한국소음진동공학회논문집 제17권 제7호, pp. 649~661, 2007.

송전철탑의 풍응답 감소를 위한 마찰형 보강기구의 에너지 소산특성 분석 실험#

Experimental Investigation on the Energy Dissipation of Friction-type Reinforcing Members Installed in a Transmission Tower for Wind Response Reduction

박 지 훈* · 문 병 욱** · 이 성 경** · 민 경 원†

Ji-Hun Park, Byoung-Wook Moon, Sung-Kyung Lee and Kyung-Won Min

(2007년 5월 30일 접수 ; 2007년 6월 21일 심사완료)

Key Words : Wind Response(풍응답), Wind Load(풍하중), Transmission Tower(송전철탑), Friction Damper (마찰감쇠기), Cyclic Loading(반복가력하중)

ABSTRACT

Friction-type reinforcing members(FRM) to enhance the resistance to wind loads of a transmission tower through both stiffness strengthening and damping increase are energy dissipation devices that utilize bending deflection of a tower leg. In this paper, the hysteretic behavior of the transmission tower structure with FRMs was experimentally investigated through cyclic loading tests on a half scale substructure model. Firstly, the variation of friction forces and durability of the FRM depending on the type of friction-inducing materials used in the FRM were examined by performing the cyclic loading tests on the FRM. Secondly, cyclic loading tests of a half-scale two-dimensional substructure model of a transmission tower with FRMs were conducted. Test results show that the FRM, of which desired maximum friction force is easily regulated by adjusting the amplitude of the torque applied to the bolts, have stable hysteretic behaviors and it is found that there exists the optimum torque depending on a design load by investigating the amount of energy dissipation of the FRMs according to the increase of torque.

1. 서 론

2003년 태풍 매미에 의해 전도되거나 손상을 입은 송전철탑(transmission tower)들은 모두 30여년 전의 규준에 의해 설계된 것이다. 산악지형에 설치되었던 송전철탑의 피해가 대부분이었고 이는 경사지나 계곡에서 발생할 수 있는 풍속의 증가현상에 의한 돌풍에서 원인을 찾을 수 있다. 이러한 돌풍은 송전철탑에 동적하중의 증폭을 유도하여 파괴에 이르게 한다. 하지만 기존의 송전철탑의 보강방법은 정적거동의 관점에서 단면증대 또는 부재증설에 의한 좌굴길이 저감 등의 방법이 사용되고 있다[1]. 그러나 풍하중의 동적성분이 지배적인 경우 진동감쇠성능을 향상시킬 수 있는 보강기구가 고려되어야 할 것이다.

송전철탑의 내풍성능 향상을 위한 정적 및 동적 보강기법에 관한 연구는 다음과 같다. F. Albermani

† 교신저자 : 정회원, 단국대학교 건축공학과
E-mail : kwmin@dankook.ac.kr
Tel : (02) 709-2731, Fax : (02) 749-8653
* 정회원, 인천대학교 건축공학과
** 단국대학교 건축공학과

이 논문은 2007 춘계 소음진동 학술대회에서 우수논문으로 추천되었음.

등은 기존 철탑의 보강을 위해 브레이스 대신 면외 거동을 구속하는 다이아프레임 형식의 보강방법을 제시하고 그 성능을 실험적으로 확인하였다[2]. Battista 등은 송전선-송전철탑 통합구조물의 동적 특성을 파악하고 풍응답 저감을 위해 진자형 감쇠장치를 설치하여 해석적으로 진동저감 성능을 확인하였다[3]. Kilroe는 송전철탑 암(arm) 부재의 풍진동 제어를 통해 피로 현상을 저감하기 위한 방안으로 해당부재에 제진장치를 설치하여 부재교체와 같은 기존의 보강방법에 비하여 저비용으로 철탑의 제진 성능을 확보하였다[4]. Xu 등과 Qu 등은 트러스 형식의 TV 타워의 풍진동을 저감시키기 위한 마찰감쇠기의 제진성능을 수치해석을 통해 입증하였으며, 수동형 보다 준능동형 마찰감쇠기가 하중에 대한 적응성이 우수함을 보였다[5,6]. 그 밖에 송전선의 응답과 바람의 상호작용으로부터 공력진동이 발생할 수 있으나 이는 송전철탑의 붕괴를 야기하는 강풍이 아닌 낮은 풍속에서 주로 발생하는 것으로 알려져 있다. 이 현상은 주로 전선의 피로현상과 관련되어 있으며, 그 대책으로서 동조질량 감쇠기의 일종인 stock-bridge 댐퍼가 이미 널리 사용되고 있다[7~10].

이 논문에서는 실험을 통하여 송전철탑의 동적응답 저감을 위한 에너지소산장치인 마찰형 보강기구(friction-type reinforcing member)의 이력거동 특성을 분석하고자 한다. 먼저 마찰력에 의한 감쇠가 일어나는 마찰재와 슬롯홀 접합부의 특성을 검토하기 위하여 마찰감쇠기 특성실험을 수행 하였다. 마찰형 보강기구와 실험체 전체의 이력곡선, 보강재의 축력 분담 및 에너지 소산량을 분석하기 위하여 송전철탑 부분구조의 1/2 축소모델을 2차원 평면으로 제작하여 반복가력 실험을 수행하였다. 2차원 평면 실험체의 면외 좌굴을 방지하기 위한 지그를 설치하고 송전철탑에서 발생하는 모멘트와 전단력이 전달되도록 삼각형 지그를 이용하여 반복하중을 가력하였다.

2. 토크변화에 따른 마찰형 감쇠기 하중-변위 특성

마찰형 감쇠기는 두 마찰면 사이에 마찰재를 삽입하여 마찰면에 작용하는 수직항력과 마찰재의 마찰계수에 의해 마찰력이 발생하여 에너지 소산이 일어나는 설치와 제작이 비교적 단순한 특징을 갖는다. 마찰에 의한 에너지 소산은 외측 플레이트와 함께 움직이는 마찰재와 내측 플레이트 사이에서 발생하게

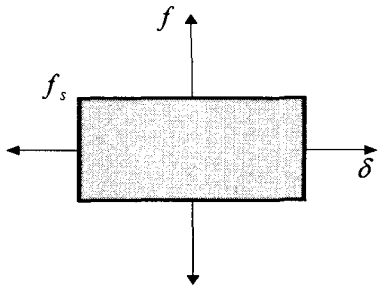
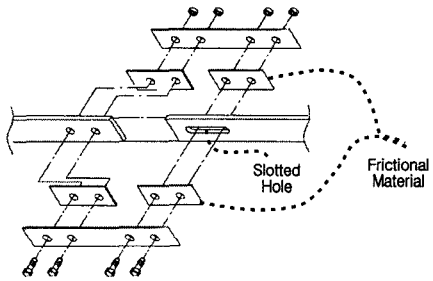
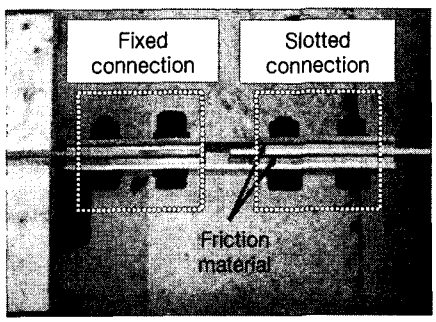


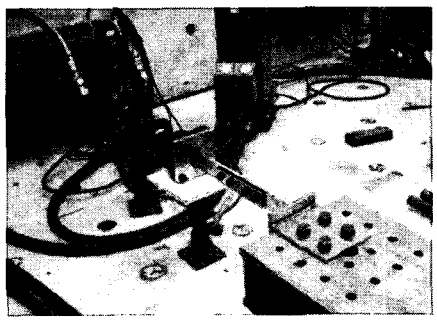
Fig. 1 Hysteresis loop of Coulomb damping



(a) Details of the slotted bolted connection(SBC)



(b) Specimen of the SBC



(c) Test set-up

Fig. 2 Friction-type damper system and test set-up

되며 Fig. 1과 같은 Coulomb 감쇠를 가정하며 식(1)과 같이 최대마찰력은 플레이트 사이의 수직항력 N과 마찰계수 μ에 비례하게 된다. 따라서 볼트의 토크(torque)를 통해 보강기구의 슬립하중을 조절할 수 있다. 마찰재로서는 철판과 조합되었을 때 안정적인 이력거동을 보이는 것으로 알려진 황동판이 사용되었다[14].

