_{verify}}{A_{t,bolt}}$
C	$\frac{N_{verify}}{\bar{N}_{sa,insert,eq}} \leq 0.9$	제한 없음

3.3 실험결과

모든 실험체는 계획된 반복하중 사이클이 진행되는 동안 손상이 발생하지 않았다. 그림 3.3은 개별 실험체의 하중-변위 관계를 보여준다. 본 실험에서 단조하중 가력의 목표 최대하중은 평가에 필요한 최대하중과 연관해 60 kN으로 설정하였는데, 세 실험체의 잔류강도는 모두 이 강도에 도달하였다. 그리고 실험이 종료된 후 모든 인서트에서 눈에 띄는 손상은 발견되지 않았다. 실험이 종료된 이후 인서트의 전산볼트 체결부품이 그림 3.4에 제시되어 있다. 그림 3.4에서 보이듯 나사산을 포함한 인서트의 체결부품에서도 손상의 흔적을 발견하지 못하였다.

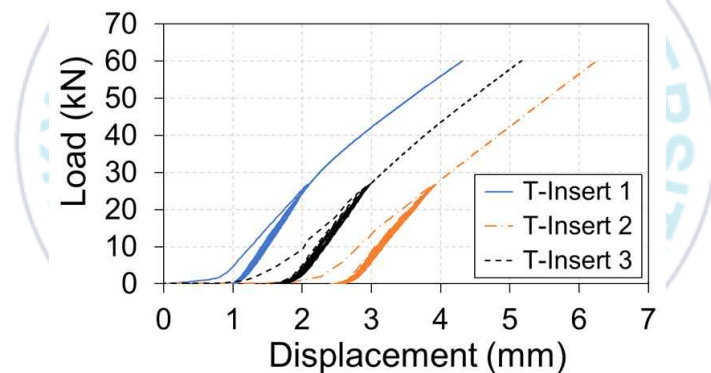


그림 3.3 인서트 실험체의 하중-변위 그래프



그림 3.4 실험종료 후 인서트의 체결부품

본 실험을 통해 원터치 선설치 인서트 앵커의 $\bar{N}_{sa,insert,eq}$ 는 60 kN으로 평가되었다. AC 446에 따른 성능평가 시 원터치 선설치 인서트 앵커는 향후 설계에 사용할 전산볼트의 F_t 에 대한 제한이 없는 그룹C에 해당되었다. 즉, 원터치 선설치 인서트 앵커는 기준의 가장 엄격한 그룹 조건을 만족하였다. 또한, 평가된 $\bar{N}_{sa,insert,eq}$ 는 현행 앵커설계기준으로 산정한 N_n (=17.93 kN)보다 3배 이상 컸다. 이를 통해 원터치 선설치 인서트 앵커의 자체 인장강도는 충분한 것으로 판단된다.



3.4 소결

본 장에서는 원터치 선설치 인서트 앵커의 체결성능을 평가하기 위하여 AC 446에 따른 콘크리트에 매입하지 않은 인서트에 대하여 반복 인장실험을 수행하였다. 기준에서 요구하는 최소 실험체 개수인 3개의 인서트에 대하여 본 실험이 수행되었으며, 실험결과 모든 인서트는 눈에 띄는 큰 손상 없이 목표하였던 최대 가력하중인 60 kN에 도달하였다. 또한, AC 446에 따른 성능평가 시 원터치 선설치 인서트 앵커는 제일 엄격한 조건의 요구사항을 만족하였다. 이 때문에 향후 인서트 앵커설계 시 함께 사용할 전산볼트의 인장강도(F_t)에 대한 제한을 받지 않는다. 따라서 본 실험을 통해 전산볼트 체결부를 포함한 인서트 자체의 인장강도는 충분한 것으로 판단된다.

IV. 균열 콘크리트에 매입된 인서트에 대한

인장실험

4.1 실험개요

본 장에서는 앵커성능평가기준에 따라 균열 콘크리트에 매입된 원터치 선설치 인서트 앵커에 대해 모의지진실험을 수행하는 것으로, 원터치 선설치 인서트 앵커의 인장성능을 평가하였다. 본 장의 인장실험은 단조 인장실험과 반복 인장실험으로 구분된다. 반복 인장실험의 최대반복하중(N_{eq}) 및 목표반복변위(Δ_m)를 결정하기 위하여 단조 인장실험이 먼저 수행되었다. 본 장의 모든 인장실험은 동일한 실험체 및 조건에서 하중의 형태만 달리하여 수행되었다.

본 인장실험을 수행하기 위해 그림 4.1과 같이 폭 0.5 mm의 초기 균열을 가지는 폭 및 길이, 높이가 각각 540 mm, 540 mm, 200 mm인 콘크리트 블록을 제작하였다. 콘크리트 블록면의 정중앙에 평가하고자 하는 인서트 앵커를 매입하였으며, 그림 4.1(b)와 같이 매입된 인서트의 양 측에 스트레인 게이지를 부착해 실험이 진행되는 동안 인서트의 변형률을 측정하고자 하였다. 앞선 3장의 반복 인장실험과 동일하게 F_t 가 1040 MPa인 M12 전산볼트를 실험에 사용함으로써, 실험 중 전산볼트에 의한 조기파괴를 방지하였다.

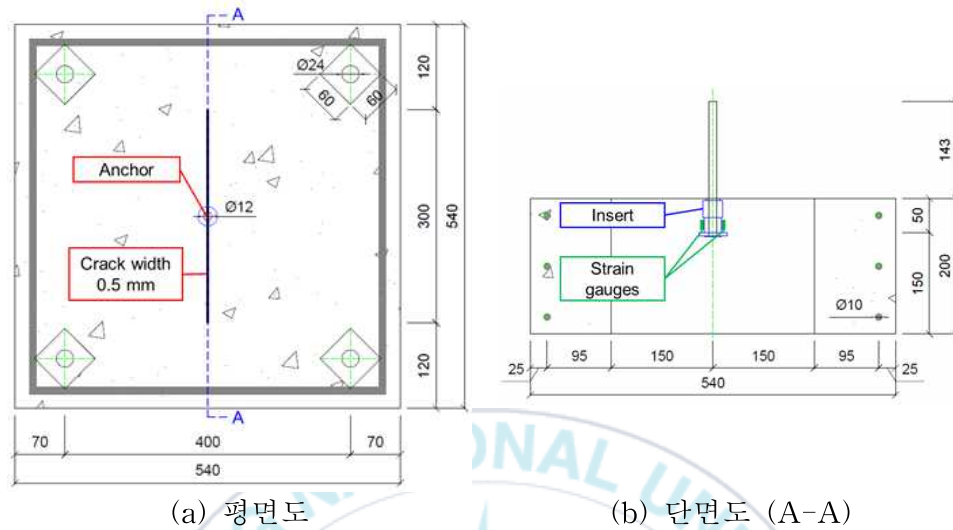


그림 4.1 균열 콘크리트 블록 상세 (단위: mm)

한편, 선설치 인서트 앵커는 콘크리트가 타설되기 이전에 설치되므로 경화된 콘크리트 블록에 정확히 매입된 앵커를 관통하는 균열을 생성하는데 어려움이 있다. 이를 고려하여 본 연구에서는 강판을 사용하여 콘크리트가 경화되는 과정에서 인공적인 균열을 생성하였다. 균열 콘크리트 블록의 제작과정이 그림 4.2에 간략히 나타나 있으며, 다음과 같다. (1) 콘크리트 블록 제작을 위한 거푸집에 인서트를 고정하고, (2) 균열 생성을 위한 길이 300 mm, 폭 0.5 mm의 강판을 설치했다. (3) 이후 콘크리트를 타설하였으며, (4) 타설된 콘크리트가 초결되었을 때 매립하였던 강판을 제거하였다. (5) 마지막으로 거푸집을 탈형하는 과정에서 인서트의 위치를 고정시켜주던 고정나사가 함께 분리되었다. (6) 최종적으로 앵커를 관통하는 폭 0.5 mm의 균열을 가진 콘크리트 블록의 제작이 완료되었다.



그림 4.2 균열 콘크리트 블록 제작과정

콘크리트 블록 타설과 함께 KS F 2403(국가기술표준원, 2019)에 따른 공시체 6개를 제작하였으며, 제작된 공시체는 콘크리트 블록과 동일한 조건에서 양생되었다. 콘크리트에 매입된 인서트에 대한 인장 및 전단실험의 시작일(재령 28일)과 종료일(재령 35일)에 각각 3개씩의 공시체에 대해 KS F 2405(국가기술표준원, 2022)에 따른 압축강도 시험을 수행하였다. 각각의 압축강도는 24.98 MPa과 26.48 MPa로 평가되었으며, 이들의 평균값인 25.73 MPa이 앞선 2.2절의 앵커설계기준에 따른 강도 예측에 콘크리트 설계기준압축강도(f_{ck})로 적용되었다.

4.2 단조 인장실험

4.2.1 실험방법

본 인장실험의 세팅모습이 그림 4.3에 제시되어 있다. 인장하중은 250 kN 용량의 UTM을 사용하여 변위제어로 가력하였다. 변위 12 mm까지 2 mm/min의 속도로 하중을 가하였으며, 이후 변위부터는 3 mm/min의 속도로 가해졌다. 인장실험에서 하중 및 변위 데이터는 가력장치에 장착된 센서로부터 수집되었으며, 앵커 중심에서 50 mm 이격된 양측에 pi-type LVDT를 설치하여 초기 균열의 균열폭 변화를 관찰하였다. 단조 인장실험에는 5개의 실험체가 사용되었으며, 실험체명은 가력순서에 따라 T-M-1부터 T-M-5까지로 명명했다.

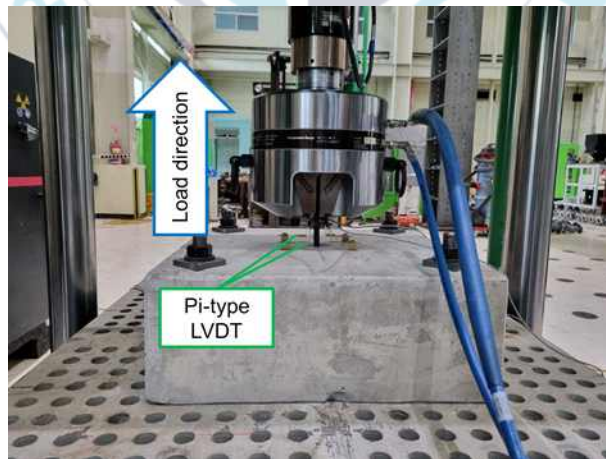


그림 4.3 인장실험 셋업

4.2.2 실험결과

단조 인장실험 종료 후 실험체의 모습이 그림 4.4에 제시되어 있다. 5개의 모든 실험체는 콘크리트 브레이크아웃으로 파괴되었으며, 앞서 앵커설계기준에 따라 예측된 파괴형태와 동일하였다. 폭 0.5 mm의 초기 균열은 단조 인장하중이 가력되는 동안 최대 약 1.0 mm까지 확장되었다. 실험이 종료된 후 육안으로 확인한 전산볼트 및 인서트에서 손상은 발견되지 않았다. 인서트 제작에는 공칭 항복변형률(ϵ_{yn})이 0.00245인 KS D 3752(국가기술표준원, 2019)의 SM45C가 사용되었는데, 개별 실험체의 인서트 양측에서 측정된 최대 변형률(ϵ_{max})은 0.0001 ~ 0.0009 범위로, ϵ_{yn} 보다 크게 작았다. 따라서 단조 인장실험이 진행되는 동안 모든 인서트는 탄성적으로 거동하였음을 알 수 있었다.

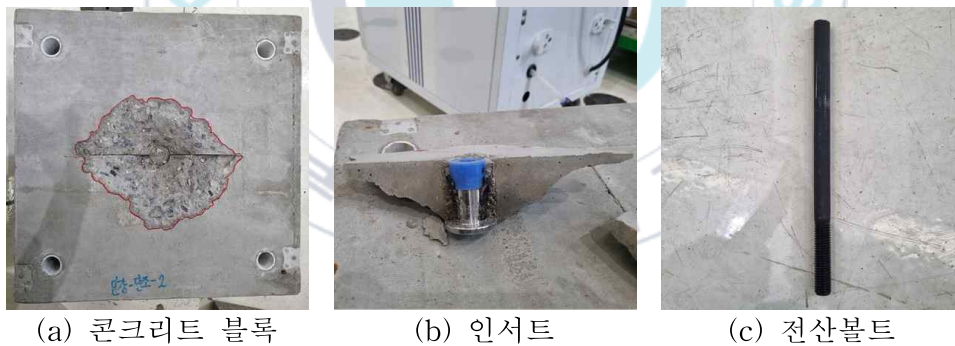


그림 4.4 단조 인장실험 종료 후 관찰된 실험체 모습

단조 인장실험의 주요결과는 표 4.1에 요약되며, 인장 실험체의 하중-변위 관계는 그림 4.5에 제시된다. 본 실험에서 측정된 실험체의 최대 인장하중(N_{max})은 19.75 ~ 24.43 kN 범위였다. N_{max} 의 평균($N_{u,m}$)은 22.68 kN으로, 앵커설계기준으로 산정한 N_n (=17.93 kN)보다 26.5% 컸다. 실험체가

$N_{\max}$ 에 도달했을 때 변위($\delta(N_{\max})$)는 0.69 ~ 0.91 mm 범위로, 그 평균은 0.79 mm이었다. 앵커의 초기강성으로 고려되는 $k(0.5 N_{\max})$ 는 실험체의 하중-변위 관계에서 $0.5 N_{\max}$ 에 대한 할선강성으로(Mahrenholtz와 Eligehausen, 2013; Stehle와 Sharma, 2021b) 정의하였고, 이는 식 4.1을 통해 산정할 수 있다(Sullivan 등, 2004).

$$k(0.5 N_{\max}) = \frac{0.5 N_{\max}}{\delta(0.5 N_{\max})} \quad (4.1)$$

표 4.1 단조 인장실험 결과 요약

실험체	파괴형태	$N_{\max}$ (kN)	$\delta(N_{\max})$ (mm)	$k(0.5 N_{\max})$ (kN/mm)
T-M-1	콘크리트 브레이크아웃	22.84	0.75	32.69
T-M-2	콘크리트 브레이크아웃	19.75	0.91	21.10
T-M-3	콘크리트 브레이크아웃	24.43	0.69	33.54
T-M-4	콘크리트 브레이크아웃	23.30	0.85	28.03
T-M-5	콘크리트 브레이크아웃	23.10	0.77	31.36
평균	-	22.68	0.79	29.34

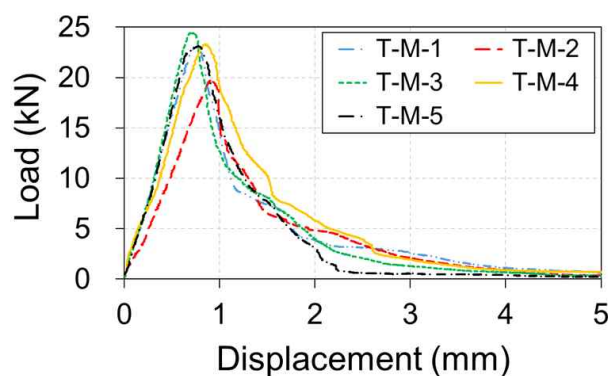


그림 4.5 단조 인장 실험체의 하중-변위 그래프

단조 인장실험체의 $k(0.5N_{\max})$ 는 21.10 ~ 33.54 kN/mm의 범위로, 그 평균은 29.34 kN/mm이었다.

본 실험과 같이 반복된 실험의 결과에 대한 산포는 변동계수(ν)를 활용하여 평가된다. 이 ν 는 데이터의 표준편차를 평균으로 나누어 산정하며, ACI 355.2는 단조 인장실험으로 측정된 $N_{\max}$ 에 대한 ν 를 15% 이내로 제한하고 있다. 본 실험에서의 $N_{\max}$ 에 대한 ν 는 6.88%로, 기준 제한값의 절반 아래 수준이었다.

한편, KDS 14 20 54는 실험으로 평가된 강도를 설계에 적용하는 것을 허용하고 있다. 이를 위해서 신뢰도 90%인 제5백분위수(5 percent fractile)를 사용하여 실험의 결과를 평가하여야 한다. 이와 관련해서 ACI 355.2는 식 4.2와 같이 ν 를 활용한 제5백분위수인 특성강도(characteristic capacity; $F_{5\%}$)에 대한 산정식을 제시하고 있다.

$$F_{5\%} = F_m \times (1 - K\nu) \quad (4.2)$$

여기서, F_m 은 실험으로 측정된 앵커의 평균 강도이다. K 는 통계상수이며, 실험 횟수에 따라 결정된다. 실험 횟수가 5회인 경우의 K 는 3.4이다.

식 4.2로 산정된 본 실험의 $N_{\max}$ 에 대한 특성강도($N_{5\%}$)는 17.37 kN이며, 이 값은 N_n 보다 3.1% 작았다. 이 $N_{5\%}$ 가 N_n 보다 낮게 평가된 것은 본 실험의 횟수가 작아 비교적 큰 값의 K 가 적용된 것에 기인한다. 실험 횟수가 ∞ 인 것으로 가정한 경우($K=1.645$)의 $N_{5\%}$ 는 20.11 kN이며, 이 값은 N_n 보다 12.2% 컸다. 실험으로 평가된 인장강도($N_{u,m}$ 과 $N_{5\%}$)와 설계식으로 계산된 N_n 가 그림 4.6에 비교되어 있다. N_n 과 $N_{5\%}$ 는 미소한 차이만을 보였다. 실제 앵커설계에서 N_n 에 대해 강도감소계수(ϕ)가 적용되는 것을 고려하면, KDS 14 20 54의 선설치앵커에 대한 인장강도 설계식이 원터치 선설

치 인서트 앵커의 인장강도 예측에 유효하다고 판단된다.

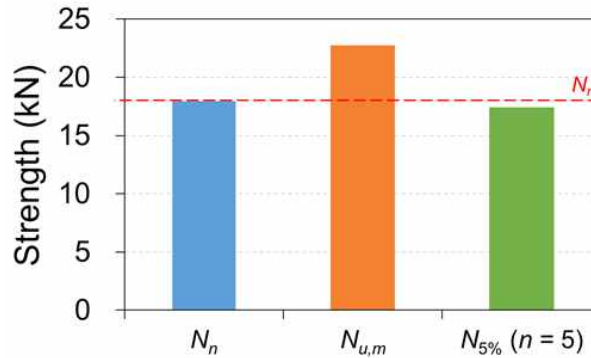


그림 4.6 인장강도 비교

한편, 앵커설계기준에서는 CCD 방법을 사용하여 예상 콘크리트 브레이크아웃 파괴면 투영면적인 A_{Nco} 를 산정하고 있다. 이 CCD 방법은 그림 4.7(a)와 같이 모든 종류의 앵커에 대해 브레이크아웃의 콘 파괴각도(α)을 35도로 가정한다. 이를 통해 한 변의 길이가 $3.0h_{ef}$ 인 이상화된 사각뿔을 이용하여 $A_{Nco}(3.0h_{ef} \times 3.0h_{ef} = 9.0h_{ef}^2)$ 를 산정한다. 그러나 선설치 인서트 앵커를 포함한 앵커의 헤드직경(d_h)이 비교적 큰 앵커의 인장실험에 대한 선행연구들에서 실제 콘크리트 브레이크아웃 파괴면의 크기는 설계기준에서 예측한 A_{Nco} 보다 컸었다.

본 실험에서 측정된 실험체 파괴면의 반지름과 a 가 표 4.2에 제시되어 있다. 본 실험에서 실험체 파괴면의 반지름은 기준에서 예측한 $1.5h_{ef}$ 인 75 mm보다 컸었다. 그림 4.7(b)에 제시된 바와 같이 실험에서 측정된 a 의 평균은 약 20도 정도였으며, CCD 방법의 예상 α 인 35도보다 작았다. 현행 앵커설계기준에서 콘크리트 브레이크아웃 파괴에 대한 강도(N_{cb}) 산정 시 연단거리($1.5h_{ef}$)에 의해 영향을 받은 파괴면의 면적(A_{Nc})과 A_{Nco} 대한 비

(A_{Nc}/A_{Nco})가 적용되며, 충분한 파괴면이 확보되지 않는 경우($A_{Nc} < A_{Nco}$) N_{cb} 가 감소되게 된다. 따라서 본 실험결과를 바탕으로 원터치 선설치 인서트 앵커의 A_{Nco} 는 현행 설계기준보다 엄격한 조건이 적용되어야 한다고 판단된다. 즉, 원터치 선설치 인서트 앵커 설계 시 A_{Nco} 는 $16.0h_{ef}^2$ 로 적용하고, 이에 따른 앵커의 위험 연단거리는 $2.0h_{ef}$ 로 적용하기를 제안한다.

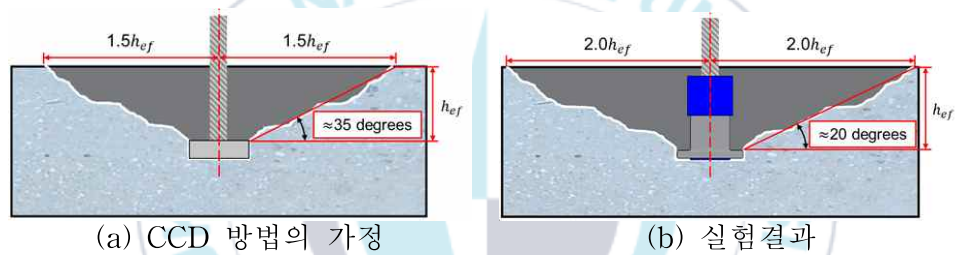


그림 4.7 콘크리트 브레이크아웃 파괴면의 단면

표 4.2 측정된 실험체의 파괴면 반지름 및 콘 파괴각도

실험체	파괴면 반지름 (mm)		콘 파괴각도 (°)		
	최대	최소	최대	최소	평균
T-M-1	188	93	28.17	14.90	21.54
T-M-2	163	91	28.90	17.06	22.98
T-M-3	151	88	29.52	18.33	23.93
T-M-4	215	111	24.16	13.09	18.62
T-M-5	187	81	31.53	14.95	23.24

4.3 반복 인장실험

4.3.1 실험개요

4.3.1.1 반복 인장실험에 적용된 가력프로토콜

본 반복 인장실험에 적용된 가력프로토콜은 총 3가지이다. 먼저, ACI 355.2에서 규정하는 가력프로토콜(ACI 가력프로토콜)로, 그림 4.8에 제시되어 있다. 이 가력프로토콜은 사이클이 진행될수록 가력되는 반복하중의 크기가 점차적으로 감소하는 형태이다. ACI 가력프로토콜의 최대반복하중인 N_{eq} 는 단조 인장실험으로 측정된 평균 최대하중($N_{u,m}$)의 50%로 정의되며, 본 실험에서는 11.00 kN이 적용되었다. 이 가력프로토콜의 반복하중 가력단계에서는 N_{eq} 가 10회 먼저 반복 가력된 후, N_{eq} 의 75%인 8.25 kN이 이어서 30회 반복 가력된다. 최종적으로 N_{eq} 의 50%인 5.50 kN이 100회 반복 가력되는 것으로 반복하중 가력단계가 종료된다. 앵커의 잔류강도를 측정하기 위해 반복하중 가력단계가 모두 종료된 이후 바로 이어서 단조하중이 가해진다. 기준에서는 실험에 사용된 앵커가 내진성능을 보유하고 있음을 검증하기 위하여 잔류강도에 대한 기준치($N_{max,req}$)가 규정되며, 최소 5개의 실험체가 $N_{max,req}$ 를 만족하여야 한다. $N_{max,req}$ 는 N_{eq} 의 160%로 규정되며, 본 실험의 경우 17.60 kN으로 산정되었다. 만약 실험체의 잔류강도가 $N_{max,req}$ 를 만족하지 못한 경우 N_{eq} 를 저감한 재실험을 수행해야 하며, 다시 최소 5개의 실험체 잔류강도가 저감된 N_{eq} 의 160% 이상이어야 한다.

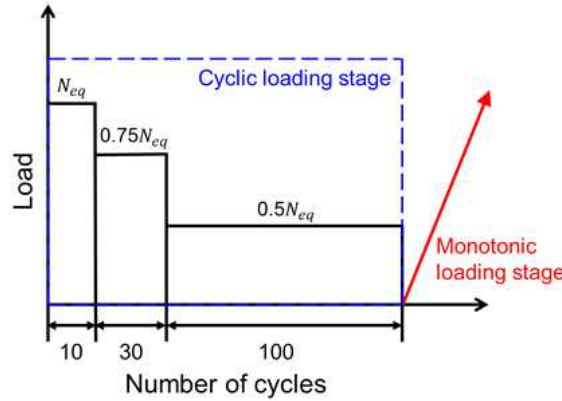


그림 4.8 인장실험의 ACI 가력프로토콜

EATG 001 Annex E는 앵커의 성능범주를 C1과 C2로 구분하고 있으며, 성능범주 C1의 평가방법은 앞서 기술된 ACI 355.2와 동일하다. 성능범주 C2에 규정된 가력프로토콜(ETAG 가력프로토콜)은 그림 4.9에 제시되어 있다. 이 가력프로토콜은 ACI 가력프로토콜과 달리 사이클이 진행될수록 반복하중의 크기가 점증하는 형태이다. 이 가력프로토콜의 N_{eq} 는 $N_{u,m}$ 의 75%로 정의되며, 본 실험에서는 16.50 kN으로 산정되었다. 이 가력프로토콜은 9개의 반복하중단계(step)로 구성된다. 먼저 첫 번째 단계에서는 N_{eq} 의 20%인 3.30 kN을 25회 반복 가력하며, 이어진 두 번째 단계에서는 N_{eq} 의 30%인 4.95 kN을 15회 반복 가력한다. 이후 단계에서의 반복하중은 N_{eq} 의 40%인 6.60 kN부터 100%인 16.50 kN까지 N_{eq} 의 10%인 1.65 kN씩 증가하며, 각 단계에서의 반복하중은 5회씩 반복 가력된다. 총 75회의 반복하중 사이클이 모두 종료되면, ACI 가력프로토콜과 동일하게 단조하중을 가력하는 것으로 앵커의 잔류강도가 측정된다. ETAG 가력프로토콜의 $N_{max,req}$ 는 $N_{u,m}$ 의 90%로 규정되며, 본 실험의 경우 19.80 kN으로 계산된다. 기준에서는 다섯 번째 단계부터 0.5 mm의 초기 균열폭을 0.8 mm로

확장하도록 요구하지만, 본 연구에서는 가력프로토콜의 형태에 따른 앵커 거동의 변화를 파악하기 위한 것이었기에 인위적으로 초기 균열폭을 확장하지 않았다.

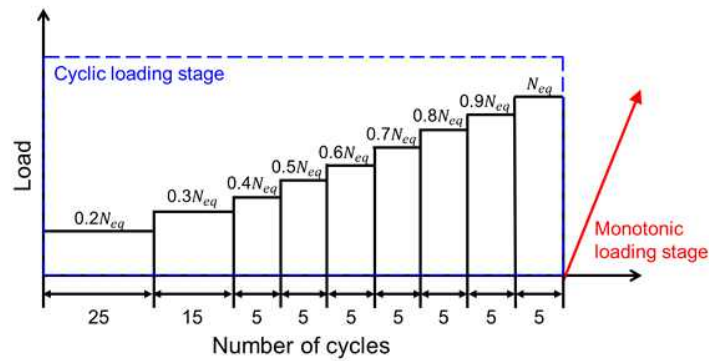


그림 4.9 인장실험의 ETAG 가력프로토콜

본 실험에 적용한 마지막 가력프로토콜인 FEMA 461의 준정적 가력프로토콜(FEMA 가력프로토콜)이 그림 4.10에 제시되어 있다. 앞의 두 가력프로토콜과 달리 FEMA 가력프로토콜은 변위제어로 반복하중이 가력된다. 기준에서 목표반복변위(Δ_m)는 실험체에 주요한 손상이 시작될 것으로 예상되는 시점의 변위로 정의하며, 단조 하중실험을 통해 추정할 수 있다. 그러나 앵커실험에 있어 Δ_m 산정에 대한 명확한 정의는 아직 없는 실정이므로, 본 실험에서는 반복하중에 따른 누적손상을 고려하여 단조 인장실험에서 측정된 $\delta(N_{max})$ 의 90%에 대한 평균인 0.7 mm를 Δ_m 으로 적용하였다. 일반적으로 Δ_m 은 10번째 또는 그 이후의 단계에서 도달하도록 계획되며, 본 실험에서는 10번째 단계에서 Δ_m 에 도달하게끔 설정하였다. 이 시점까지 각 단계의 반복 변위는 이전 단계의 반복 변위에서 40%씩 지속적으로 증가하도록 계획하였다. 10번째 단계 이후에는 반복 변위의 증분을 9번째

와 10번째 단계의 반복 변위 차이인 0.2 mm로 고정하였다. FEMA 461은 매 단계별 반복되는 사이클의 횟수를 2회로 규정하지만, 본 연구는 매 단계별 반복되는 사이클의 횟수를 1, 2, 3회로 달리 적용하여 이에 대한 영향을 평가하고자 하였다. 취성거동을 보이는 앵커의 반복거동에 대한 선행연구인 Stehle과 Sharma(2020, 2021a, 2021b)를 참조하여, 본 실험에서 FEMA 가력프로토콜의 가력종료시점은 단조 인장실험으로 측정된 $\delta(N_{\max})$ 평균(=0.8 mm)의 2배 이상인 1.7 mm(15번째 단계)로 규정하였다.

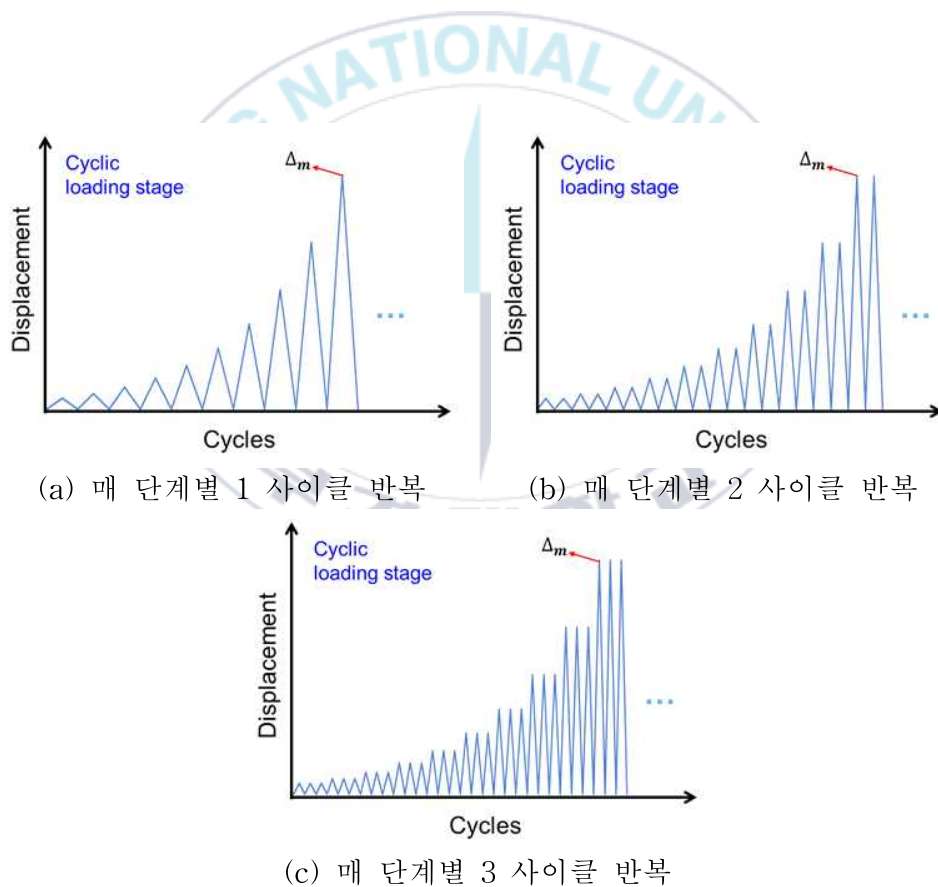


그림 4.10 인장실험의 FEMA 가력프로토콜

4.3.1.2 실험방법

본 반복 인장실험의 계획이 표 4.3에 요약되어 있다. 균열 콘크리트에 매입된 인서트에 대해 동일한 조건 하에서 가력프로토콜만 변수로 작용하였다. 또한, 반복 인장실험은 단조 인장실험과 동일한 세팅에서 수행되었으며, 측정계획도 동일하였다. ACI와 ETAG 가력프로토콜의 반복 인장하중은 1 Hz의 주파수로 가력되었으며, 반복하중 가력단계 종료 후 이어지는 단조하중 가력단계는 단조 인장실험과 동일한 방법으로 가력되었다. FEMA 가력프로토콜의 가력속도는 0.25 mm/min부터 시작하여 매 3번째 단계마다 0.25 mm/min씩 증가시켰다. 5개의 실험체에 대해 ACI 가력프로토콜을 적용하였으며, 실험체명은 가력순서에 따라 T-C-ACI-1부터 T-C-ACI-5까지로 명명하였다. ETAG 가력프로토콜은 2개의 실험체에 적용하였으며, 가력순서에 따라 T-C-ETAG-1과 T-C-ETAG-2로 명명하였다. 마지막으로 3개의 실험체에 대해 FEMA 가력프로토콜을 적용하였으며, 매 단계별 적용된 사이클 횟수에 따라 T-C-FEMA-1부터 T-C-FEMA-3으로 명명했다.