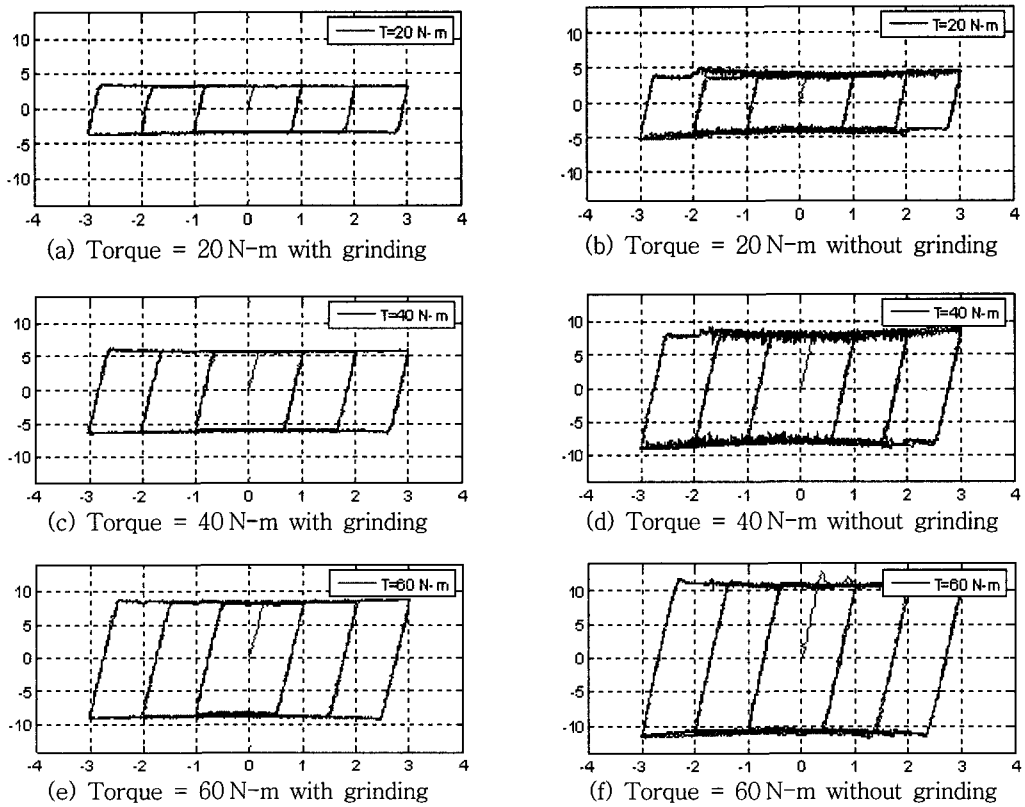
$$f_s = \mu N \tag{1}$$

마찰형 감쇠기의 하중-변위 특성을 검토하기 위하여 Fig. 2(a)와 같이 마찰형 감쇠기를 제작하고 수직항력의 크기를 조절하는 볼트의 조임력을 변화 시키며 실험을 수행하였다.

마찰형 감쇠기는 2개의 부재를 연결하는 슬롯형 접합부와 고정형 접합부로 구성된다. 마찰형 감쇠기에서 에너지 소산을 발생시키는 부분인 슬롯형 접합부는 원활한 에너지 소산을 유도할 수 있도록 제작되어야 한다. 따라서 이 논문에서 수행한 마찰형 감쇠기 특성 실험에서는 표면가공을 통한 요철제거, 플레이트의 가장자리 가공, 볼트구멍의 정밀 가공, 내식성 증진을 위한 도금기술의 적용성 평가와 같은 항목에 대하여 고려하였다. 이와 같은 실험을 수행하기 위하여 Fig. 2(b), (c)와 같이 실험체를 구성하였다.

실험에 사용된 마찰형 감쇠기는 강판과 황동판을 마찰재로 사용하여 둘 사이에서 마찰이 발생한다. 황동은 부식에 강한 성질을 갖고 있으나 강판은 그렇지 못하기 때문에 외기에 접하고 있는 송전철탑 구조물의 특성상 아연도금의 필요성이 있다. 따라서 마찰형 감쇠기의 성능실험은 도금되지 않은 강판과 아연도금 된 강판으로 나누어 수행하였으며 각각에 대해서 표면의 가공을 '평활'과 '거칢'의 둘로 나누어 실험을 수행하였다.

일반 강판과 황동판의 조합을 마찰재로 사용한 마찰형 감쇠기의 반복가력 실험결과는 Fig. 3과 같다. 표면가공이 '평활'인 경우에 토크 증가에 따른 마찰



(a) Torque = 20 N-m with grinding
(b) Torque = 20 N-m without grinding
(c) Torque = 40 N-m with grinding
(d) Torque = 40 N-m without grinding
(e) Torque = 60 N-m with grinding
(f) Torque = 60 N-m without grinding

Fig. 3 Load-displacement curves of the sliding interface with a brace plate on a bare steel plate

력의 증가는 상대적으로 적다. 그러나 마찰력의 변동폭이 작고 이력곡선의 수평부분이 거의 직선에 가깝기 때문에 마찰력의 예측 가능성이란 측면에서 유리하다고 할 수 있다. 반면에 표면가공이 '거칢'인 경우에는 변위의 진폭이 증가할수록 슬립 발생 직후의 마찰력 변동성이 증가하는 경향을 볼 수 있다.