표 4.3 반복 인장실험의 실험계획

가력프로토콜	반복하중 가력방법	단조하중 가력방법	실험횟수
ACI	단계적으로 반복하중 감소 (총 140 사이클 반복가력)	파괴시점까지 변위제어	5
ETAG	단계적으로 반복하중 증가 (총 75 사이클 반복가력)	파괴시점까지 변위제어	2
FEMA	파괴시점까지 지속적으로 반복 변위 증가	-	3

4.3.2 실험결과

4.3.2.1 ACI 및 ETAG 가력프로토콜

ACI 및 ETAG 가력프로토콜을 적용한 모든 실험체는 반복하중 가력단계에서 균열이나 손상이 발생하지 않았다. 반복하중 가력단계 중 ACI 가력프로토콜 실험체의 0.5 mm 초기 균열폭은 최대 0.52 mm까지 확장되었으며, ETAG 가력프로토콜 실험체의 경우 최대 0.53 mm까지 확장되었다.

반복하중 가력단계 종료 후 이어진 단조하중 가력단계에서 모든 실험체는 단조 인장실험의 결과와 동일하게 콘크리트 브레이크아웃으로 파괴되었으며, 파괴면의 면적은 기준에서 예측한 것보다 크게 나타났다. 그림 4.11은 실험 종료 후 실험체의 모습을 보여주고 있으며, 실험이 종료된 후 인서트에서는 어떠한 손상도 발견되지 않았다. 실험이 진행되는 동안 ACI 가력프로토콜을 적용한 개별 실험체의 $\epsilon_{\max}$ 는 0.0001 ~ 0.0005 범위였으며, ETAG 가력프로토콜을 적용한 개별 실험체의 경우 0.0001 ~ 0.0003 범위였다. 모든 실험체에서 $\epsilon_{\max}$ 는 $\epsilon_{yn}(=0.00245)$ 에 비해 크게 작았다. 따라서 ACI 및 ETAG 가력프로토콜을 적용한 반복 인장실험의 인서트들은 실험이 종료될 때까지 모두 탄성거동 하였음을 알 수 있었다. ACI 가력프로토콜 실험체의 초기 균열폭은 실험이 종료될 때까지 최대 1.67 mm까지, ETAG 가력프로토콜 실험체는 최대 1.82 mm까지 확장되었다.



(a) 콘크리트 블록



(b) 콘크리트 콘 파괴



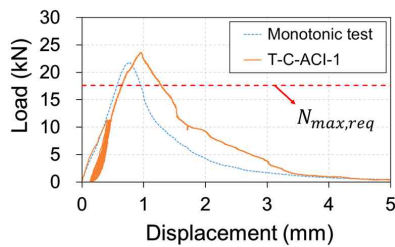
(c) 인서트

그림 4.11 ACI 및 ETAG 가력프로토콜을 적용한 반복 인장실험 종료 후 관찰된 실험체 모습

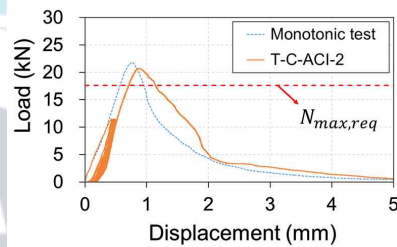
ACI 가력프로토콜 실험체와 ETAG 가력프로토콜 실험체의 주요 실험결과가 각각 표 4.4와 4.5에 요약되어 있다. 그림 4.12에 ACI 가력프로토콜을 적용한 개별 실험체의 하중-변위 관계가 제시되어 있으며, ETAG 가력프로토콜을 적용한 개별 실험체의 하중-변위 관계가 그림 4.13에 제시되어 있다. 그림 4.12 및 4.13에서 각 개별 실험체의 하중-변위 그래프에는 단조 인장실험으로 측정된 평균 하중-변위 관계가 중첩되어 있다. 반복 인장실험의 결과를 단조 인장실험의 결과와 비교하였을 때 반복하중의 선행재하로 인한 인서트 앵커의 인장강도감소는 거의 발생하지 않았음을 확인할 수 있다.

표 4.4 ACI 가력프로토콜을 적용한 반복 인장실험 결과 요약

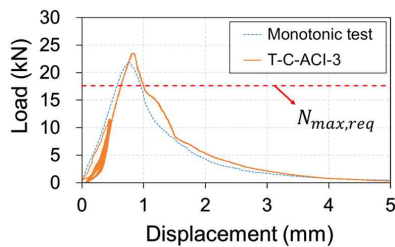
실험체	파괴형태	N_{max} (kN)	$\delta(N_{max})$ (mm)	$k(0.5 N_{max})$ (kN/mm)
T-C-ACI-1	콘크리트 브레이크아웃	23.60	0.96	38.55
T-C-ACI-2	콘크리트 브레이크아웃	20.71	0.88	32.97
T-C-ACI-3	콘크리트 브레이크아웃	23.50	0.85	28.02
T-C-ACI-4	콘크리트 브레이크아웃	22.14	0.80	42.87
T-C-ACI-5	콘크리트 브레이크아웃	19.12	0.91	28.28
평균	-	21.81	0.88	34.14



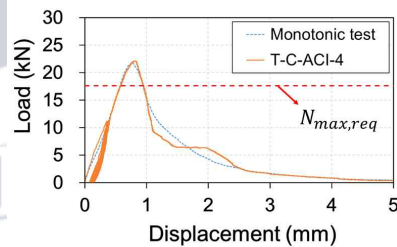
(a) T-C-ACI-1



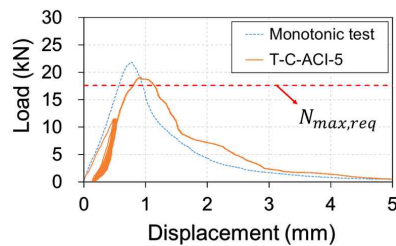
(b) T-C-ACI-2



(c) T-C-ACI-3



(d) T-C-ACI-4



(e) T-C-ACI-5

그림 4.12 ACI 가력프로토콜을 적용한 실험체의 하중-변위 그래프

표 4.5 ETAG 가력프로토콜을 적용한 반복 인장실험 결과 요약

실험체	파괴형태	$N_{\max}$ (kN)	$\delta(N_{\max})$ (mm)	$k(0.5 N_{\max})$ (kN/mm)
T-C-ETAG-1	콘크리트 브레이크아웃	25.70	0.91	39.82
T-C-ETAG-2	콘크리트 브레이크아웃	23.21	0.71	47.99
평균	-	24.45	0.81	43.91

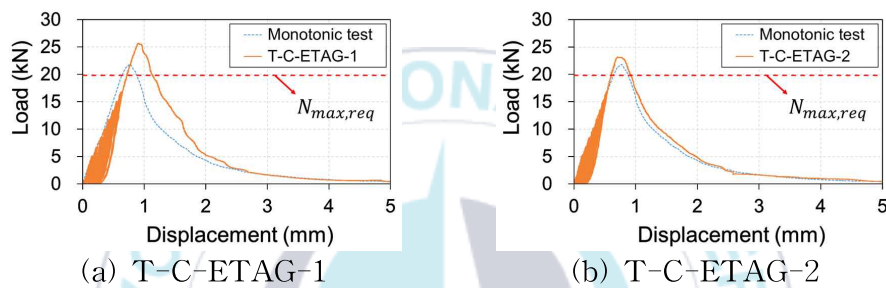


그림 4.13 ETAG 가력프로토콜을 적용한 실험체의 하중-변위 그래프

그림 4.12에 표현된 파선은 ACI 355.2의 $N_{\max,req}$ 인 17.6 kN을 나타내며, 그림 4.13의 경우 ETAG 가력프로토콜에 대한 $N_{\max,req}$ 인 19.8 kN을 나타낸다. 개별 실험체의 최대강도($N_{\max}$)는 각 기준의 $N_{\max,req}$ 를 만족하였다. ACI 355.2 및 ETAG 001 Annex E에 따른 앵커성능평가 시 모든 실험체의 $N_{\max}$ 는 $N_{\max,req}$ 를 만족하였기 때문에, 단조 인장실험으로 평가된 인장강도를 내진설계에 적용할 수 있다. 따라서 원터치 선설치 인서트 앵커의 내진 인장강도 설계 시 현행 설계기준에 따른 내진강도감소계수(=0.75)를 적용하지 않아도 되며, 이에 따라 비내진설계 인장강도인 N_n (=17.93 kN)을 내진설계 인장강도로 적용가능하다고 판단된다.

ACI 가력프로토콜 실험체의 $\delta(N_{\max})$ 는 0.80 ~ 0.96 mm의 범위였으며, 그 평균은 0.88 mm였다. 이 값은 단조 인장실험에서 측정된 $\delta(N_{\max})$ 의 평균인 0.79 mm에 비해 11% 컸다. ETAG 가력프로토콜 실험체의 $\delta(N_{\max})$ 의 평균은 0.81 mm로, 단조 인장실험의 평균 $\delta(N_{\max})$ 에 비해 2% 컸다. 즉, 반복 인장실험에서 측정된 $\delta(N_{\max})$ 는 단조 인장실험에서 측정된 결과보다 평균적으로 컸으나, 적용된 가력프로토콜의 종류와 관계없이 개별 실험체의 $\delta(N_{\max})$ 는 서로 비슷하였다.

ACI 및 ETAG 가력프로토콜 실험체의 초기강성인 $k(0.5 N_{\max})$ 는 반복하중 가력단계 종료 후 이어진 단조하중 가력단계에서 산정되었으며, 식 4.3을 통해 계산되었다(Mahrenholtz와 Eligehausen, 2013).

$$k(0.5 N_{\max}) = \frac{0.5 N_{\max}}{\delta(0.5 N_{\max}) - \delta(N_{cyc})} \quad (4.3)$$

여기서, $\delta(N_{cyc})$ 는 반복하중 가력단계가 종료된 직후 측정된 잔류변위이다. ACI 가력프로토콜 실험체의 $\delta(N_{cyc})$ 는 0.08 ~ 0.18 mm의 범위였으며, 그 평균은 0.15 mm였다. ETAG 가력프로토콜 실험체의 경우 0.25 mm와 0.20 mm이었다. 최종적으로 산정된 ACI 가력프로토콜 실험체의 $k(0.5 N_{\max})$ 는 28.02 kN/mm에서 42.87 kN/mm까지의 범위였고, ETAG 가력프로토콜 실험체의 $k(0.5 N_{\max})$ 는 39.82 kN/mm와 47.99 kN/mm이었다. 반복 인장실험에서 측정된 $k(0.5 N_{\max})$ 는 단조 인장실험에서 측정된 결과 (21.10 ~ 33.54 kN/mm)에 비해 평균적으로 컸다. 이는 반복 인장실험의 $k(0.5 N_{\max})$ 산정 시 $\delta(N_{cyc})$ 가 고려된 것에 기인하며, 결과적으로 반복 인장하중의 선행 재하로 인한 인서트 앵커의 강성은 감소하지 않았다.

ACI 및 ETAG 가력프로토콜을 적용한 반복 인장실험의 결과를 요약하면 다음과 같다. 적용된 가력프로토콜과 관계없이 원터치 선설치 인서트 앵커는 반복 인장하중의 선행 재하로 인해 잔류 변위가 조금 발생하였지만, 단조 인장실험결과와 비교하였을 때 강도 및 변위 성능에서 큰 차이를 보이지 않았다. 따라서 앵커의 강도 및 변위성능 평가 시 두 가력프로토콜의 적용에 따른 차이는 거의 없을 것으로 사료된다. 그러나 ACI 가력프로토콜의 경우 Mahrenholtz 등 (2016)에서 지적된 바와 같이 반복하중 가력단계에서의 하중-변위 그래프는 첫 번째 단계에서 가력되는 반복하중의 결과에 의해 이어진 단계의 감소된 반복하중의 결과가 가려졌다. 이 때문에 단조 인장실험의 하중-변위 관계와 직접적인 비교가 어려우며, 각 반복하중 단계에 따른 강성의 변화를 파악하기 어렵다. 반면, ETAG 가력프로토콜과 같이 반복하중의 크기가 점증되는 가력프로토콜은 하중-변위 그래프가 지속적으로 증가하기에 이 문제점을 개선할 수 있다. 따라서 ETAG 가력프로토콜과 같이 반복하중의 크기가 점증하는 가력프로토콜이 앵커 인장성능평가실험에 있어 보다 적절하다고 판단된다.

4.3.2.2 FEMA 가력프로토콜

FEMA 가력프로토콜을 적용한 세 실험체는 모두 13번째 단계(반복 변위: 1.3 mm)에서 최초 균열이 발생하였다. 이 때 생성된 균열들은 사이클이 진행됨에 따라 그림 4.14와 같이 앵커를 중심으로 하여 원형으로 발전되었다. 최종적으로 모든 실험체는 콘크리트 브레이크아웃으로 파괴되었으며, 실험이 종료된 후 확인한 인서트에서는 손상을 발견하지 못하였다. 실험이 진행되는 동안 측정된 개별 인서트의 $\epsilon_{\max}$ 는 0.0002에서 0.0003까지의 범위였으며, 앞선 인장실험들과 동일하게 $\epsilon_{ym}(=0.00245)$ 에 비해 크게 작았다. 따라서 FEMA 가력프로토콜 하에서 모든 인서트는 탄성적으로 거동하였음을 알 수 있었다. 실험이 종료될 때까지 T-C-FEMA-1과 T-C-FEMA-2의 0.5 mm 초기 균열폭은 최대 약 1.0 mm까지 확장되었으며, T-C-FEMA-3의 경우 약 1.75 mm까지 확장되었다.

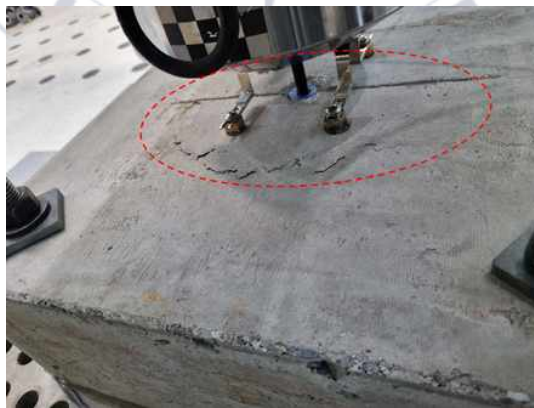


그림 4.14 FEMA 가력프로토콜을 적용한 실험체의 균열 진전 형태

FEMA 가력프로토콜 실험체에 대한 주요 실험결과가 표 4.6에 요약되어 있고, 그림 4.15에는 하중-변위 관계가 제시되어 있다. T-C-FEMA-1은 12번째 단계(반복 변위: 1.1 mm)에서, T-C-FEMA-2는 11번째 단계(반복 변위: 0.9 mm)에서, T-C-FEMA-3은 10번째 단계(반복 변위: 0.7 mm)에서 $N_{\max}$ 가 나타났었다. 즉, 매 단계별 가력되어지는 사이클의 횟수가 늘어날수록 보다 이른 단계에서 $N_{\max}$ 가 나타나는 경향이 보였다. 실험체의 $N_{\max}$ 는 각각 25.89 kN, 21.25 kN, 23.64 kN으로, 앵커설계기준으로 산정한 $N_{n,eq}$ 인 13.45 kN에 비해 각각 92%, 58%, 76% 컸다. 또한, 단조 인장실험의 결과인 $N_{u,m}$ (=22.68 kN)과 비교하였을 때 앵커의 최대강도까지 계속해서 이어진 점중 반복하중으로 인한 인장강도감소는 거의 발생하지 않았다.

표 4.6 FEMA 가력프로토콜을 적용한 반복 인장실험 결과 요약

실험체	파괴형태	$N_{\max}$ (kN)	$\delta(N_{\max})$ (mm)	$k(0.5 N_{\max})$ (kN/mm)
T-C-FEMA-1	콘크리트 브레이크아웃	25.89	1.08	27.58
T-C-FEMA-2	콘크리트 브레이크아웃	21.25	0.81	27.93
T-C-FEMA-3	콘크리트 브레이크아웃	23.64	0.69	32.13
평균	-	23.59	0.86	29.21

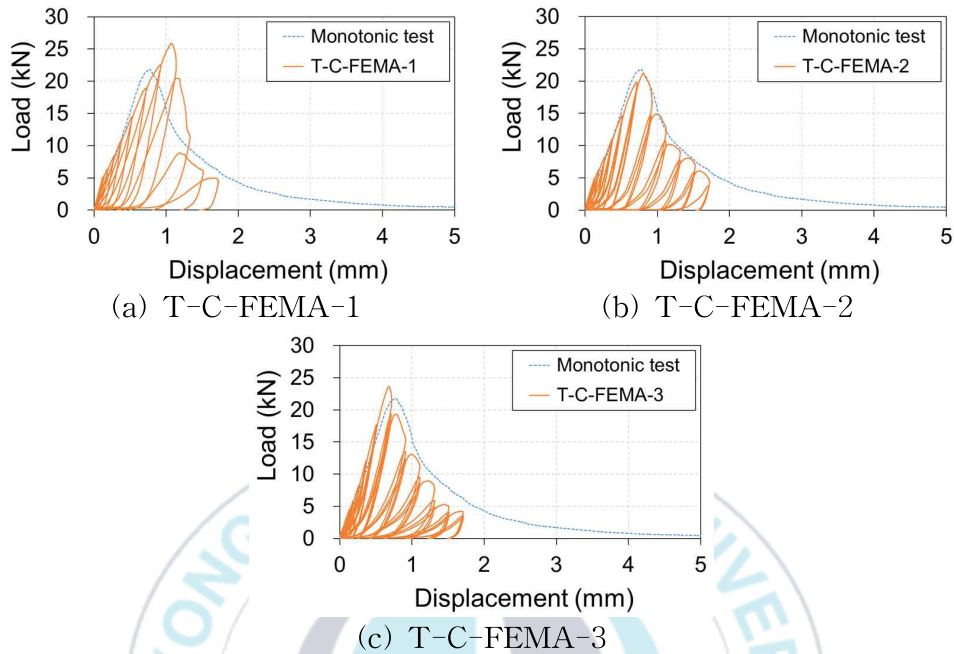


그림 4.15 FEMA 가력프로토콜을 적용한 실험체의 하중-변위
그래프

그림 4.16에 나타난 바와 같이 FEMA 가력프로토콜을 적용한 실험체의 하중-변위 그래프에서 각 사이클 별 최대하중 점을 잇는 것으로, 그림 4.17에 제시된 포락곡선을 작성하였다. T-C-FEMA-2와 T-C-FEMA-3의 포락곡선은 단조 인장실험의 결과를 비교적 잘 따랐으나, T-C-FEMA-1의 경우 단조 인장실험의 결과에 비해 비교적 큰 하중이 측정되었다. FEMA 가력프로토콜 실험체는 그림 4.16에 제시되어 있는 바와 같이 포락곡선 상에서 $0.5N_{\max}$ 에 대한 할선강성을 통해 $k(0.5N_{\max})$ 를 산정하였다. FEMA 가력프로토콜 실험체의 $k(0.5N_{\max})$ 는 27.58 kN/mm, 27.93 kN/mm, 32.13 kN/mm로, 단조 인장실험으로 산정된 $k(0.5N_{\max})$ 의 범위인 21.10 ~ 33.54 kN/mm 내에 있었다.

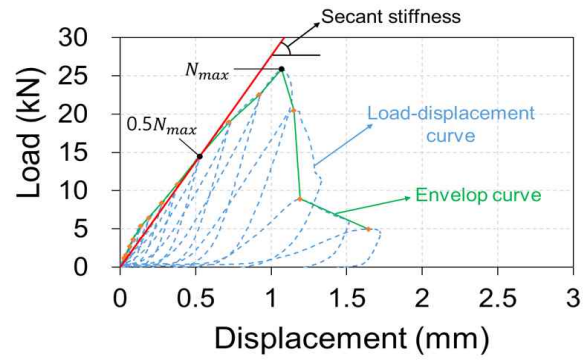


그림 4.16 하중-변위 그래프에서 활선강성 및 포락곡선 작성법

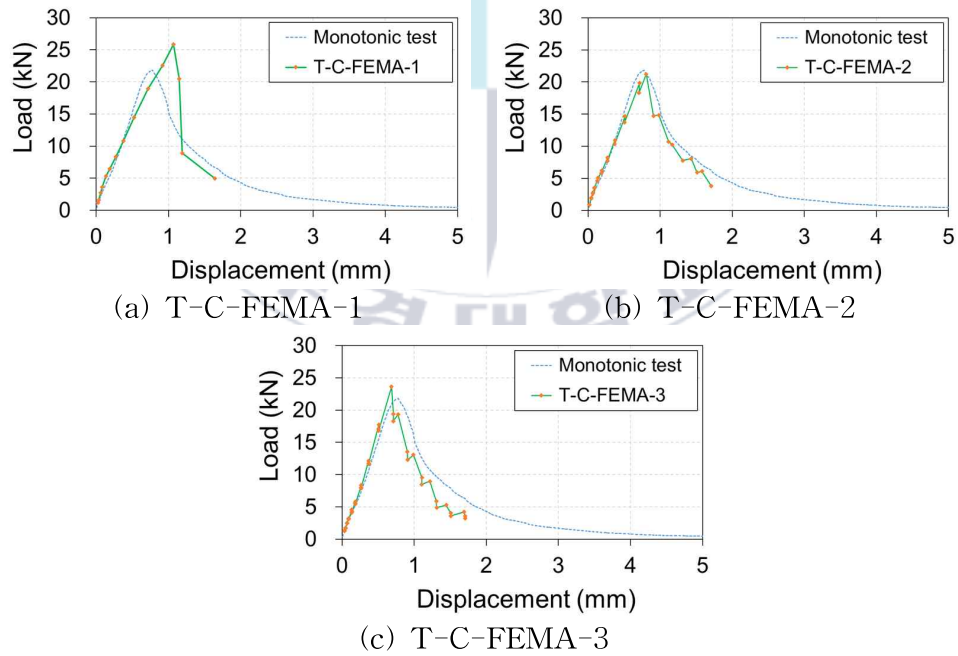
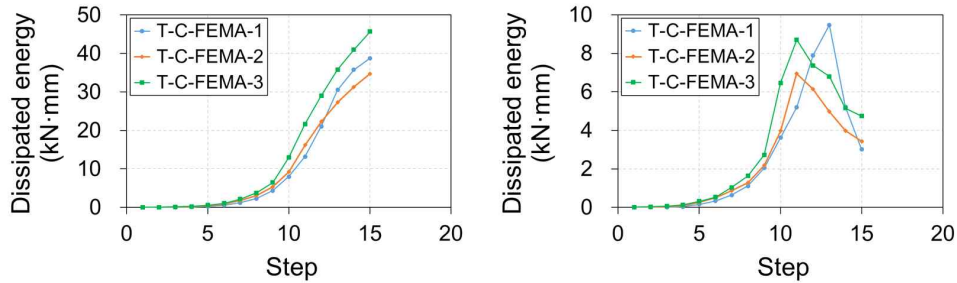


그림 4.17 FEMA 가력프로토콜을 적용한 실험체의 포락곡선

앞서 기존 앵커성능평가기준의 가력프로토콜을 적용한 실험체와 동일하게 FEMA 가력프로토콜을 적용한 실험체의 파괴형태는 단조 인장실험의 결과와 동일하였으며, 반복하중 재하로 인한 강도 및 강성 감소가 거의 발생하지 않았다. 이 결과에 기반할 때 원터치 선설치 인서트 앵커의 내진 인장강도는 단조 인장실험으로 평가된 강도를 적용할 수 있다고 판단된다.

FEMA 가력프로토콜 실험체의 에너지소산량은 그림 4.15의 하중-변위 곡선으로 둘러싸인 면적을 합산함으로써 산정되었다. 그림 4.18(a)는 개별 실험체의 누적 에너지소산량을 나타내며, 그림 4.18(b)는 매 단계별 에너지소산량을 보여준다. 매 단계별 가력되는 반복 사이클의 수가 증가할수록 총 누적 에너지소산량이 높을 것으로 예상되었는데, 실제로 T-C-FEMA-3의 총 누적 에너지소산량이 셋 중 가장 컸었다. 그러나 T-C-FEMA-1의 총 누적 에너지소산량은 예상과 다르게 T-C-FEMA-2보다 컸었으며, T-C-FEMA-1의 누적에너지소산량은 13번째 단계부터 T-C-FEMA-2를 넘어섰다. 그림 4.18(b)에서 T-C-FEMA-1의 경우 11번째 단계에서 에너지 소산량이 최대였던 다른 두 실험체와 달리 13번째 단계에서 최대를 보였으며, 그 크기 또한 제일 컸다. 이는 T-C-FEMA-1의 하중이 12번째와 13번째 단계에서 단조 인장실험의 결과에 비해 상당히 크게 평가되었던 것과도 연관된다. 그러나 본 실험에서는 각 경우에 대한 실험체 개수가 단 하나로 제한되기에 이 결과를 일반화하기 어렵다. 따라서 추후 보다 정밀한 평가가 수행되기 이전까지는 FEMA 461을 활용한 앵커성능평가 시 기준의 규정과 같이 매 단계별 2회의 반복하중을 적용할 필요가 있다고 판단된다.



(a) 누적 에너지소산량

(b) 매 단계별 에너지소산량

그림 4.18 FEMA 가력프로토콜을 적용한 실험체의 에너지소산량

ACI 및 ETAG 가력프로토콜을 적용한 실험체와 FEMA 가력프로토콜을 적용한 실험체는 모두 콘크리트 브레이크아웃으로 파괴되었다. 또한, 적용된 가력프로토콜의 종류와 관계없이 반복 인장실험에서 측정된 $N_{\max}$ 및 $\delta(N_{\max})$ 는 서로 비슷하였다. FEMA 가력프로토콜 실험체의 $k(0.5N_{\max})$ 는 ACI 및 ETAG 가력프로토콜 실험체의 결과보다 다소 낮았지만, 단조 인장 실험의 $k(0.5N_{\max})$ 와 가장 근접하였다. 이러한 결과에 기반하여 기존 앵커 성능평가기준의 가력프로토콜과 함께 FEMA 461의 준정적 가력프로토콜은 앵커성능평가실험에 적절하게 활용될 수 있다고 판단된다.

기존 앵커성능평가기준인 ACI 355.2 및 ETAG 001 Annex E는 실험을 수행하기 이전에 앵커의 예상성능에 따라 N_{eq} 및 $N_{\max,req}$ 를 먼저 설정해야 한다. 각각의 기준에서 규정된 최소 실험체 개수가 설정된 $N_{\max,req}$ 를 만족하여야 하며, 이를 만족하지 못할 시 N_{eq} 및 $N_{\max,req}$ 를 저감하여 재실험을 수행해야 한다. 재실험 시 다시 규정된 최소 실험체 개수가 저감된 $N_{\max,req}$ 에 대해 만족해야 한다. 이 때문에 앵커 제조사는 평가하고자 하는 앵커의 성능을 보수적으로 설정하여 성능평가실험을 수행하거나, 많은 수

의 실험체 및 실험을 준비하여 최대 성능을 평가하여야 한다. 그러나 FEMA 461을 활용한 앵커성능평가실험은 앵커의 예상성능을 미리 설정할 필요가 없기에, 최소 실험체의 개수를 활용하여 최대 성능을 평가할 수 있다. 또한, FEMA 461을 활용한 앵커성능평가실험은 최대 강도 이후에 해당하는 앵커의 하중 및 변위에 대한 반복거동을 확인할 수 있다는 이점이 있다. 다만, 앵커설계기준의 내진설계와 통일하기 위해서 FEMA 461을 활용하여 평가된 앵커의 최대 인장강도는 콘크리트 브레이크아웃 파괴에 한해 단조 인장실험으로 평가된 강도의 75% 이상임을 검증해야할 것을 제안한다.



4.4 소결

본 장에서는 콘크리트에 매입된 원터치 선설치 인서트 앵커의 인장성능을 평가하기 위하여 앵커성능평가기준에 따른 모의지진 인장실험을 수행하였다. 균열 콘크리트에 매입된 인서트에 대하여 단조 인장실험을 5회 수행하였고, 이 단조 인장실험의 결과를 바탕으로 반복 인장실험이 수행되었다. 반복 인장실험은 기존 앵커성능평가기준인 ACI 355.2 및 ETAG 001 Annex E의 가력프로토콜과 FEMA 461의 준정적 가력프로토콜을 적용하여 수행되었다. 4장의 결과를 요약하면 다음과 같다.

단조 인장실험결과 5개의 실험체는 모두 콘크리트 브레이크아웃으로 파괴되었으며, 이는 앵커설계기준으로 예측된 파괴형태와 동일하였다. 단조 인장실험으로 측정된 실험체의 N_{max} 는 19.75 ~ 23.30 kN의 범위였으며, 그 평균인 $N_{u,m}$ 은 22.68 kN으로, 설계기준으로 산정된 공칭강도인 N_n (=17.93 kN)보다 26.5% 컸다. 실험결과를 설계에 적용할 수 있는 N_{max} 에 대한 제5 백분위수($N_{5\%}$)는 17.37 kN으로 산정되었으며, N_n 과 3.1%의 작은 차이만을 보였다. 이는 본 실험의 횟수가 작아 비교적 큰 통계상수(K)가 적용된 것에 기인한다. 실제 앵커설계 시 N_n 에 강도감소계수가 적용되는 것을 함께 고려하면, 현행 설계기준의 일반적인 선설치앵커에 대한 인장강도예측이 원터치 선설치 인서트 앵커에 대해 유효한 것으로 판단된다.

앵커설계기준은 CCD 방법을 사용하여 예상 콘크리트 브레이크아웃 파괴면 투영면적인 A_{Nco} (= $9.0h_{ef}^2$)를 산정한다. CCD 방법은 모든 종류의 앵커에 대해 브레이크아웃의 콘 파괴각도(α)를 35도로 가정하며, 이에 따라 앵커의 위험 연단거리는 $1.5h_{ef}$ 가 적용된다. 그러나 원터치 선설치 인서트 앵커의 인장실험에서 생성된 브레이크아웃 파괴면의 크기는 설계기준에서 예

측한 A_{Nco} 보다 크게 나타났으며, 측정된 a 의 평균은 20도 정도였다. 따라서 안전측의 설계 및 검토를 위해서 윈터치 선설치 인서트 앵커의 A_{Nco} 는 설계기준보다 큰 $16h_{ef}^2$ 로, 이에 따른 위험 연단거리는 $2.0h_{ef}$ 로 적용할 것을 제안한다.

기존 앵커성능평가기준을 따라 수행된 반복 인장실험에서 측정된 N_{max} 는 ACI 355.2 및 ETAG 001 Annex E에서 요구하는 잔류강도인 $N_{max,req}$ 를 모두 만족하였다. 또한, 반복 인장실험의 결과를 단조 인장실험결과와 비교하는 것으로, 반복하중 재하로 인한 인서트 앵커의 성능저하는 거의 발생하지 않았음을 확인하였다. 이 실험결과에 기반하여 윈터치 선설치 인서트 앵커는 단조 인장실험으로 평가된 인장강도를 내진 인장강도로 사용할 수 있다고 판단된다.