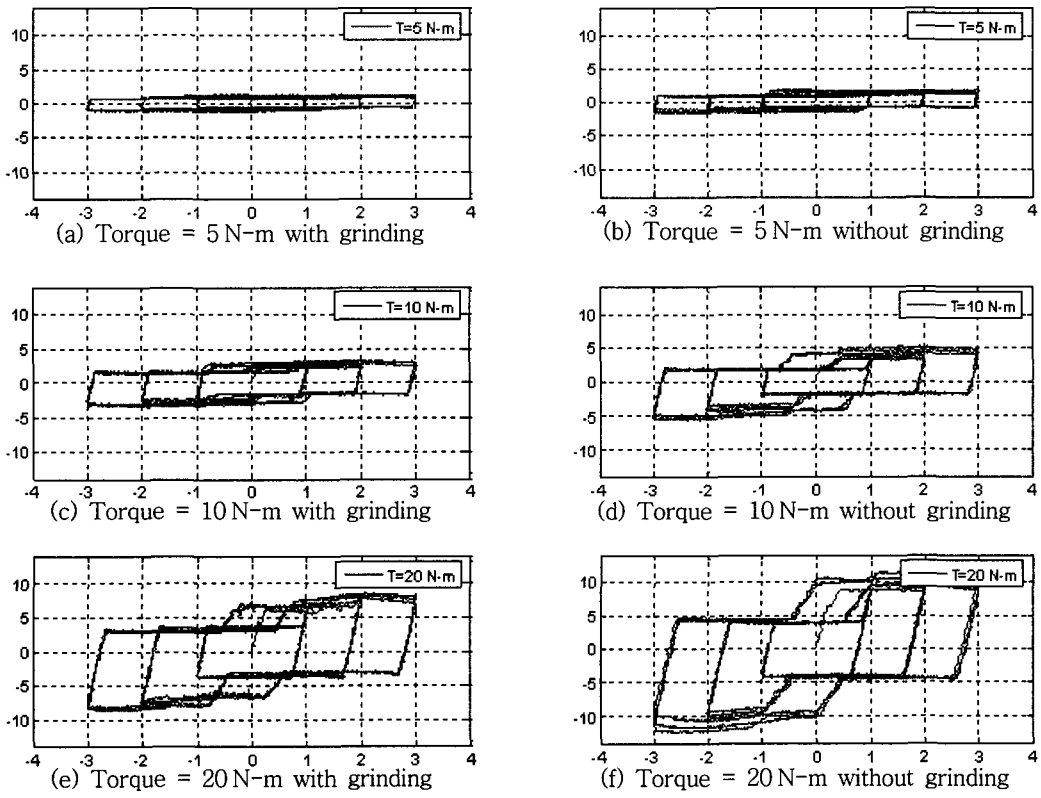
아연도금 강판과 황동판의 조합을 마찰재로 사용한 마찰형 감쇠기의 반복가력 실험결과는 Fig. 4와 같다. 변위 및 사이클에 따라서 마찰력이 변화함을 볼 수 있다. 이는 실제 실험에서 육안으로 확인된 바와 같이 도금이 점차 벗겨짐에 따라서 발생한 것이다. 아연도금을 하지 않은 경우와 비교해 보면 토크 20 N-m에 대해서 초기의 변위증가 구간에서는 도금으로 인해 마찰력이 증가됨을 볼 수 있다. 그러나 반복가력 과정에서 변위가 다시 감소하는 동안은 도금이 벗겨진 부분이 마찰면으로 작용하기 때문에 아연도금하지 않은 경우와 유사한 마찰력을 보이며 반대편으로 변위가 증가하면서 다시 아연도금된 면이 마찰면으로 작용하여 마찰력이 증가한다. 따라서 마찰력이 일정치 않고, 아연도금의 탈락으로 인해 부식방지에 있어서도 실효성이 없는 것으로 판단된다.

따라서 부식방지를 위한 대안으로서 일반 강판을 스텐레스(stainless) 강판으로 대체하는 방법을 생각할 수 있다. 황동과 강판의 조합에 비해 황동과 스텐레스 강판의 조합이 상대적으로 내부식성이 큰 것으로 알려져 있기 때문이다. 비록 스텐레스 강재가 일반 강재에 비해 고가이지만 이는 마찰형 보강기구 전체에 사용되는 것이 아니라 마찰형 감쇠기 부분 중에서도 마찰재에 해당되는 부분에만 국소적으로 사용되므로 전체적인 비용의 상승은 크지 않을 것으로 본다.

3. 송전철탑의 축소부분구조 반복가력 실험

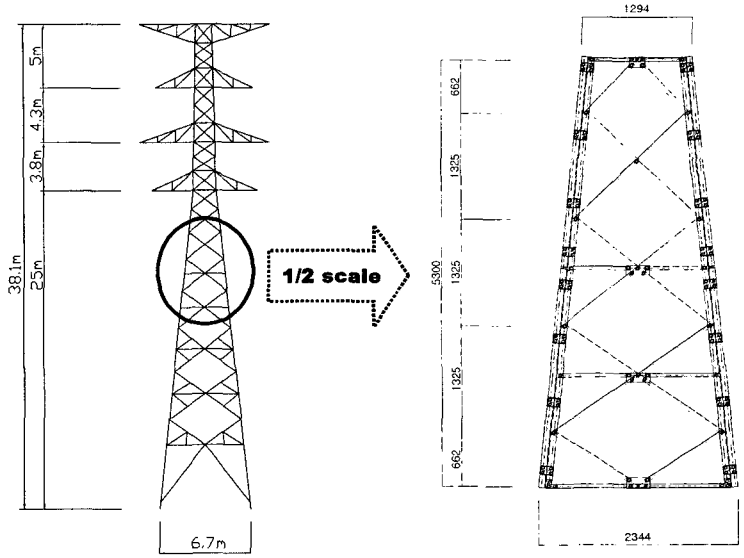
3.1 실험체

실험체로 선정한 철탑은 154 kV급 B2-Type으로



(a) Torque = 5 N-m with grinding
(b) Torque = 5 N-m without grinding
(c) Torque = 10 N-m with grinding
(d) Torque = 10 N-m without grinding
(e) Torque = 20 N-m with grinding
(f) Torque = 20 N-m without grinding

Fig. 4 Load-displacement curves of the sliding interface with a brace plate on a galvanized steel plate



(a) Original tower (b) 1/2 scale plane substructure for tests

Fig. 5 Original tower and 1/2 scale plane substructure chosen for cyclic loading tests

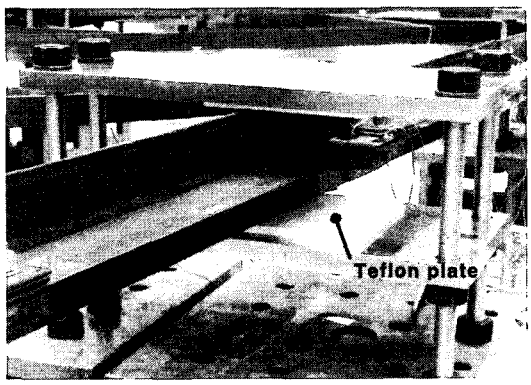


Fig. 6 Jig preventing out-of-plane buckling

철탑의 높이는 38.1 m이다. 철탑의 입면은 Fig. 5(a)와 같다. 원 송전철탑 휨거동을 모사하기에 충분한 길이가 되도록 Fig. 4(b)와 같이 중간부분에서 4개의 절간을 선택하고 1/2로 축소하여 실험실 규모에 적합한 2차원 평면 실험체를 제작하였다. 실험체를 2차원 평면으로 구성한 것은 철탑의 휨거동에 필요한 충분한 길이를 확보하기 위하여 제한된 반력벽 높이를 이용하지 않고 실험실 바닥에 눕혀 실험체 길이를 최대한 확보하기 위한 것이다.

이 실험에서는 2차원 평면의 철탑 실험체을 이용하기 때문에 부재의 면외 좌굴을 방지하기위하여 Fig. 6과 같이 면외좌굴 방지용 지그를 제작하였다. 면외좌굴 방지용 지그에는 철탑의 수직부재인 주주재(tower leg)와 추가로 주주재 외측에 설치된 수직부재인 보강재(reinfocing member)가 면외로 좌굴하는 것은 방지하도록 평면상 상하부에 판재를 설치하였고, 부재의 길이방향의 변형이 자유롭게 일어나도록 마찰이 작은 테프론(teflon)판을 이용하였다.

3.2 하중 및 측정 계획

이 연구에서는 송전철탑의 일부분에 해당되는 실험체를 대상으로 풍하중에 의한 모멘트와 전단력을 묘사하는 반복가력 실험을 수행하기 위해 2개의 유압식 가력기를 이용하였으며 실험체와 가력기의 배치도는 Fig. 7과 같다. 원구조물의 상부구조에 의해 실험체 상단부에 전달되는 휨모멘트와 수평전단력을 재하하고 상호간의 비율을 맞추기 위하여 두 개의 유압식 가력기와 삼각형 지그를 사용하였다. Fig. 8에 나타낸 바와 같이 지그의 수직반력 $F_{y1}(\fallingdotseq F_{y2})$와 L_1에 의해 모멘트 M이 작용하고(식 (2)), 수평반력 F_{x1}과 F_{x2}에 의해 수평전단력 V가 작용하게 된다(식 (3)).

$$M = F_{y1} \times L_1 \tag{2}$$

$$V = F_{x1} + F_{x2} \tag{3}$$

실험을 수행한 현대건설기술연구소 구조실험동의

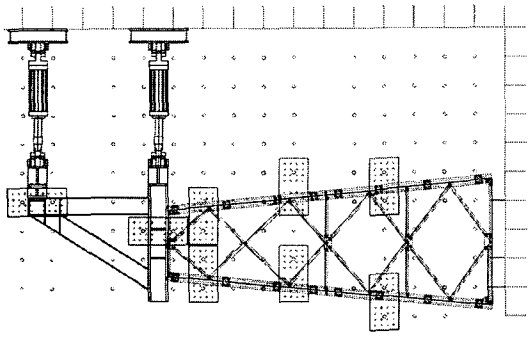


Fig. 7 Configuration of the test model and actuators

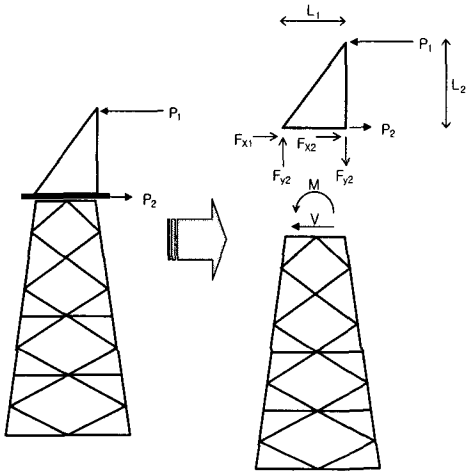


Fig. 8 Load transfer through a triangular jig

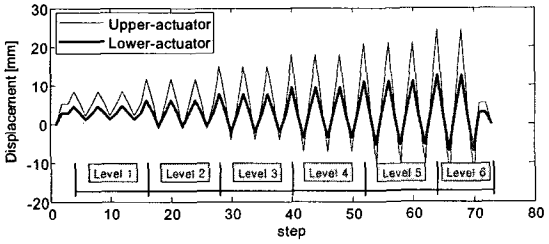


Fig. 9 Displacement loading history

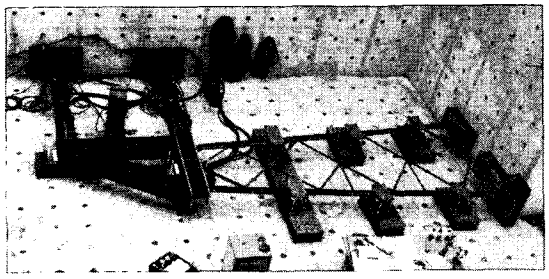


Fig. 10 View of experimental setup

규모로 인해 가력을 위한 삼각형 지그를 포함한 실험체는 8 m이하로 제한되었다. 삼각형 지그를 제외한 실험체의 길이는 약 6 m정도이다.

실험체에 작용하는 하중은 송전철탑설계기준에 의거하여 송전선과 직각인 풍향에 대한 설계하중이 실험부분에 작용할 때를 상사성 원칙을 이용하여 축소하였다[11]. 하중산정에 적용한 상사성 원칙은 다음과 같다. 풍하중의 경우에는 수풍면적에 비례하므로 실험체의 축소율을 제곱하여 원 송전철탑의 실험부분에 작용하는 하중의 1/4배를 적용하였다. 상사성 원리에 의해서 소요되는 모멘트 팔길이는 실험체 상부에 작용하는 모멘트 27.52 tonf-m를 전단력 3.45 tonf로 나눈 값인 8 m정도가 필요하지만 실험공간의 제한으로 모멘트를 발생시킬 수 있는 모멘트 팔길이는 최대 2 m로 제한되었다. 제한된 모멘트 팔길이 때문에 설계하중에 의한 상부 모멘트를 가해주기 위해서 수평하중을 크게 증가 시켜야 한다. 따라서 필요이상의 전단력이 발생하므로 실험체가 상부구조물로부터 전달되는 설계전단력만을 받을 수 있도록 전단력의 크기를 줄여야 한다. 이를 위해 가력기 두 개를 사용하여 하부 가력기는 최상부 가력기와 반대방향의 하중을 재하하여 실험체에는 설계하중에 의한 수평력만 전달되도록 가력방법을 계획을 하였다.

하중재하는 변위제어 방식을 사용하였으며, 위의 가력방법에 의한 실험체 가력 하중을 이용해 실험체에 대한 구조해석을 통해 강제변위량을 계산하였다. 평균풍하중을 재하한 상태에서 변동풍하중에 대한 마찰형 보강기구의 거동 및 에너지 소산성능을 평가하기 위해 강제변위에서 평균성분 대비 변동성분 비중의 수준을 6단계로 증가시켜가며 Fig. 9와 같이 반복가력 시험에 필요한 시간이력을 생성하였다.

실험체의 수평변위와 마찰형 보강기구의 슬립량을 측정하기 위해 지그 주변과 마찰형 보강기구에 LVDT를 수평방향 6개 수직방향 1개를 설치하고 48개의 스트레인 게이지를 설치하였다. 스트레인 게이지는 주주재와 보강재로 사용된 L형강의 모서리와 양쪽 플랜지 단 부에 부착하여 이들 부재의 축력 및 휨모멘트를 얻는데 활용하였다. 설치가 완료된 실험체 및 가력기의 전경은 Fig. 10과 같다.