본 연구에서 가력프로토콜의 종류를 달리하여 반복 인장실험을 수행하였지만, 개별 실험체에서 측정된 N_{max} 및 $\delta(N_{max})$ 는 서로 비슷하였다. 따라서 앵커의 강도 및 변위성능 평가에 있어 본 실험에 사용된 세 개의 가력프로토콜의 차이에 따른 영향은 거의 없을 것으로 판단된다. 다만, ACI 가력프로토콜과 같이 사이클이 진행될수록 반복하중의 크기가 점감하는 가력프로토콜은 하중-변위 그래프에서 첫 번째 반복하중단계의 결과로 인해 이어진 반복하중단계의 하중-변위 관계가 가려지는 결과가 나타났다. 이로 인해 반복하중 가력단계에서 각 하중단계별 앵커의 강성 변화를 확인하기 어려우며, 단조 인장실험의 결과와 직관적으로 비교하기도 어렵다. 따라서 ETAG 및 FEMA 가력프로토콜과 같이 사이클이 진행될수록 반복하중의 크기가 점증하는 가력프로토콜이 앵커성능평가실험에 있어 더 적합하다고 판단된다.

기존 앵커성능평가기준에서 제안하는 가력프로토콜을 적용한 실험체와 FEMA 461의 준정적 가력프로토콜을 적용한 실험체는 모두 콘크리트 브레이크아웃으로 파괴되었으며, 측정된 N_{max} 및 $\delta(N_{max})$ 도 비슷하였다. 또한, FEMA 가력프로토콜 실험체의 $k(0.5N_{max})$ 는 단조 인장실험의 결과와 가장 근접하였다. 따라서 FEMA 461의 준정적 가력프로토콜은 앵커성능평가실험에 적절하게 활용될 수 있다고 판단된다. 앵커성능평가실험 시 FEMA 가력프로토콜을 적용할 경우 기준의 규정과 같이 매 단계별 2회의 반복하중이 적용되어야 할 것으로 판단된다. FEMA 461을 활용한 앵커성능평가의 장점으로서는 기존 앵커성능평가기준의 방법과 달리 실험이 수행되기 이전에 미리 예상성능을 설정하지 않아도 되기에 효율적이고 직관적인 평가가 가능하다는 것이다. 또한, 앵커의 최대강도 이후에 해당하는 반복거동을 확인할 수 있다는 이점도 있다.

V. 균열 콘크리트에 매입된 인서트에 대한

전단실험

5.1 실험개요

콘크리트에 매입된 원터치 선설치 인서트 앵커의 전단성능을 평가하기 위하여 균열 콘크리트에 매입된 인서트에 대해 모의지진 전단실험을 수행하였다. 앞서 4장에서 기술된 것과 동일한 실험체가 본 장의 모든 전단실험에 사용되었으며, 총 15개의 실험체가 사용되었다. 앞서 3장 및 4장의 인장실험과 동일하게 전산볼트에 의한 영향을 최소화하기 위하여 F_t 가 1040 MPa인 고강도 M12 전산볼트가 본 실험에 사용되었다. 또한, 4장과 동일하게 반복 전단실험의 최대반복하중(V_{eq}) 및 목표반복변위(Δ_m)를 결정하기 위하여 단조 전단실험이 먼저 수행되었다.

5.2 단조 전단실험

5.2.1 실험방법

본 전단실험의 셋업이 그림 5.1에 제시되어 있다. 실험에서 전단하중은 초기 균열방향과 평행하게 지면에서 위로 잡아당기는 방향으로 가력되었다. 하중은 용량 250 kN의 UTM을 사용하여 변위제어로 가해졌다. 변위 12 mm까지 2 mm/min의 속도로 하중이 가해졌으며, 이후 변위부터는 3 mm/min의 속도로 가해졌다. 실험의 가력장치인 UTM 헤드와 M12 전산볼트를 가력지그로 연결하는 것으로, 실험체에 전단하중을 가하였다. 이 때문에 발생한 가력지그와의 간섭으로 인해 앵커중심에서 75 mm와 150 mm 떨어진 한쪽 측면에만 Pi-type LVDT를 설치하여 균열폭의 변화를 관찰하였다. 앵커 변위는 전산볼트에 wire LVDT를 연결하여 직접 측정하였으며, UTM에 내장된 로드셀을 통해 하중데이터를 수집하였다. 5개의 실험체가 단조 전단실험에 사용되었으며, 실험체명은 가력순서에 따라 S-M-1부터 S-M-5까지로 명명하였다.

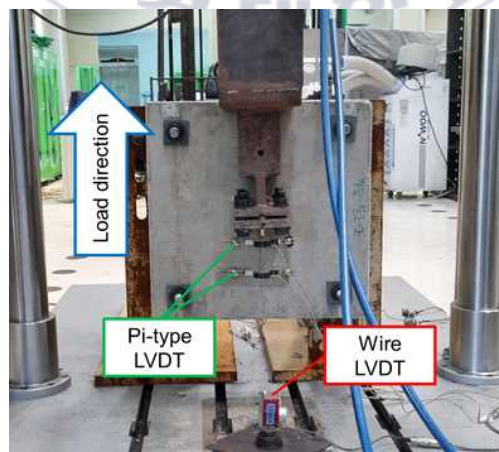


그림 5.1 전단실험 셋업

5.2.2 실험결과

단조 전단실험이 종료된 후 확인한 실험체의 모습이 그림 5.2에 제시되어 있다. 5개의 실험체는 모두 앵커설계기준에서 예측되었던 것과 동일하게 콘크리트 프라이아웃으로 파괴되었다. 실험이 진행되는 동안 0.5 mm의 초기 균열폭은 최대 약 2.5 mm까지 확장되었다. 실험이 진행되는 동안 측정된 개별 인서트의 ϵ_{max} 는 0.0015 ~ 0.0019의 범위였으며, ϵ_{yn} 인 0.00245보다 크게 작았다. 따라서 본 전단실험이 진행되는 동안 모든 인서트는 탄성적으로 거동하였음을 확인하였다. 그림 5.2에 제시되어 있듯이 실험이 종료된 후 확인한 인서트에서 하부커버를 제외한 부분의 손상은 발견되지 않았다. 그러나 전산볼트의 경우 큰 잔류변형이 확인되었다.

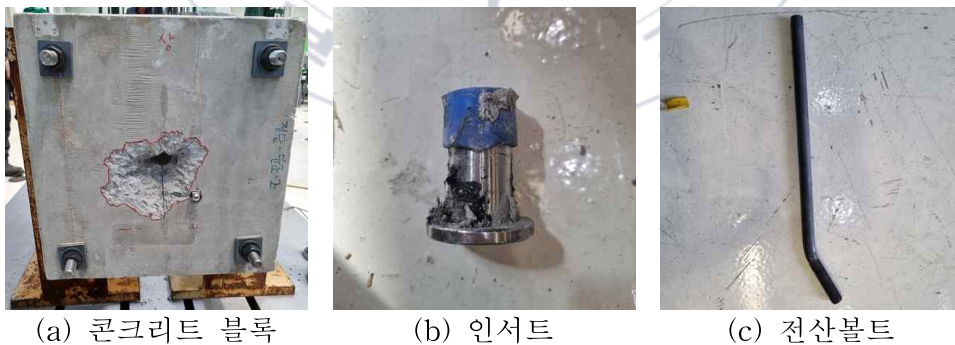


그림 5.2 단조 전단실험 종료 후 관찰된 실험체 모습

단조 전단실험의 주요결과인 실험체별 파괴형태, 측정된 최대하중($V_{\max}$), $V_{\max}$ 도달 시점의 변위($\delta(V_{\max})$), 그리고 초기강성($k(0.5 V_{\max})$)이 표 5.1에 제시되어 있다. 또한, 그림 5.3에는 실험체의 하중-변위 관계가 제시되어 있다. 본 실험에서 측정된 $V_{\max}$ 는 33.07 kN부터 47.63 kN까지의 범위였다. $V_{\max}$ 의 평균($V_{u,m}$)은 40.42 kN으로, 앵커설계기준을 따라 산정된 V_n (=17.93 kN)과 비교하였을 때 125% 컸다. $\delta(V_{\max})$ 는 7.26 ~ 12.17 mm의 범위로, 그 평균은 9.93 mm였다. $k(0.5 V_{\max})$ 는 실험체의 하중-변위 관계에서 $V_{\max}$ 의 절반수준에 해당하는 하중점에 대한 할선강성으로, 식 5.1을 사용하여 산정하였다.

$$k(0.5 V_{\max}) = \frac{0.5 V_{\max}}{\delta(0.5 V_{\max})} \quad (5.1)$$

산정된 $k(0.5 V_{\max})$ 는 5.08 kN/mm부터 5.97 kN/mm까지의 범위였으며, 그 평균은 5.63 kN/mm였다.

표 5.1 단조 전단실험 결과 요약

실험체	파괴형태	$V_{\max}$ (kN)	$\delta(V_{\max})$ (mm)	$k(0.5 V_{\max})$ (kN/mm)
S-M-1	콘크리트 프라이아웃	33.07	7.26	5.08
S-M-2	콘크리트 프라이아웃	38.97	9.50	5.58
S-M-3	콘크리트 프라이아웃	41.51	11.09	5.97
S-M-4	콘크리트 프라이아웃	47.63	12.17	5.61
S-M-5	콘크리트 프라이아웃	40.93	9.64	5.90
평균	-	40.42	9.93	5.63

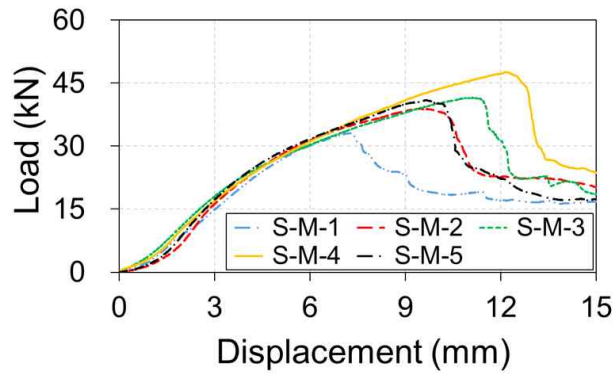


그림 5.3 단조 전단 실험체의 하중-변위 그래프

본 실험의 V_{max} 에 대한 변동계수(ν)는 11.58%로 계산되며, 앞선 4장의 단조 인장실험 결과(=6.88%)와 비교하였을 때 전단실험의 데이터 산포가 컸음을 알 수 있다. 또한, 개별 실험체의 $\delta(V_{max})$ 차이도 크게 나타났는데, 이러한 실험결과를 기반으로 원터치 선설치 인서트 앵커의 전단거동은 앵커 주변 콘크리트의 상태 및 앵커의 수직도를 포함한 설치작업의 영향을 민감하게 받는 것으로 판단된다. 4장의 단조 인장실험과 동일하게 ν 와 실험 횟수 5회에 대한 통계상수($K=3.4$)를 사용하여 V_{max} 에 대한 특성강도($V_{5\%}$)를 산정하였다. 산정된 $V_{5\%}$ 는 24.51 kN으로, V_n 보다 37% 컸다. 그림 5.4에 실험을 통해 평가된 원터치 선설치 인서트 앵커의 전단강도($V_{u,m}$ 과 $V_{5\%}$)와 앵커설계기준으로 산정된 V_n 을 비교한 그래프가 제시되어 있다.

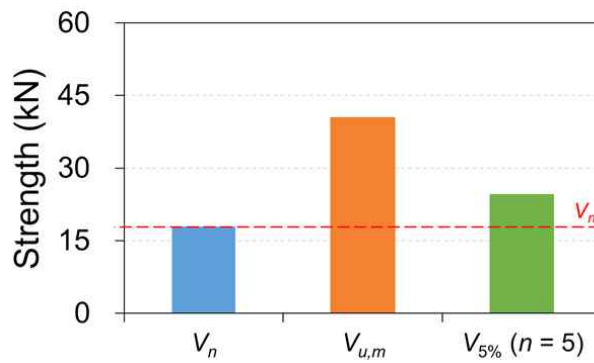


그림 5.4 전단강도 비교

단조 전단실험결과 모든 실험체의 파괴형태는 설계기준으로 예측했던 파괴형태와 동일하였다. 또한, 설계기준으로 산정된 V_n 은 실험으로 측정된 $V_{u,m}$ 및 $V_{5\%}$ 보다 작으므로, 앵커설계기준의 선설치앵커에 대한 전단강도 설계식을 원터치 선설치 인서트 앵커에 적용할 수 있을 것으로 판단된다. 그러나 설계기준식에 따른 콘크리트 프라이아웃 공칭강도(V_{cp})는 실제 인서트 앵커의 강도를 크게 과소평가하기에, 보다 경제적인 설계를 위하여 인서트 앵커의 V_{cp} 산정에 대한 추가 연구가 필요하다고 사료된다.

5.3 반복 전단실험

5.3.1 실험개요

5.3.1.1 반복 전단실험에 적용된 가력프로토콜

본 반복 전단실험에 적용된 가력프로토콜의 종류는 4장의 반복 인장실험에 적용되었던 것과 동일하였다. 먼저, ACI 355.2에 규정된 전단실험에 대한 가력프로토콜(ACI 가력프로토콜)이 그림 5.5에 제시되어 있다. 이 가력프로토콜은 크게 세 개의 반복하중단계(step)로 구성되어 있으며, 점진적으로 반복하중이 감소하는 형태이다. 기준에서 가력프로토콜의 최대반복하중(V_{eq})은 단조 전단실험으로 측정된 평균 최대하중($V_{u,m}$)의 50%로 규정한다. 앞서 단조 전단실험에서 원터치 선설치 인서트 앵커의 전단거동은 설치상황에 따라 민감하게 반응하는 것이 확인되었으며, 이에 따라 반복하중하에서 앵커의 전단강도가 크게 감소될 것이라 예상되었다. 이러한 이유로 본 실험에서 V_{eq} 는 기준의 규정과 달리 단조 전단실험으로 측정된 최소 V_{max} 의 절반인 16.50 kN이 적용되었다. 반복하중 가력단계 중 첫 번째 반복하중단계에서는 V_{eq} 가 정·부방향으로 총 10회 반복되며, 이어서 두 번째 반복하중단계에서는 V_{eq} 의 75%인 12.38 kN이 30회 반복된다. 마지막으로 V_{eq} 의 절반인 8.25 kN이 100회 반복된다. 반복하중 가력단계가 모두 종료된 이후 바로 이어서 단조하중을 가력함으로써 앵커의 잔류강도를 측정하였다. 기준에 따르면 최소 5개의 실험체 잔류강도가 규정된 기준치($V_{max,req}$)인 $1.6 V_{eq}$ (=26.40 kN) 이상이어야 한다. 만약 하나의 실험체라도 $V_{max,req}$ 를 만족하지 못하였다면, $V_{max,req}$ 를 만족하는 실험체가 최소 5개가 될 때까지 V_{eq} 및 $V_{max,req}$ 를 저감한 재실험이 수행되어야 한다.

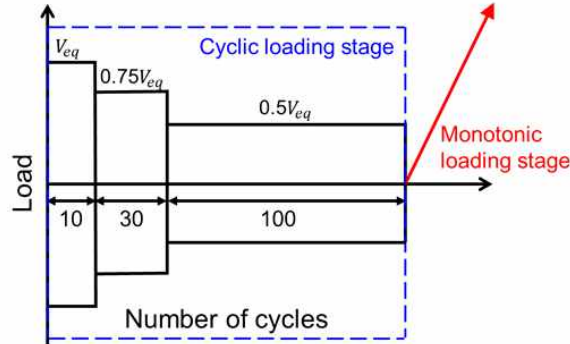


그림 5.5 전단실험의 ACI 가력프로토콜

EATG 001 Annex E에서 성능범주 C1의 전단하중에 대한 평가방법은 앞서 설명된 ACI 355.2와 동일하다. 그림 5.6은 성능범주 C2에 규정된 전단실험에 대한 가력프로토콜(ETAG 가력프로토콜)이다. 이 가력프로토콜은 반복하중의 크기가 점증하는 형태이다. 기준에서 V_{eq} 는 $V_{u,m}$ 의 85%로 규정하나, 앞서 ACI 가력프로토콜에서 기술되었던 이유로 인해 본 실험에서 V_{eq} 는 단조 전단실험으로 측정된 최소 V_{max} 의 85%인 28.05 kN이 적용되었다. 이 가력프로토콜의 반복하중 가력단계는 총 9개의 단계로 구성된다. 첫 번째 단계에서는 V_{eq} 의 20%인 5.61 kN이 정·부방향으로 25회 반복되며, 두 번째 단계에서는 V_{eq} 의 30%인 8.42 kN이 15회 반복된다. 이후 단계에서부터는 V_{eq} 의 40%인 11.22 kN부터 V_{eq} 의 100%에 도달할 때까지 V_{eq} 의 10%인 2.81 kN씩 증가된다. 이 단계들에서는 각 단계마다 5회씩 반복하중이 가해진다. 총 75회의 반복하중 사이클로 구성된 반복하중 가력단계가 종료되면 이어서 앵커의 잔류강도 측정을 위한 단조하중이 가해진다. ETAG 가력프로토콜에 대한 기준의 $V_{max,req}$ 는 $V_{u,m}$ 의 95%로 정의되나, 본 실험에서 V_{eq} 는 기준에서 규정한 것보다 작은 값이 적용되었기에, 단조 전단실험으로 측정된 최소 V_{max} 의 95%인 31.35 kN이 $V_{max,req}$ 로 적용되었

다. 또한, 기준에서는 초기 균열 폭을 0.8 mm로 규정하지만, 본 실험에서는 가력프로토콜의 형태에 따른 앵커의 거동변화를 파악하고자 하였기에, 모든 실험체의 초기 균열 폭을 0.5 mm로 동일하게 하였다.

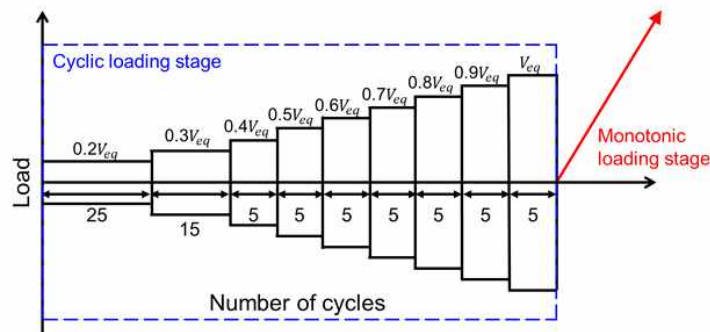


그림 5.6 전단실험의 ETAG 가력프로토콜

그림 5.7에 본 전단실험에 적용한 FEMA 461의 준정적 가력프로토콜 (FEMA 가력프로토콜)이 제시되어 있다. 이 가력프로토콜은 변위제어를 통해 반복하중을 가력한다. 이 가력프로토콜의 목표반복변위(Δ_m)는 4장의 반복 인장실험에서 적용한 것과 동일하게 반복하중으로 인한 성능저하를 고려하여 단조 전단실험에서 측정된 $\delta(V_{max})$ 의 90%에 대한 평균인 9.0 mm가 적용되었다. 또한, 본 실험에서는 10번째 단계에 Δ_m 이 도달하도록 계획하였다. 4장의 반복 인장실험과 동일하게 본 반복 전단실험에서도 매 단계별 반복되는 사이클의 횟수를 1, 2, 3회로 달리 적용하여, 이에 대한 영향을 평가하고자 하였다. RC 구조요소에 대한 실험기준인 ACI 374.2R-13(ACI Committee 374, 2013)을 참고하여, 가력의 종료시점은 최대 하중에서 20% 하중감소가 나타나는 시점 이후로 설정하였다.

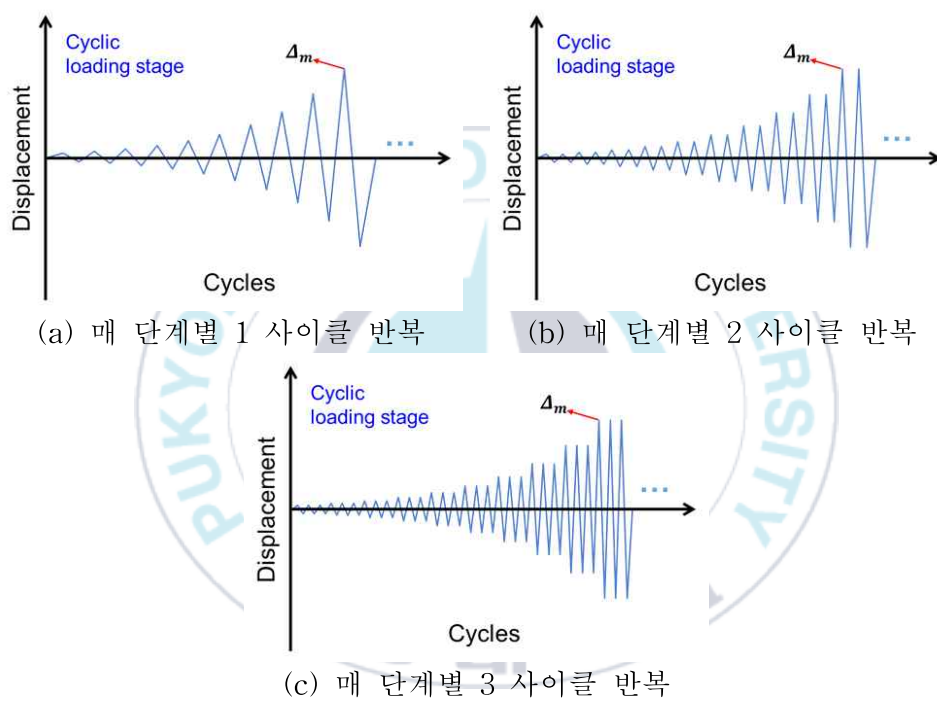


그림 5.7 전단실험의 FEMA 가력프로토콜

5.3.1.2 실험방법

본 반복 전단실험 계획이 표 5.2에 요약되어 있다. 단조 전단실험과 동일한 셋업에서 반복 전단실험을 수행하였으며, 가력프로토콜만 실험의 변수로 작용하였다. ACI 및 ETAG 가력프로토콜의 반복 전단하중은 1 Hz로 가력하였으며, 잔류강도 측정을 위해 가해진 단조하중은 단조 전단실험과 동일한 방법으로 가력하였다. FEMA 가력프로토콜의 가력속도는 3 mm/min부터 시작하여, 매 3개의 단계마다 3 mm/min씩 증가하도록 계획하였다. ACI 가력프로토콜을 적용한 실험체는 가력순서에 따라 S-C-ACI-1부터 S-C-ACI-5까지로 명명하였으며, ETAG 가력프로토콜을 적용한 실험체도 가력순서에 따라 S-C-ETAG-1과 S-C-ETAG-2로 명명하였다. FEMA 가력프로토콜을 적용한 실험체는 매 단계별 가력되는 사이클의 횟수에 따라 S-C-FEMA-1부터 S-C-FEMA-3까지로 명명하였다.

표 5.2 반복 전단실험의 실험계획

가력프로토콜	반복하중 가력방법	단조하중 가력방법	실험횟수
ACI	단계적으로 반복하중 감소 (총 140 사이클 반복가력)	파괴시점까지 변위제어	5
ETAG	단계적으로 반복하중 증가 (총 75 사이클 반복가력)	파괴시점까지 변위제어	2
FEMA	파괴시점까지 지속적으로 반복 변위 증가	-	3

5.3.2 실험결과

5.3.2.1 ACI 및 ETAG 가력프로토콜

반복하중이 가력되는 동안 ACI 가력프로토콜을 적용한 모든 실험체에서 균열이나 손상이 보이지 않았으며, 폭 0.5 mm의 초기 균열은 0.03 mm 이내의 작은 변화만을 보였다. ETAG 가력프로토콜을 적용한 실험체도 반복하중이 가력되는 동안 0.03 mm 이내의 작은 균열폭의 변화가 나타났지만, 반복하중 가력단계가 종료될 시점에 앵커 기준 위쪽 면에 해당하는 콘크리트에서 그림 5.8에 제시되어 있는 것과 같이 균열이 발생하였다.



그림 5.8 반복하중 가력단계 중 ETAG 가력프로토콜을 적용한 실험체에서 관찰된 균열

반복하중 가력단계가 종료된 이후 이어진 단조하중 가력단계에서 ACI 및 ETAG 가력프로토콜을 적용한 실험체는 모두 콘크리트 프라이어아웃으로 파괴되었다. 그림 5.9는 실험이 모두 종료된 후 확인한 실험체의 모습을 보여준다. 단조 전단실험결과와 동일하게 전산볼트에서 큰 소성변형이 확인되었으나, 인서트의 경우 하부커버를 제외한 어떠한 부분에서 육안으로 손상을 발견하지 못하였다. ACI 가력프로토콜을 적용한 실험체에서 측정된 ϵ_{max} 는 0.0007 ~ 0.0018의 범위였으며, ETAG 가력프로토콜 실험체의 경우 0.0006과 0.0013이었다. 모든 실험체에서 측정된 ϵ_{max} 는 ϵ_{yn} 인 0.00245보다 크게 작았으며, 이를 통해 실험이 진행되는 동안 모든 실험체의 인서트는 탄성적으로 거동하였음을 알 수 있었다.



그림 5.9 ACI 및 ETAG 가력프로토콜을 적용한 반복 전단실험 종료 후 관찰된 실험체 모습

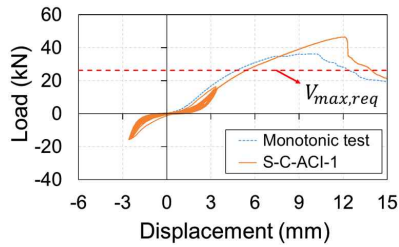
ACI 가력프로토콜을 적용한 반복 전단실험의 결과와 ETAG 가력프로토콜을 적용한 반복 전단실험의 결과가 표 5.3과 5.4에 각각 요약되어 있다. ACI 가력프로토콜 및 ETAG 가력프로토콜을 적용한 반복 전단실험에서 측정된 개별 실험체의 하중-변위 관계가 각각 그림 5.10과 5.11에 제시되어 있다. 개별 실험체의 하중-변위 그래프에는 단조 전단실험의 결과가 중첩되어 표현되어 있으며, 각 기준의 $V_{max, req}$ 도 파선으로 함께 표현되어 있다. 실험체별 측정된 최대하중(V_{max})은 $V_{max, req}$ 를 모두 만족하였으며, 단조 전단실험의 결과와 비교하였을 때 반복하중의 선행재하로 인한 전단강도감소는 거의 발생하지 않았음을 확인할 수 있다.

표 5.3 ACI 가력프로토콜을 적용한 반복 전단실험 결과 요약

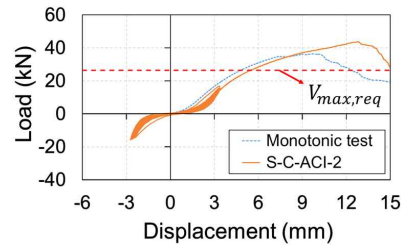
실험체	파괴형태	V_{max} (kN)	$\delta(V_{max})$ (mm)	$k(0.5 V_{max})$ (kN/mm)
S-C-ACI-1	콘크리트 프라이아웃	46.48	12.11	4.51
S-C-ACI-2	콘크리트 프라이아웃	43.69	12.79	4.32
S-C-ACI-3	콘크리트 프라이아웃	44.93	12.95	5.27
S-C-ACI-4	콘크리트 프라이아웃	46.48	14.04	4.93
S-C-ACI-5	콘크리트 프라이아웃	42.38	10.35	4.89
평균	-	44.79	12.45	4.78

표 5.4 ETAG 가력프로토콜을 적용한 반복 전단실험 결과 요약

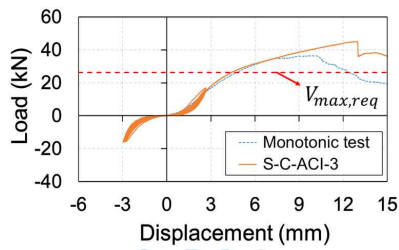
실험체	파괴형태	V_{max} (kN)	$\delta(V_{max})$ (mm)	$k(0.5 V_{max})$ (kN/mm)
S-C-ETAG-1	콘크리트 프라이아웃	39.98	10.20	3.19
S-C-ETAG-2	콘크리트 프라이아웃	49.47	14.30	3.63
평균	-	44.73	12.25	3.41



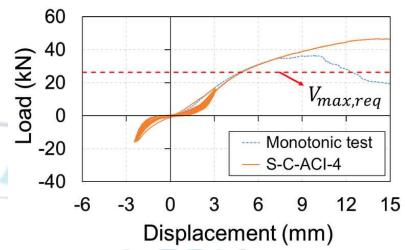
(a) S-C-ACI-1



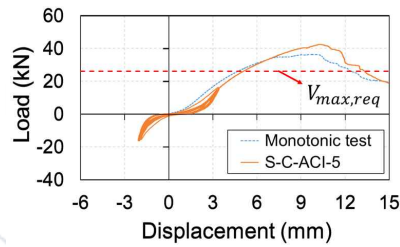
(b) S-C-ACI-2



(c) S-C-ACI-3

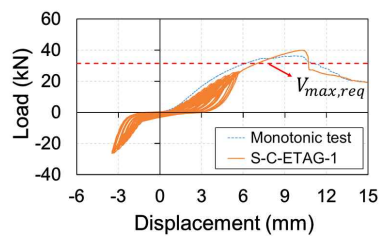


(d) S-C-ACI-4

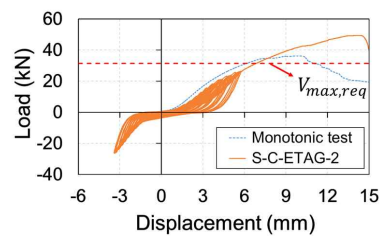


(e) S-C-ACI-5

그림 5.10 ACI 가력프로토콜을 적용한 실험체의 하중-변위 그래프



(a) S-C-ETAG-1



(b) S-C-ETAG-2

그림 5.11 ETAG 가력프로토콜을 적용한 실험체의 하중-변위 그래프

다음으로 ACI 355.2 및 ETAG 001 Annex E에 따른 내진전단강도평가를 수행하였다. 각 기준에서는 V_{eq} 산정 시 $V_{u,m}$ 을 활용하도록 규정하고 있다. 그러나 규정된 V_{eq} 보다 저감된 최대반복하중($V_{eq, reduced}$)을 적용하여 실험을 수행하고, 그 결과가 $V_{eq, reduced}$ 에 대한 $V_{max, req}$ 를 만족한 경우 V_{eq} 대비 $V_{eq, reduced}$ 의 비율을 내진강도감소계수로 사용하도록 규정하고 있다. 본 실험에서 V_{eq} 는 단조 전단실험으로 측정된 V_{max} 의 최소값인 33.00 kN을 사용하여 산정되었다. 따라서 본 실험을 통해 얻어진 내진강도감소계수는 $V_{u,m}$ (=40.42 kN) 대비 단조 전단실험의 최소 V_{max} 에 대한 비율인 0.82이다. 최종적으로 본 실험을 통해 평가된 윈터치 선설치 인서트 앵커의 내진전단강도는 단조 전단실험으로 평가된 $V_{5\%}$ (=24.51 kN)에 0.82를 적용한 20.10 kN이 된다. 이 값은 설계기준으로 산정된 $V_{n, eq}$ (=17.93 kN)보다 12% 컸다. 이 결과에 기반하여 현행 앵커설계기준의 선설치앵커에 대한 내진전단강도 설계방법이 윈터치 선설치 인서트 앵커의 설계에 유효하다고 판단된다.

ACI 및 ETAG 가력프로토콜을 적용한 모든 실험체는 반복하중 가력단계 종료 후 부방향의 잔류변위($\delta(V_{cyc})$)가 발생되었다. ACI 가력프로토콜 실험체의 $\delta(V_{cyc})$ 는 0.13 ~ 0.58 mm의 범위로, 그 평균은 0.41 mm였다. ETAG 가력프로토콜 실험체의 $\delta(V_{cyc})$ 는 1.14 mm와 1.19 mm로, ACI 가력프로토콜 실험체에서 발생한 것보다 컸다. 이는 ETAG 가력프로토콜 실험체에서 반복하중 가력단계 종료 전 콘크리트 블록에서 균열이 발생된 것과 연관된다.