3.3 마찰형 보강기구 상세

이 연구에서 이용한 마찰형 보강기구는 일부분에

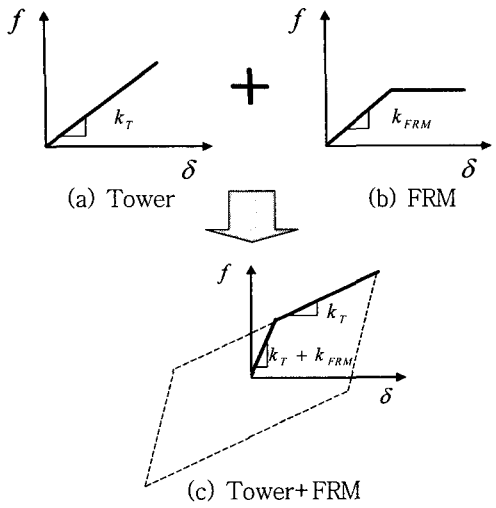


Fig. 11 hysteresis behavior of the tower-FRM system

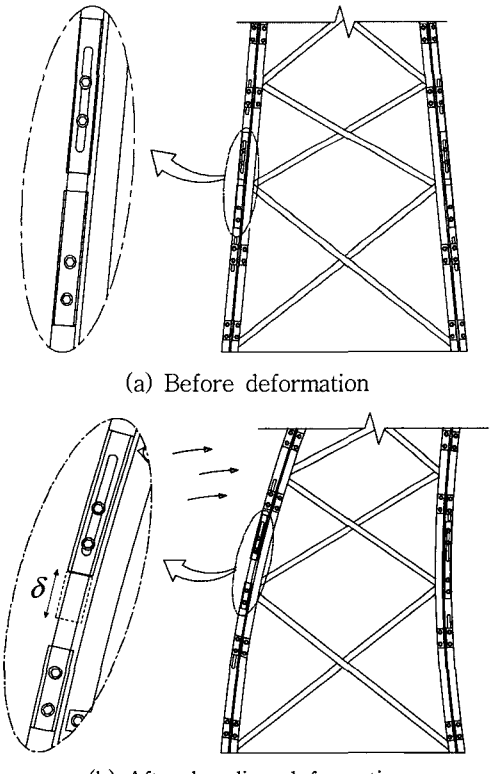


Fig. 12 Energy dissipation mechanism of the FRM

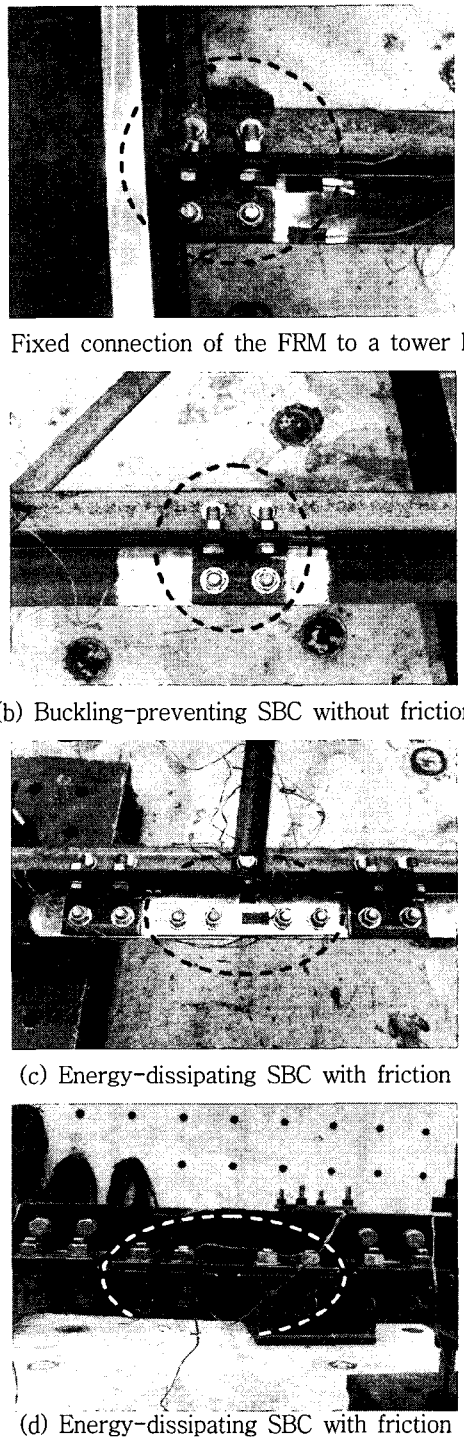
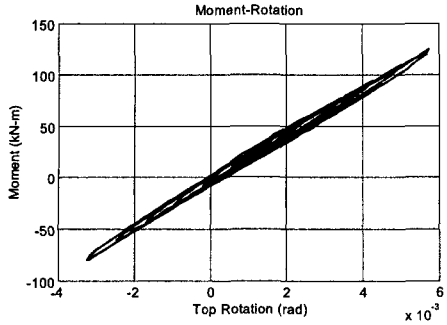
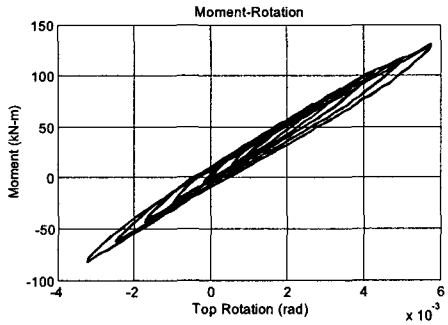


Fig. 13 Detail of the FRM installed in the tower substructure

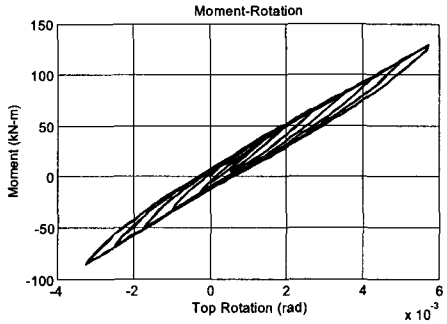
슬롯볼트접합부(slotted bolted connection)가 채택되어 Fig. 11과 같이 접합부의 슬립이 발생하기 전에는 주주재의 단면적을 2배로 증가시키는 강성 증대 효과를 가지고, 슬립 이후에는 이력거동을 통한 에너지소산을 일으키게 된다. 슬롯볼트접합부는 이중전단을 받는 일반적인 볼트접합부의 중앙 플레이



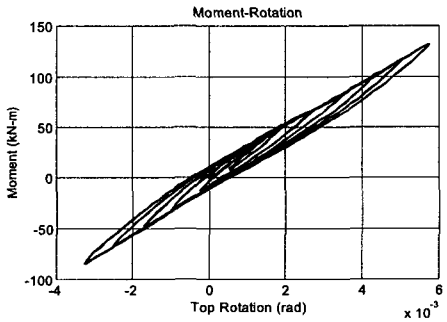
(a) Torque = 0 N-m



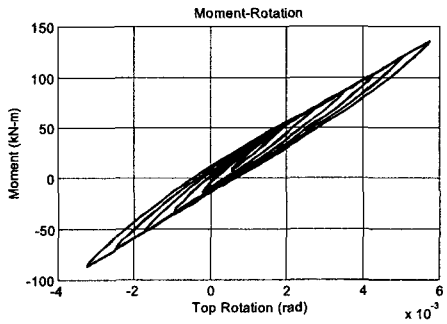
(b) Torque = 10 N-m



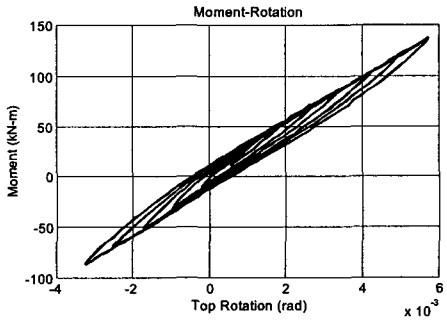
(c) Torque = 20 N-m



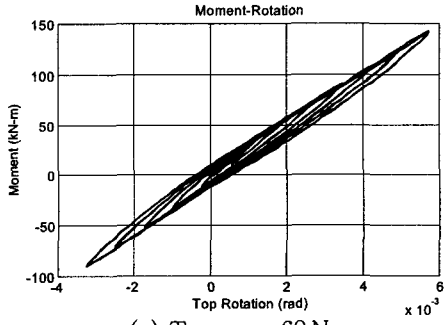
(d) Torque = 30 N-m



(e) Torque = 40 N-m



(f) Torque = 50 N-m



(g) Torque = 60 N-m

Fig. 14 Moment-rotation angle curves at the top of the tower substructure itself

트에 원형 볼트구멍 대신에 슬롯형 볼트구멍을 만들어서 볼트가 외측 플레이트와 함께 미끄러지도록 고안되었다.

마찰형 보강기구의 거동형상은 Fig. 12와 같다. 풍

하중에 의해 송전철탑은 Fig. 12(b)와 같이 휨변형을 하게 된다. 휨변형 시 송전철탑의 주주재는 인장과 압축력을 받게 된다. 인장과 압축측 주주재의 변형으로 슬롯볼트접합부에서 슬립이 발생하여 보강재 사이에 상대변위 δ가 발생하고 마찰력이 작용하여 이력거동을 통해 에너지가 소산된다. 마찰형 보강기구는 보강재를 둘로 나누어서 구조물의 상하 단부에서 각각 고정접합하고 자유단이 되는 중앙부에 슬롯볼트접합부로 상하부 보강재를 연결하여 설치한다.

Fig. 13은 실제 설치된 보강기구와 주주재의 접합부 사진이다. Fig. 13(a)는 실험체 상부와 지그가 접합되는 부분으로써 주주재는 지그와 용접하고 보강재는 지그와 연결되지 않고 주주재와 고정 접합이 되도록 하였다. Fig. 13(b)는 좌굴방지용 슬롯형 접합부로써 보강재가 압축력을 받을 때 좌굴만을 방지하고 보강재의 길이방향의 변형은 자유롭도록 슬롯홀을 두었다. Fig. 13(c), (d)는 보강기구에서 마찰이 일어나는 슬롯볼트형 마찰감쇠기이다. 슬롯볼트형 마찰감쇠기는 2장에서 기술한 마찰형 감쇠기의 상세와 같은 형식이다.

4. 반복가력 실험 결과

4.1 하중-변위 곡선

이 반복가력실험에서 하중은 두 개의 가력기에 의해서 재하되며 두 가력기의 변위는 같은 방향으로 발생하지만 변위의 비율이 일정하기 때문에 가력기에 걸리는 힘은 서로 반대방향을 가지며 시험체에 횡력과 모멘트를 동시에 가하게 된다. 송전철탑은 주로 휨모멘트에 저항하는 구조로써 모멘트와 회전각 곡선을 통해 마찰형 보강기구가 설치된 송전철탑의 이력특성을 검토하였다. 마찰력에 따른 이력특성을 검토하기위하여 토크의 크기를 10~60 N-m까지 10 N-m씩 증가시켜가며 실험을 수행하였으며 그 결과는 Fig. 14와 같다.

토크가 증가하면 주주재의 강성증가에 따라 전체적인 강성의 증가가 있을 것으로 예상된다. 그러나 실제로는 토크의 증가에 따른 강성 및 하중의 증가는 거의 없는 것으로 나타났다. 이는 보강재와 주주재 사이의 상부에 설치된 고정 접합부에서 슬립이 발생하여 토크의 증가에 의한 상하보강재의 일체화 효과가 충분히 발휘되지 못한 것으로 판단된다.

보강재 설치 후 뚜렷한 에너지 소산량 증가가 관찰되나 토크의 변화에 따른 에너지 소산량의 차이는 그림상에서 뚜렷이 나타나지 않고 있다. 보강재와 에너지 소산량의 관계는 뒤에서 보다 자세히 분석하도록 한다.

4.2 마찰형 보강기구의 이력거동

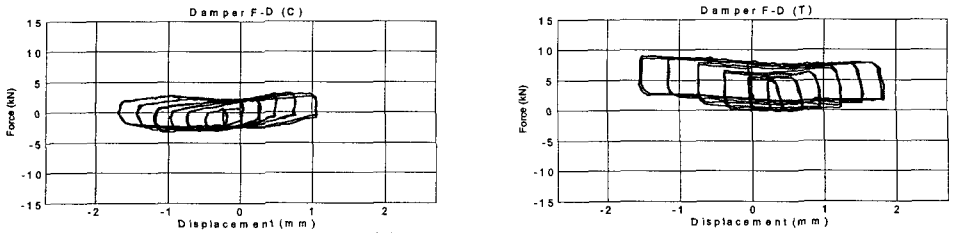
주주재에 설치된 마찰형 보강기구의 축력-변위 곡선을 Fig. 15에 나타내었다. 축력은 스트레인 게이지와 쿠폰 테스트를 통해 얻어진 형강의 탄성계수를 이용하여 계산하고, LVDT에 의해 변위를 측정하였다.

토크가 10 N-m에서 40 N-m까지 증가하는 동안은 이력곡선의 형태가 점차 직사각형으로 근접한다. 그러나 50 N-m 이상으로 증가하게 되면 상대변위의 크기가 감소하여 최종적으로는 에너지 소산이 크게 감소하고 있음을 알 수 있다. 이는 토크가 작으면 슬롯볼트형 마찰감쇠기 부분의 접합이 느슨하게 되어 이곳에 상대적으로 보강재의 휨변형이 집중되고 그로인해 마찰면의 접촉상태가 불량해 짐으로써 이상적인 마찰감쇠기의 거동을 못하게 되는 것으로 볼 수 있다. 반면에 토크가 크면 이 부분의 고정도가 증가하여 휨변형이 보강재 전체로 분산되고 마찰면상에서 접촉상태가 향상되고 수직항력의 국부적인 집중이 감소하여 양호한 이력거동을 보인다. 토크가 60 N-m일때는 마찰형 보강기구의 변위가 작아서 에너지소산량이 거의 발생하지 않았다.

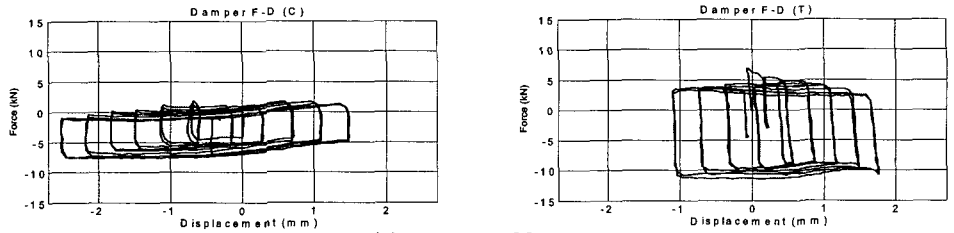
4.3 에너지 소산량 분석

마찰형 보강기구의 중요한 설계 변수는 슬롯볼트형 마찰감쇠기의 볼트에 가해주는 토크이다. 토크의 크기가 커질수록 마찰력의 크기는 증가하는 반면에 슬립의 발생이 억제되어 에너지 소산량이 감소한다. 반대로 토크의 크기가 작아질수록 슬립의 발생은 증가하나 마찰력의 크기가 작아서 에너지 소산량이 감소한다. 따라서 적절한 토크를 결정하는 것은 마찰형 보강기구의 설계에서 대단히 중요한 문제이다.

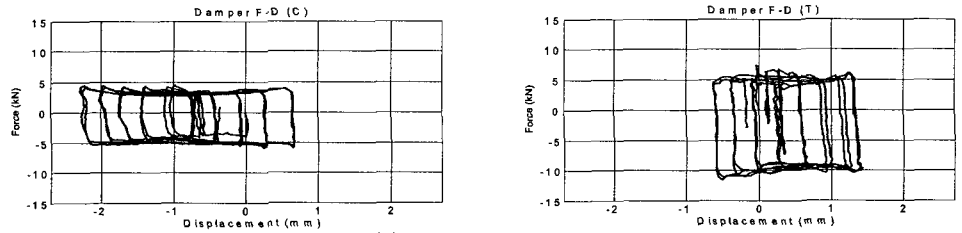
슬롯볼트형 마찰감쇠기에서 발생한 에너지 소산량의 변화를 진폭 및 토크별로 나타내면 Fig. 16과 같다. 그림에서 변동성분 수준이 증가한다는 것은 진폭의 크기가 증가한다는 것으로 수준 1에서 수준 6으로 갈수록 에너지 소산량이 증가함을 볼 수 있다. 반면에 토크가 증가함에 따라 에너지 소산량은 점차