ACI 및 ETAG 가력프로토콜을 적용한 실험체의 초기강성($k(0.5 V_{max})$)은 단조하중 가력단계에서 식 5.2를 사용하여 산정하였다.

$$k(0.5 V_{\max}) = \frac{0.5 V_{\max}}{\delta(0.5 V_{\max}) - \delta(V_{cyc})} \quad (5.2)$$

계산된 ACI 가력프로토콜 실험체의 $k(0.5 V_{\max})$ 는 4.32 kN/mm부터 5.27 kN/mm까지의 범위였으며, 그 평균은 4.78 kN/mm였다. ETAG 가력프로토콜 실험체의 경우 3.19 kN/mm와 3.63 kN/mm였다. 산정된 $k(0.5 V_{\max})$ 는 단조 전단실험에서 계산된 $k(0.5 V_{\max})$ 의 범위인 5.08 ~ 5.97 kN/mm에 비해 평균적으로 낮았다. 즉, 반복하중의 선행 재하로 인하여 앵커의 전단강성감소가 발생되었다. 한편, ETAG 가력프로토콜의 총 반복하중 가력횟수는 ACI 가력프로토콜보다 작았으나, ETAG 가력프로토콜의 V_{eq} 는 ACI 가력프로토콜보다 더 컸었다. 이로 인해 ETAG 가력프로토콜을 적용한 실험체는 ACI 가력프로토콜 실험체보다 더 큰 $\delta(V_{cyc})$ 가 발생하였고, 이 $\delta(V_{cyc})$ 의 차이와 함께 산정된 $k(0.5 V_{\max})$ 는 ACI 가력프로토콜 실험체보다 낮았다. 이 결과를 근거로 인서트 앵커의 전단성능은 반복하중의 가력횟수보다 반복하중의 크기에 영향을 크게 받는다고 판단된다.

ACI 및 ETAG 가력프로토콜을 적용한 실험체는 모두 단조 전단실험의 결과와 동일하게 콘크리트 프라이아웃으로 파괴되었다. 또한, 개별 실험체에서 측정된 $V_{\max}$ 및 $\delta(V_{\max})$ 는 서로 비슷하였다. 이 결과를 기반하였을 때 두 가력프로토콜에 따른 앵커의 전단강도 및 변위성능 평가의 차이는 거의 없을 것으로 사료된다. 그러나 ETAG 가력프로토콜 실험체는 반복하중 가력단계 중 콘크리트 블록에서 균열이 발생되었으며, 평가된 $k(0.5 V_{\max})$ 는 ACI 가력프로토콜 실험체의 결과보다 낮았다. 따라서 ETAG 가력프로토콜을 활용한 앵커성능평가실험은 앵커 전단성능을 더 보수적으로 평가할 수 있다고 판단된다. 또한, ETAG 가력프로토콜은 각 단계의 반복하중수준에 따른 강성변화를 직관적으로 확인할 수 있다는 이점도 있다.

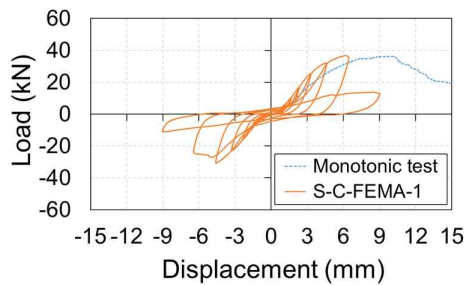
5.3.2.2 FEMA 가력프로토콜

FEMA 가력프로토콜을 적용한 세 실험체는 모두 8번째 단계(반복 변위: 4.59 mm)에서 최초 균열이 확인되었으며, 최종적으로 다른 전단실험들의 결과와 동일하게 콘크리트 프라이아웃으로 파괴되었다. S-C-FEMA-2는 11번째 단계(반복 변위: 11.57 mm)에서, 나머지 두 실험체는 10번째 단계(반복 변위: 9.00 mm)에서 실험이 종료되었다. 실험이 종료된 후 전산볼트에서는 소성변형이 확인되었지만, 인서트에서는 육안으로 확인된 손상이 없었다. 실험이 진행되는 동안 인서트에 부착된 스트레인게이지를 통해 측정된 $\epsilon_{\max}$ 는 0.0017 ~ 0.0021의 범위였으며, ϵ_{yn} 인 0.00245에 비하면 크게 작았다. 따라서 FEMA 가력프로토콜을 적용한 실험체의 모든 인서트는 탄성거동하였음을 알 수 있었다. 실험이 종료될 때까지 폭 0.5 mm의 초기 균열은 최대 약 1.5 mm까지 확장되었다.

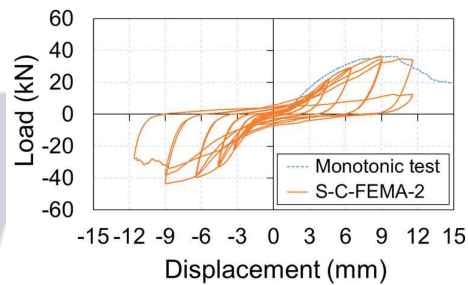
FEMA 가력프로토콜을 적용한 반복 전단실험의 주요결과가 표 5.5에 제시되어 있다. 개별 실험체의 하중-변위 관계가 그림 5.12에 제시되어 있으며, 단조 전단실험의 결과가 함께 비교되어 있다. FEMA 가력프로토콜 실험체의 정방향 $V_{\max}$ 의 평균은 36.56 kN이었으며, 부방향의 경우 37.84 kN이었다. 이 둘의 평균은 37.20 kN으로, 설계기준으로 산정된 $V_{n,eq}$ (=17.93 kN)보다 2배 이상 높았다. 그러나 단조 전단실험의 결과인 $V_{u,m}$ (=40.42 kN)과 비교하면, 약 8% 정도 작았다. 이는 앵커의 최대하중까지 계속해서 이어진 점중 반복하중으로 인해 앵커 샤프트 주변부 콘크리트의 누적된 손상으로 인한 결과로 판단된다.

표 5.5 FEMA 가력프로토콜을 적용한 반복 전단실험 결과 요약

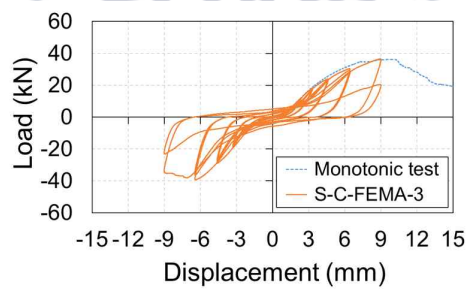
실험체	파괴형태	$V_{\max}$ (kN)	$\delta(V_{\max})$ (mm)	$k(0.5 V_{\max})$ (kN/mm)
S-C-FEMA-1	콘크리트 프라이어아웃	(+) 36.64 (-) 30.75	(+) 6.20 (-) 4.57	(+) 7.35 (-) 6.80
S-C-FEMA-2	콘크리트 프라이어아웃	(+) 36.50 (-) 43.51	(+) 8.97 (-) 8.94	(+) 4.74 (-) 6.60
S-C-FEMA-3	콘크리트 프라이어아웃	(+) 36.54 (-) 39.26	(+) 8.95 (-) 6.39	(+) 5.21 (-) 5.80
평균	-	(+) 36.56 (-) 37.84	(+) 8.04 (-) 6.63	(+) 5.77 (-) 6.40



(a) S-C-FEMA-1



(b) S-C-FEMA-2



(c) S-C-FEMA-3

그림 5.12 FEMA 가력프로토콜을 적용한 실험체의 하중-변위 그래프

그림 5.12의 실험체별 하중-변위 관계에서 각 사이클의 최대하중을 잇는 것으로, 개별 실험체의 포락곡선을 작성하였다(그림 5.13). 그리고 이 포락곡선 상에서 정·부방향 하중에 대해 $0.5 V_{\max}$ 에 해당되는 지점의 할선강성을 통해 $k(0.5 V_{\max})$ 를 산정하였다. 산정된 $k(0.5 V_{\max})$ 의 평균은 정방향과 부방향에 대해 각각 5.77 kN/mm와 6.40 kN/mm로, 이 둘의 평균은 6.08 kN/mm이었다. 산정된 $k(0.5 V_{\max})$ 의 평균은 단조 전단실험의 $k(0.5 V_{\max})$ 평균인 5.63 kN/mm에 비해 높았으나, 기존 앵커성능평가기준의 가력프로토콜을 적용한 반복 전단실험의 결과보다 근접하였다.

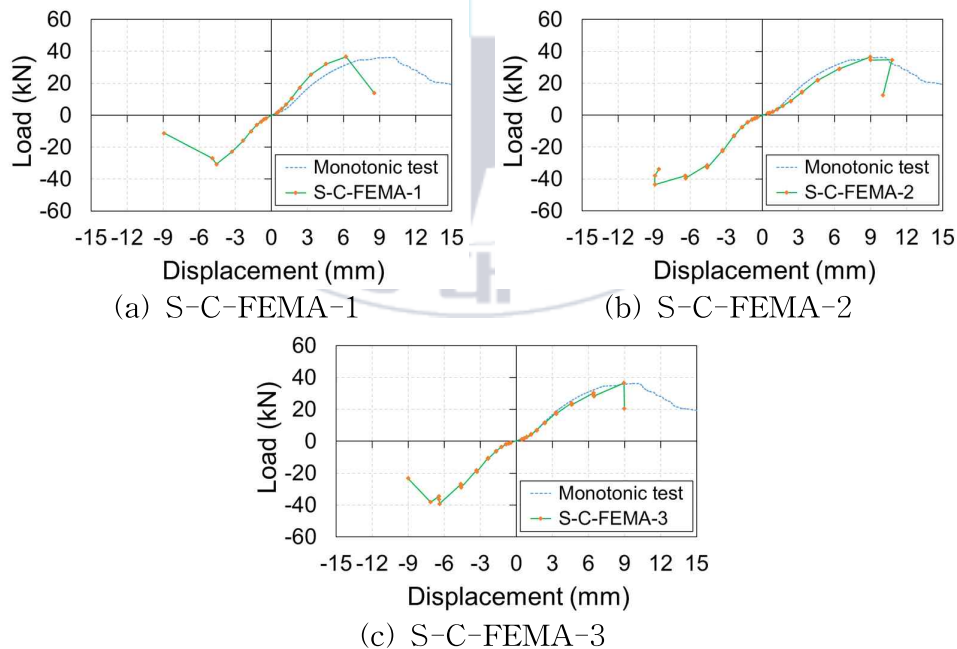


그림 5.13 FEMA 가력프로토콜을 적용한 실험체의 포락곡선

FEMA 가력프로토콜을 적용한 실험체의 파괴형태는 기존 앵커성능평가 기준의 가력프로토콜을 적용한 실험체의 파괴형태와 동일하였으나, 측정된 V_{max} 및 $\delta(V_{max})$ 는 기존 앵커성능평가기준의 가력프로토콜을 적용한 반복 전단실험의 결과보다 작았다. 이 결과에 기반하였을 때 FEMA 가력프로토콜은 기존 앵커성능평가기준의 가력프로토콜과 함께 앵커 전단성능평가실험에 활용될 수 있을 것이라 판단되며, 기존 앵커성능평가기준의 방법보다 전단에 대한 앵커의 강도 및 변위성능을 보수적으로 평가할 수 있을 것이라 사료된다. 앞서 4장의 반복 인장실험에서 기술되었던 것과 같이 앵커성능평가실험에 FEMA 461을 활용하게 되면 기존 앵커성능평가기준에서 규정하는 예상성능에 대한 한계를 미리 설정하지 않아도 되기에, 보다 경제적이고 직관적인 성능평가가 수행될 수 있다. 또한, FEMA 가력프로토콜을 활용한 앵커성능평가실험은 하중-변위 관계의 전범위에 해당하는 정방향 및 부방향의 반복거동에 대한 정보를 얻을 수 있다는 장점도 있다.

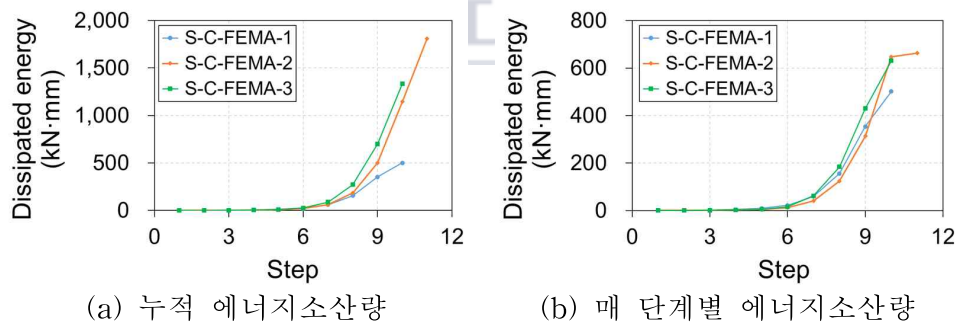


그림 5.14 FEMA 가력프로토콜을 적용한 실험체의 에너지소산량

그림 5.12에서 제시된 개별 실험체의 하중-변위 곡선으로 둘러싸인 면적을 합산함으로써, FEMA 가력프로토콜 실험체의 에너지소산량을 산정하였다. 개별 실험체의 누적 에너지소산량은 그림 5.14(a)에 제시되어 있으며, 그림 5.14(b)는 각 단계별 에너지 소산량을 보여준다. 두 그래프에서 매 단계별 가력되는 사이클의 횟수가 제일 작았던 S-C-FEMA-1의 에너지소산량이 가장 작았던 반면, 나머지 두 실험체의 에너지소산능력은 큰 차이를 보이지 않았다. 즉, 매 단계별 가력되는 사이클의 수가 1회인 경우 앵커의 에너지소산능력을 크게 과소평가하였으며, 2회 이상인 경우 산정된 에너지소산량에서 차이가 거의 없었다. 그러나 본 연구에서는 각 경우에 대해 단 하나의 실험을 수행하였기에, 이 결과를 일반화하기 어렵다. 따라서 보다 정밀한 평가가 수행되기 이전까지는 FEMA 가력프로토콜을 활용한 앵커 전단성능평가실험은 기준에 규정되어 있는 바와 같이 매 단계별 2회의 사이클을 적용할 필요가 있다고 판단된다.

5.4 소결

본 장에서는 앵커성능평가기준에 따른 모의지진 전단실험을 수행하는 것으로 콘크리트에 매입된 원터치 선설치 인서트 앵커의 전단성능을 평가하였다. 기준을 따라 균열 콘크리트에 매입된 인서트에 대해 5회의 단조 전단실험이 먼저 수행되었으며, 이 단조 전단실험의 결과를 바탕으로 반복 전단실험이 수행되었다. 본 장에서 반복 전단실험은 기존 앵커성능평가기준의 가력프로토콜과 FEMA 461의 준정적 가력프로토콜을 적용하여 수행되었다. 5장의 결과를 요약하면 다음과 같다.

5개의 단조 전단실험체는 모두 앵커설계기준으로 예측되었던 것과 같이 콘크리트 프라이아웃으로 파괴되었다. 단조 전단실험으로 측정된 $V_{\max}$ 의 평균($V_{u,m}$)은 40.42 kN으로, 설계기준으로 산정된 V_n (=17.93 kN)에 비해 125% 컸다. 그러나 개별 실험체의 $V_{\max}$ 에 대한 범위는 33.07 ~ 47.63 kN으로, 실험체별 차이가 비교적 크게 나타났다. 또한, 개별 실험체의 $\delta(V_{\max})$ 차이도 크게 나타났다. 이 실험결과에 기반하면, 원터치 선설치 인서트 앵커의 전단거동은 설치작업의 차이에 따른 영향을 민감하게 받는 것으로 판단된다. 실험결과를 설계에 적용할 수 있는 $V_{\max}$ 에 대한 제5백분위수($V_{5\%}$)는 24.51 kN으로 산정되었으며, V_n 보다 37% 컸다. 따라서 원터치 선설치 인서트 앵커의 전단강도예측에 현행 앵커설계기준의 선설치앵커에 대한 설계식이 유효하다고 판단된다. 그러나 추후 보다 경제적인 설계를 위해 정밀한 선설치 인서트 앵커의 콘크리트 프라이아웃 강도 예측식이 제안될 필요가 있다.