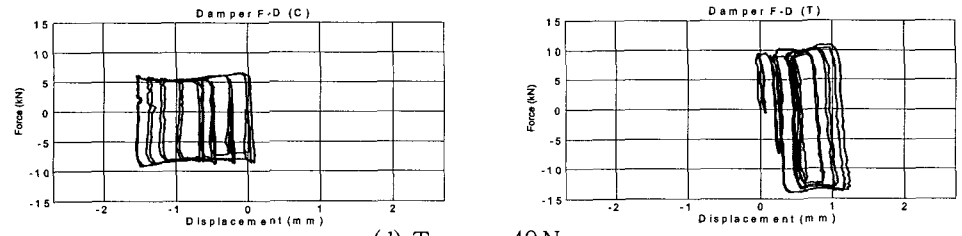
(a) Torque = 10 N-m



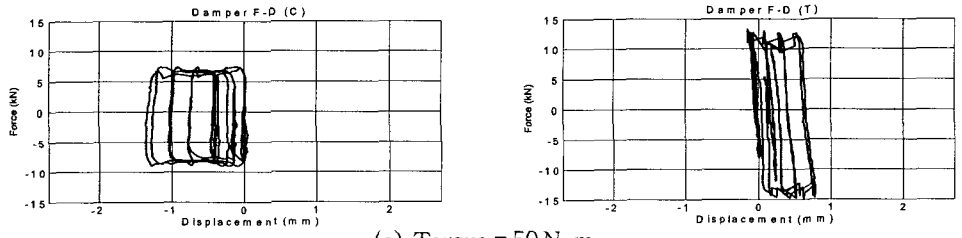
(b) Torque = 20 N-m



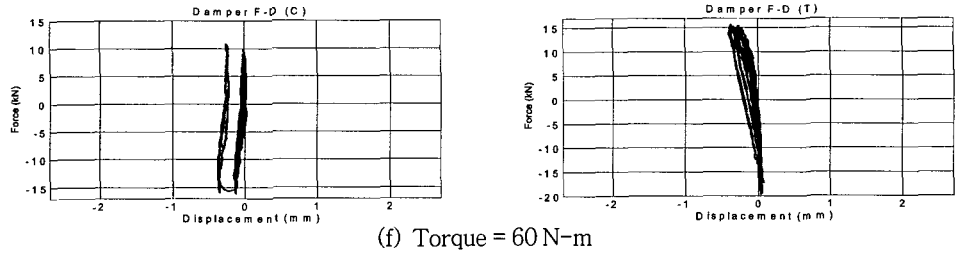
(c) Torque = 30 N-m



(d) Torque = 40 N-m



(e) Torque = 50 N-m



(f) Torque = 60 N-m

Fig. 15 Force-displacement curves of the SBC in the FRM(C : compression side, T : tension side)

증가하다가 다시 감소하고 있다.

실험체 전체에서 발생한 에너지 소산량의 변화를 진폭 및 토크별로 나타내면 Fig. 17과 같다. 실험체 전체의 에너지 소산량은 슬롯볼트형 마찰감쇠기의 에너지 소산량과는 달리 변동성분 수준 4, 5, 6의 경우에 40 N-m에서 최대가 되고 있다. 반면에 변동성분 수준 2와 3의 경우에는 슬롯볼트형 마찰감쇠기에서와 마찬가지로 20 N-m에서 최대가 되고 있다. 따라서 진폭이 증가할수록 큰 토크치를 요구한다고 다고 할 수 있다. 그러나 토크가 일정 정도 증가하면 토크에 따른 전체 에너지소산량 변화는 크지 않음이 관찰된다. 이는 토크가 증가함에 따라 슬롯볼트형 마찰감쇠기에서 슬립이 감소하는 대신에 구조물의 다른 부분에서 슬립이 발생하기 때문에 에너지 소산량이 줄어들지 않는 것으로 볼 수 있다.

전체 에너지 소산량에서 마찰형 보강기구가 차지하는 비율은 Fig. 18과 같다. 마찰형 보강기구에 의한 에너지 소산량이 차지하는 비중은 모든 변동성분 수준에 걸쳐서 토크가 20 N-m일 때 최대가 됨을 볼 수 있다. 이는 Fig. 16에서 나타낸 바와 같이 토크가 20 N-m일 때 마찰형 보강기구의 에너지 소산량이 최대가 되기 때문이다.

슬롯볼트형 마찰감쇠기의 에너지 소산량은 Fig. 16에서와 같이 진폭이 증가함에 따라 뚜렷이 증가하고 있으나 전체 에너지 소산량에서 차지하는 비율은 Fig. 18에서와 같이 진폭이 증가함에하면서 증가가 크게 둔화되거나 오히려 줄어들기도 하는 것을 볼 수 있다. 즉 슬롯볼트형 마찰감쇠기를 제외한 부분에서의 에너지 소산량은 작은 진폭에서는 증가가 크지 않으나 큰 진폭에서는 크게 증가된다고 할 수 있다. 이는 마찰형 보강기구와 주주재 사이의 접합부에서 슬립이 발생하면서 에너지가 소산된 것으로 추측되며 접합부의 고정도를 증대시킨다면 슬롯볼트형 마찰감쇠기 쪽으로 에너지 소산이 더욱 많이 전이될 수 있을 것으로 보이고, 이를 통해서 에너지 소산량의 예측 및 조절이 보다 신뢰도 높게 수행될 수 있을 것으로 보인다. 전체 에너지 소산량에서 마찰형 보강기구가 차지하는 비율은 최대 40 %이기 때문에 보강기구의 에너지 소산량을 더욱 증대시킬 필요가 있다.

Fig. 19는 마찰형 보강기구를 설치하기 이전과 비교한 전체 에너지 소산량 증가율을 나타내고 있다. 20~40 N-m의 토크에 대해서 변동성분 수준 3~6의 에너지 소산량은 2배 이상 증가하고 있으며 최대 40 N-m에 대해서 변동성분 수준 6의 에너지 소산량은 2.43배까지 증가하고 있다. 따라서, 슬롯볼트형 마찰감쇠기의 에너지 소산량 관점에서는 최적 토크

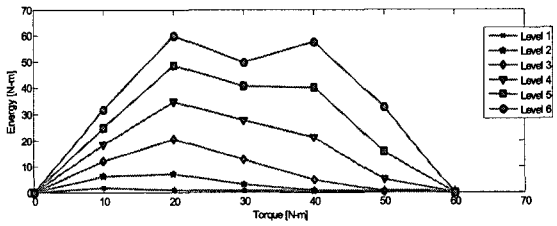


Fig. 16 Energy dissipation in the FRMs for different displacement amplitude levels

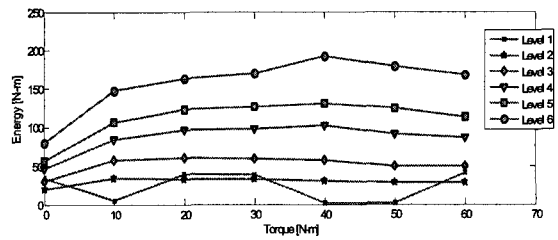


Fig. 17 Total energy dissipation in the tower substructure for different displacement amplitude levels

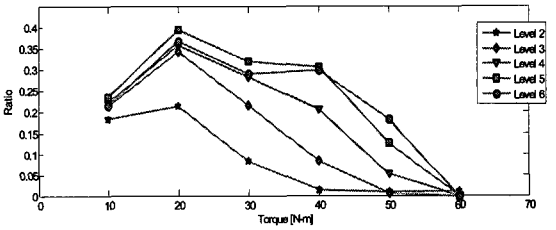


Fig. 18 Participation ratio of the FRMs in the total energy dissipation for different displacement amplitude levels

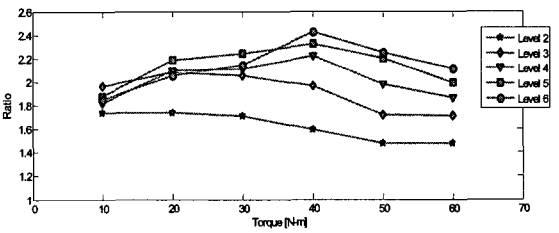
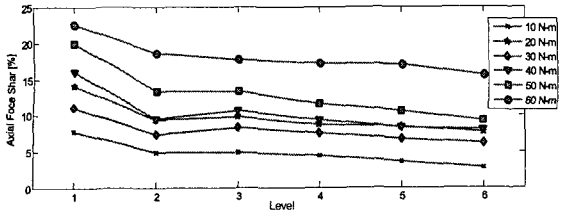
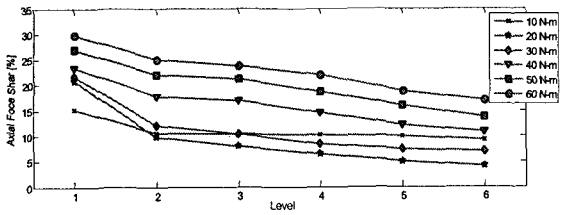


Fig. 19 Ratio of the total energy dissipation with FRMs over without FRMs



(a) FRM on the compression side



(b) FRM on the tension side

Fig. 20 Axial force share ratio of the FRMs

치가 20 N-m이지만, 이와는 달리 전체 에너지 소산량 증가율의 측면에서는 변동성분 수준 4~6에 해당되는 진폭의 경우에는 최적 토크치는 40 N-m라고 할 수 있다.