ACI 및 ETAG 가력프로토콜을 적용한 반복 전단실험체는 모두 단조 전단실험과 동일하게 콘크리트 프라이아웃으로 파괴되었다. 개별 실험체에서

측정된 $V_{\max}$ 는 각 기준에서 규정하는 $V_{\max, req}$ 를 만족하였다. 그러나 본 실험에서 V_{eq} 는 각 기준에서 규정되는 것보다 낮은 값이 적용되었으며, 이 때문에 원터치 선설치 인서트 앵커의 내진 전단강도는 $V_{5\%}$ 에 내진강도감소계수인 0.82가 적용되어야 한다. 따라서 실험을 통해 평가된 원터치 선설치 인서트 앵커의 내진 전단강도는 20.10 kN이며, 이는 기준으로 산정된 $V_{n, eq}$ (=17.93 kN)보다 12% 컸다. 이 결과에 기반하여 앵커설계기준의 선설치앵커에 대한 내진 설계방법이 원터치 선설치 인서트 앵커의 내진 전단강도예측에 유효하다고 판단된다.

앵커 전단성능평가 시 ACI 및 ETAG 가력프로토콜의 적용에 따른 강도 및 변위성능의 차이는 거의 없을 것으로 사료된다. 그러나 ACI 가력프로토콜을 적용한 모든 실험체는 반복하중 가력단계에서 손상의 흔적을 발견할 수 없었지만, ETAG 가력프로토콜을 적용한 실험체는 반복하중 가력단계에서 콘크리트 블록의 균열이 확인되었다. 또한, ETAG 가력프로토콜을 적용한 실험체에서는 ACI 가력프로토콜을 적용한 실험체보다 더 큰 강성감소가 발생되었다. 이는 ACI 가력프로토콜보다 ETAG 가력프로토콜의 V_{eq} 가 더 큰 것에 기인한다. 따라서 앵커성능평가실험 시 ETAG 가력프로토콜을 활용할 경우 더 보수적으로 전단성능을 평가할 수 있을 것이라 사료된다.

FEMA 가력프로토콜을 적용한 실험체는 기존 앵커성능평가기준의 가력프로토콜을 적용한 실험체와 동일하게 콘크리트 프라이아웃으로 파괴되었다. FEMA 가력프로토콜 실험체에서 측정된 $V_{\max}$ 및 $\delta(V_{\max})$ 는 두 기준의 가력프로토콜을 적용한 실험체에 측정된 결과보다 낮았다. 이러한 결과에 기반하여 앵커 전단성능평가실험에 있어 FEMA 가력프로토콜이 적절하게 활용될 수 있을 것이라 판단되며, FEMA 가력프로토콜을 활용할 경우 더

보수적으로 강도 및 변위 성능평가가 수행될 수 있을 것이라 사료된다. FEMA 가력프로토콜을 활용한 앵커성능평가실험은 기존 앵커성능평가기준에서 정의하는 예상성능에 대한 한계를 먼저 설정하지 않기에, 보다 경제적이고 직관적인 평가가 가능하다. 또한, 앵커 하중-변위 관계의 전범위에 해당하는 반복거동에 대한 정보를 얻을 수 있다는 장점이 있다. 본 실험에서 FEMA 가력프로토콜에 대해 매 단계별 가력되어지는 반복하중의 횟수를 1, 2, 3회로 달리하여 적용하였지만, 이에 따라 측정된 앵커 강도 및 변위성능의 차이는 거의 없었다. 그러나 에너지소산량 측면에서 매 단계별 2회 이상의 반복하중이 적절한 것으로 판단되었으며, 추후 더 정밀한 평가가 수행되기 이전까지는 기준의 규정과 같이 매 단계별 2회의 반복 사이클이 적용되어야 할 것으로 보인다.

VI. 결 론

본 연구는 새로이 개발된 원터치 선설치 인서트 앵커의 인장 및 전단 성능을 평가하기 위하여 AC 446 및 기존 앵커성능평가기준(ACI 355.2 및 ETAG 001 Annex E)에 따른 모의지진실험을 수행하였다. 또한, FEMA 461에 따른 추가적인 반복하중실험을 수행하는 것으로, 원터치 선설치 인서트 앵커의 내진성능 및 거동을 상세히 평가하였다. 본 연구에서 원터치 선설치 인서트 앵커에 대해 모의지진실험인 단조 및 반복하중실험을 수행하여 얻은 결론은 다음과 같다.

본 연구에서 3개의 인서트에 대하여 AC 446에 따른 반복 인장실험을 수행한 결과, 모든 인서는 눈에 띄는 손상없이 목표하였던 최대 가력하중인 60 kN에 도달하였다. 또한, AC 446에 따른 성능평가 시 원터치 선설치 인서트 앵커는 제일 엄격한 그룹 조건을 만족하였다. 따라서 인서트와 전산볼트의 체결부를 포함한 인서트 자체의 인장강도는 충분한 것으로 판단된다.

균열 콘크리트에 매입된 인서트에 대하여 단조 인장 및 전단실험을 각각 5회씩 수행한 결과, 각각의 하중종류에 따른 실험체의 파괴형태는 앵커설계기준으로 예측된 것과 동일하였다. 본 단조하중실험으로 평가된 인장 및 전단강도($N_{5\%}$ 및 $V_{5\%}$)는 설계기준으로 산정된 공칭강도(N_n 및 V_n)에 비해 크거나, 작은 차이만을 보였다. 이 결과에 기반하면 현행 설계기준의 선설치앵커에 대한 강도예측이 원터치 선설치 인서트 앵커에도 유효할 것으로 판단된다.

인장하중 하에 균열 콘크리트에 매입된 인서트의 콘크리트 콘 파괴각도(α)의 평균은 약 20도 내외 측정되었으며, 현행 설계기준에서 적용하고 있

는 CCD 방법의 예상 a 인 35도보다 작았다. 이는 원터치 선설치 인서트 앵커가 다른 보통의 일반적인 앵커에 비해 d_h 가 큰 것에 기인한다. 이 실험 결과에 기반하여 향후 안전측 설계 및 검토를 위해 원터치 선설치 인서트 앵커 설계 시 위험 연단거리와 예상 파괴면의 투영면적(A_{Nco})은 설계기준보다 큰 값인 $2h_{ef}$ 와 $16h_{ef}^2$ 로 적용할 것이 제안된다.

균열 콘크리트에 매입된 인서트에 대한 반복하중실험에서 모든 실험체는 적용된 가력프로토콜의 종류와 상관없이 단조하중실험과 동일한 파괴형태로 파괴되었다. 반복 인장실험결과 반복하중 재하에 따른 인서트 앵커의 인장성능 저하는 크게 발생되지 않았다. 반면, 반복 전단실험의 경우 가력되어지는 최대반복하중 수준이 증가할수록 전단성능이 감소하였다. 그러나 모든 실험체에서 측정된 최대하중은 N_n 및 V_n 보다 컸다. 따라서 원터치 선설치 인서트 앵커의 경우 비내진설계 공칭강도인 N_n 과 V_n 을 내진 인장 및 전단강도로 사용할 수 있을 것이라 판단된다.

본 연구의 반복하중실험에서 실험체의 파괴형태와 측정된 하중 및 변위 측면에서 적용된 가력프로토콜의 종류에 따른 영향은 거의 없었다. 따라서 기존 앵커성능평가기준과 함께 FEMA 461의 준정적 가력프로토콜은 앵커 성능평가실험에 적절하게 활용될 수 있을 것이라 판단된다. FEMA 461은 기존 앵커성능평가기준에서 규정하는 앵커 예상성능에 대한 한계를 미리 설정하지 않아도 되기에, 보다 경제적이고 직관적인 평가가 가능하다는 장점이 있다. 다만, 앵커성능평가실험에 FEMA 461의 준정적 가력프로토콜이 적합하게 활용되기 위해서 추후 더 많은 종류의 콘크리트용 앵커 및 다른 파괴형태에 대한 보강연구가 필요할 것으로 사료된다.

참 고 문 헌

국가기술표준원 (KSTS). (2019). 기계 구조용 탄소 강재 (KS D 3752). 서울 (대한민국): 국가기술표준원.

국가기술표준원 (KSTS). (2019). 콘크리트의 강도 시험용 공시체 제작 방법 (KS F 2403). 서울 (대한민국): 국가기술표준원.

국가기술표준원 (KSTS). (2022). 콘크리트의 압축 강도 시험방법 (KS F 2405). 서울 (대한민국): 국가기술표준원.

국토교통부 (MOLIT). (2021). 콘크리트용 앵커 설계기준 (KDS 14 20 54). 서울 (대한민국): 국토교통부.

김진규, 천성철, 안연승. (2022). 균열 콘크리트에 설치된 내진용 M16 스테인리스 스틸 확장식 후설치 앵커 인발 실험. 콘크리트학회 논문집, 34(1), 43-50.

전주성, 김지훈, 오창수, 이창환. (2021). 새로운 형태의 선설치 인서트 앵커에 대한 단조 인장 및 전단강도 평가. 한국공간구조학회지, 21(2), 49-56.

정상덕, 오창수, 박민재, 이창환. (2023a). 반복하중을 받는 경량 배관 서포트 시스템에 대한 실험적 성능 평가. 한국공간구조학회지, 23(3), 79-86.

정상덕, 오창수, 이창환. (2023b). 반복하중 패턴에 따른 균열 콘크리트에 매입된 선설치 인서트 앵커의 전단성능 평가. 한국공간구조학회지, 23(2), 53-60.

ACI Committee 374. (2013). *Guide for testing reinforced concrete structural elements under slowly applied simulated seismic loads (ACI*

374.2R-13). Farmington Hills, MI (USA): American Concrete Institute (ACI).

ACI Committee 355. (2019). *Qualification of post-installed mechanical anchors in concrete (ACI 355.2-19) and commentary*. Farmington Hills, MI (USA): American Concrete Institute (ACI).

Chaudhuri, S. R., & Villaverde, R. (2008). Effect of building nonlinearity on seismic response of nonstructural components: a parametric study. *Journal of structural engineering*, 134(4), 661-670.

Eligehausen, R., & Balogh, T. (1995). Behavior of fasteners loaded in tension in cracked reinforced concrete. *ACI Structural Journal*, 92(3), 365-379.

ETAG Annex E. (2013). *Guideline for european technical approval of metal anchors for use in concrete - Annex E: Assesment of metal anchors under seismic action*. Brussels (Belgium): European Organisation for Technical Approvals (EOTA).

FEMA. (2007). *Interim testing protocols for determining the seismic performance characteristics of structural and nonstructural components (FEMA-461)*. Washington, DC (USA): Federal Emergency Management Agency (FEMA).

Fuchs, W., Eligehausen, R., & Breen, J. E. (1995). Concrete capacity design (CCD) approach for fastening to concrete. *ACI Structural Journal*, 92(1), 73-94.

Hoehler, M. S., & Eligehausen, R. (2008). Behavior of anchors in cracked concrete under tension cycling at near-ultimate loads. *ACI Structural Journal*, 105(5), 601–608.

ICC-ES. (2018). *Acceptance criteria for headed cast-in specialty inserts in concrete (AC 446)*. The International Code Council Evaluation Service (ICC-ES).

Jeong, S. D., Oh, C. S., & Lee, C. H. (2023a). Experimental evaluation of tension and shear capacities of new headed cast-in specialty inserts in cracked concrete. *International Journal of Concrete Structures and Materials*, 17(1), 40.

Jeong, S. D., Oh, C. S., Park, M. J., & Lee, C. H. (2023b). Seismic tension testing of cast-in specialty inserts under different cyclic loading protocols. *Structures* (submitted).

Kim, S. Y., Yu, C. S., & Yoon, Y. S. (2004). Sleeve-type expansion anchor behavior in cracked and uncracked concrete. *Nuclear Engineering and Design*, 228(1–3), 273–281.

Lee, N. H., Kim, K. S., Chang, J. B., & Park, K. R. (2007). Tensile-headed anchors with large diameter and deep embedment in concrete. *ACI Structural Journal*, 104(4), 479–486.

Lee, S., & Jung, W. (2021). Evaluation of structural performance of post-installed anchors embedded in cracked concrete in power plant facilities. *Applied Sciences*, 11(8), 3488.

Mahrenholtz, P., Eligehausen, R., Hutchinson, T. C., & Hoehler, M. S. (2016). Behavior of post-installed anchors tested by stepwise increasing cyclic load protocols. *ACI Structural Journal*, 113(5), 997–1008.

Mahrenholtz, C., & Eligehausen, R. (2013). Dynamic performance of concrete undercut anchors for nuclear power plants. *Nuclear Engineering and Design*, 265, 1091–1100.

Merino, R. J., Perrone, D., & Filiatrault, A. (2020). Consistent floor response spectra for performance-based seismic design of nonstructural elements. *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, 49(3), 261–284.

Nilforoush, R., Nilsson, M., Elfgren, L., Özbolt, J., Hofmann, J., & Eligehausen, R. (2017). Tensile capacity of anchor bolts in uncracked concrete: Influence of member thickness and anchor's head size. *ACI Structural Journal*, 114(6), 1519–1530.

Nilforoush, R., Nilsson, M., & Elfgren, L. (2018). Experimental evaluation of influence of member thickness, anchor-head size, and orthogonal surface reinforcement on the tensile capacity of headed anchors in uncracked concrete. *Journal of Structural Engineering*, 144(4), 04018012.

Parks, J. E., Pantelides, C. P., Ibarra, L., & Sanders, D. H. (2018). Stretch length anchor bolts under combined tension and shear. *ACI Structural Journal*, 115(5), 1317–1328.

Stehle, E. J., & Sharma, A. (2020). A new displacement-based approach for pulsating tension load tests of post-installed anchors for the use in structural applications under seismic actions. *Engineering Structures*, 211, 110431.

Stehle, E. J., & Sharma, A. (2021a). Review of testing and qualification of post-installed anchors under seismic actions for structural applications. *CivilEng*, 2(2), 406-420.

Stehle, E. J., & Sharma, A. (2021b). Concrete cone breakout behavior of anchor groups in uncracked concrete under displacement-controlled cyclic tension load. *Engineering Structures*, 246, 113092.

Sullivan, T. J., Calvi, G. M., & Priestley, M. J. N. (2004). Initial stiffness versus secant stiffness in displacement based design. In *Proceedings of 13th World Conference of Earthquake Engineering (WCEE)*, Vancouver BC (Canada).

Zamani, N. (2019). *Code provisions for headed cast-in specialty inserts* (p. 41). Washington: STRUCTURE magazine.

감사의 글

학위논문을 작성하면서 제 주변을 다시금 되돌아보니, 제게 과분할 정도로 정말 좋은 사람들이 제 곁에 있었다는 것을 새삼 다시 깨닫게 되었습니다. 그 분들과 맺어진 소중한 인연들이 끊어지지 않길 바랍니다.

먼저, 항상 제 곁에서 아낌없는 응원과 격려를 해주신 부모님께 감사드립니다. 그리고 평소 말로 잘 표현하진 않았지만, 저의 마음을 알아주던 동생에게 고마움을 표합니다.

제가 처음으로 건축구조분야에 대한 흥미를 가질 수 있게 이끌어 주시고, 역학에 대해 이해하기 쉽게 지도해주신 김영찬 교수님께 감사드립니다. 그리고 계속해서 구조에 대해 흥미를 가질 수 있게 도와주시며, 공학자로서의 접근법을 알려주신 박민재 교수님께 감사드립니다. 부족한 제자를 격려와 독려를 통해 올바른 길로 인도해주시며, 곁에서 항상 열심히 지도해주신 이창환 교수님께 크게 감사드립니다. 또한, 전공지식을 학생들에게 전달하기 위해 열심히 노력하시는 저희 건축공학과 모든 교수님들께 감사드립니다.

저희와 함께 연구과제를 수행하면서, 사회의 어른으로써 제게 좋은 말씀을 해주시던 양수금속 오창수 대표님과 양수금속 직원분들께 감사함을 표합니다. 그리고 부족한 동생에게 항상 친절히 가르쳐 주고, 아낌없이 정보를 알려주던 주기형과 명호형에게 감사드립니다. 또한, 처음 연구실 생활을 잘 적응할 수 있게 도와준 주성이형과 세연이형에게도 감사함을 표합니다. 저와 함께 연구실 생활을 즐겁게 하며, 제가 많이 의지하였던 요기형, 시원이형, 엘레나누나, 승수, 형준, 상섭, 동현, 수현, 재관에게 큰 감사함을 표합니다. 끝으로 저의 소중한 벗인 종민, 선영, 민준, 동훈, 유진에게도 고마움을 전합니다.