비록 앞의 Fig. 18에서와 같이 슬롯형 마찰감쇠기에 의한 에너지 소산량이 차지하는 비중은 40 % 이하에 머물고 있으나 이 보강재의 설치를 통해 2배 이상의 에너지 소산량 증가효과를 거둘 수 있으므로 목적한 효과를 획득한 것으로 볼 수 있다. 보강재와 본체의 접합부를 보완한다면 슬롯형 마찰감쇠기에 에너지 소산량이 집중되어 성능향상이 예상된다.

4.4 마찰형 보강기구의 축력분담률

마찰형 보강기구는 마찰에 의해 구조물의 진동에너지를 소산시킴으로써 구조물에 작용하는 동적하중을 저감시키는 역할도 하지만 주주재의 축력을 분담함으로써 구조적 안전성을 증진시키는 역할도 한다. 슬롯볼트형 마찰감쇠기에 가해주는 토크를 증가시킬수록 슬립발생이 억제되고 마찰력의 크기가 커지기 때문에 그에 따른 마찰형 보강기구에 의한 축력 분담율은 상승하게 된다. 그러나 지나치게 큰 토크는 진동에너지의 소산이라는 측면에서 불리하기 때문에 양자의 종합적인 효과를 극대화할 수 있는 토크를 결정하는 것이 중요하다.

보강재에 의한 주주재 축력의 분담률을 압축력과 인장력으로 구분하여 Fig. 20에 나타내었다. 기본적으로 토크의 증가는 슬립의 발생을 억제하기 때문에 분담률이 높아져야하며, 보강재와 주주재의 단면이 동일하기 때문에 이상적으로는 분담률이 50 %에 도달해야 한다. 또한 주주재와 비교하여 마찰형 보강기구에서는 이론상 슬롯볼트형 마찰감쇠기 부분의 마찰력 이상으로 축력을 분담할 수 없기 때문에 진폭이 증가할 수록 분담률이 낮아지는 것을 확인할 수 있다.

그러나 Fig. 15(f)에서 볼 수 있듯이 토크 60 N-m에서는 슬롯볼트형 마찰감쇠기의 에너지 소산량이 0에 가깝기 때문에 거의 슬립이 발생하고 있지 않으며 이 경우에 축력의 분담률은 50 %에 가까워야 하나 30 %를 넘지 못하고 있음을 Fig. 20으로부터 확인할 수 있다. 이는 보강재와 주주재 사이의 접합에 사용된 볼트수가 충분치 못하여 발생한 결과로 생각되며 따라서 축력분담률의 증가를 위해서는 충분한 볼트접합이 필요하다.

5. 결 론

이 연구에서는 에너지 소산을 통해 송전철탑의 풍진동을 저감하기 위한 마찰형 보강기구의 이력거동을 파악하기 위하여 마찰형 보강기구 특성실험과 송전철탑의 축소부분구조 실험을 수행하였다. 마찰형 보강기구 특성실험 결과 정밀한 면가공의 황동판을 마찰재로 이용함으로써 예측가능하고 안정적인 이력거동을 얻을 수 있고 부식을 방지하기 위한 아연도금은 안정적 이력거동의 관점에서 볼 대 부적합함을 확인하였다.

송전철탑의 1/2 스케일 2차원 평면 실험체를 제작하고 마찰형 보강기구를 설치하여 반복하중에 대한 이력거동 특성을 확인하였다. 반복하중의 진폭이 커질수록 실험체의 에너지 소산량은 증가했다. 그러나 최대정지마찰력을 조절할 수 있는 토크의 크기에 따른 에너지소산량은 토크 40N-m일때 최대값을 보이고 이후 점차 감소하는 것으로 나타났다. 주주재와 보강재의 축력 분담률의 경우 보강재는 이론적으로 50 %에 가까워야 하나 30 %를 넘지 못하였다. 이는 보강재와 주주재 사이의 접합부에서 충분한 응력전달이 되지 않기 때문으로 사료된다. 이 논문의 실험결과 마찰형 보강기구 설치 시 송전철탑의 에너지 소산량이 2배 이상 증가하였으나 마찰형 보강기구의 슬롯접합부에 에너지 소산량이 집중되지 못한 것으로 나타났다. 에너지 소산량이 설계자에 의해

조절 및 예측 가능하도록 슬롯형 마찰감쇠기에 에너지 소산량이 집중될 수 있게 주주재와 보강재의 접합부 디테일을 구성 할 필요가 있다.

후 기

이 연구는 건설교통부가 출연하고 한국건설교통기술평가원에서 위탁시행 한 건설핵심기술연구개발사업 과제번호 (C103A2000010-05A0200-00510)와 과학기술부/한국과학재단 우수연구센터육성사업(R11-200 2-101-03004-0)의 지원으로 수행되었으며 이에 감사드립니다.

참 고 문 헌

(1) KEPCO, 2004, Evaluation of the Retrofitting Methods for Transmission Tower Body.

(2) Albermani, F., Marhendran, M., Kitipornchai, S., 2004, "Upgrading of Transmission Towers Using a Diaphragm Brace System", Engineering Structures, Vol. 26, pp. 753~754.

(3) Battista, R. C., Rodrigues, R. S., Pfeil, M. S., 2003, "Dynamics Behavior and Stability of Transmission Line Tower under Wind Forces", Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, Vol. 91, pp. 1051~1067.

(4) Kilroe, N., 2000, "Aerial Method to Mitigate Vibration on Transmission Towers", 2000 IEEE 9th International Conference on, pp. 187~194.

(5) Xu, Y. L., Qu, W. L. and Chen, Z. H., 2001, "Control of Wind-excited Truss Tower Using Semiactive Friction Damper", Journal of Structural Engineering, ASCE, Vol. 127, No. 8, pp. 861~868.

(6) Qu, W. L., Chen, Z. H. and Xu, Y. L., 2001, "Dynamic Analysis of Wind-excited Truss Tower with Friction Dampers", Computers and Structures, Vol. 79, pp. 2817~2831.

(7) Markiewitz, M., 1995, "Optimum Dynamic Characteristics of Stockbridge Dampers for Dead-end Spans", Journal of Sound and Vibration, Vol. 188, No. 2, pp. 243~256.

(8) Tesar, A. and Kuglerova, J., 2000 "Tuned Vibration Control of Overhead Line Conductors", International Journal for Numerical Methods in Engineering, Vol. 48, pp. 1215~1239.

(9) Diana, G., Cigada, A., Belloli, M. and Vanali, M., 2003, "Stockbridge-type Damper Effectiveness Evaluation: Part I - Comparison Between Tests on Span and on the Shaker", IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. 18, No. 4, pp. 1462~1469.

(10) Diana, G., Manenti, A., Pirotta, C. and Zuin A., 2003, "Stockbridge-type Damper Effectiveness Evaluation: Part II - The Influence of the Impedance Matrix Terms on the Energy Dissipated", IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. 18, No. 4, pp. 1470~1477.

(11) KEPCO, 2004, Design Standard for Transmission Towers, Korean Electrical Power.

(12) Architectural Institute of Korea, 2005, Koean Building Code-structural.

(13) MIDASIT, MIDAS Gen Analysis & Design Manual, 2004, MIDAS Information Technology Coorporation.

(14) Soong, T. T. and Dargush, G. F., 1997, Passive Energy Dissipation Systems in Structural Engineering, Wiley & Sons.

(15) Norton, R. L., 2000, Machine Design, Prentice-Hall.