

# 송전철탑의 내풍성능 향상을 위한 마찰형 보강기구 실험

## Experiment of Friction-type Reinforcing Members for Upgrading Wind-Resistant Performance of Transmission Towers

박지훈\* · 문병욱\*\* · 민경원†

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

Key Words : Wind Response, Wind Load, Transmission Tower, Friction Damper

### ABSTRACT

A friction-type reinforcing member (FRM) is proposed for the purpose of upgrading wind resistant performance of a transmission tower and verified through cyclic loading tests. First, suitable install scheme of the FRM is investigated through numerical analysis. Main-post-reinforcing type and X-brace type installation schemes are examined, and numerical analysis shows that the former is more effective due to the vertical cantilever type behavior of the transmission tower. Based on this result, two types of the FRM's, dissipating energy in slotted bolted connections, are proposed. The one utilizes the relative displacement between the FRM and the main post, and the other utilizes that between the separated angles consisting of the FRM as a slip deformation of the slotted bolted connection. Proposed FRM's are installed on each main post of the 1/2 scale substructure models of an actual transmission tower body. From cyclic loading tests, the latter type of the proposed FRM's dissipates energy more effectively and its slip load is controlled by applied torque well, and shares considerable amount of the axial force in the main post.

### 1. 서 론

다양한 지형조건에 설치되는 송전철탑은 지형특성에 따른 급격한 기류변화로 인하여 풍하중의 동적성분이 크게 증가된다. 기존 실무에서는 송전철탑의 내풍보강을 대부분 정적거동의 관점에서 접근하여 단면증대 또는 부재증설에 의한 좌굴길이 저감 등의 방법이 사용되고 있다.<sup>1)</sup> 그러나 풍하중에서 동적성분이 큰 부분을 차지하는 경우에는 정적 관점에서의 보강방법에 더하여 송전철탑의 진동감쇠 성능을 향상시킴으로써 보다 효과적으로 송전철탑의 내풍안정성을 제고할 수 있을 것으로 사료된다.

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

F. Albermani 등은 기존 철탑의 보강을 위해 브레이스 대신 면외거동을 구속하는 다이아프레이밍 형식의 보강방법을 제시하고 그 성능을 실험적으로 확인하였다.<sup>2)</sup> Battista 등은 송전선-송전철탑 통합구조물의 동적특성을 파악하고 풍응답 저감을 위해 진자형 감쇠장치를 설치하여 해석적으로 진동저감 성능을 확인하였다.<sup>3)</sup> Kilroe는 송전철탑 암(arm) 부재의 풍진동 제어를 통해 피로 현상을 저감하기 위한 방안으로 해당 부재에 제진장치를 설치하여 부재교체와 같은 기존의 보강방법에 비하여 저비용으로 철탑의 제진성능을 확보하였다.<sup>4)</sup> Xu 등과 Qu 등은 트러스 형식의 TV 타워의 풍진동을 저감시키기 위한 마찰감쇠기의 제진성능을 수치해석을 통해 입증하였으며, 수동형 보다 능동형 마찰감쇠기가 하중에 대한 적응성이 우수함을 보였다.<sup>5) 6)</sup> 그러나 이들의 연구는 구체적인 설치형식에 대한 연구가 결여되어 있다. 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,

† 단국대학교 건축공학과 교수  
E-mail : kwmin@dankook.ac.kr  
Tel: (02)709-2731, Fax: (08) 749-8653

\* 인천대학교 건축공학과 전임강사

\*\* 단국대학교 건축공학과 박사과정

그 대책으로서 동조질량 감쇠기의 일종인 stockbridge 댐퍼가 이미 널리 사용되고 있다.<sup>7) 8) 9) 10)</sup>

본 연구는 송전철탐의 동적응답 저감을 위해 에너지소산에 의한 우수한 진동 감쇠 성능을 갖는 보강기구를 개발하고, 그 효과를 실험적으로 검증하는 것을 목적으로 한다. 마찰형 감쇠기는 송전철탐에 적용하는데 있어서 다수의 장점을 가지며 대표적인 것으로는 안정적인 이력거동을 얻을 수 있고, 슬롯 볼트 형식으로 철탐조 구조물에 설치하기 용이하며, 에너지 소산 성능이 온도의 영향을 거의 받지 않는다는 점 등이 있다. 반면에 볼트의 풀림 현상이나, 마찰면의 부식과 같은 단점은 향후 보완해야 할 사항이다. 또한 태풍과 같은 강풍은 장시간 지속될 수 있으며 구조물의 피로 현상을 유발하기 때문에 하중 지속시간 동안 진동 감쇠 성능을 유지하기 위해서 마찰형 보강기구의 마찰 계수가 갖는 내구성에 관한 시험이 이루어져야 할 것이다.

본 연구에서는 먼저 송전철탐 부분구조의 1/2 축소 실험체를 설계, 제작하였다. 마찰형 보강기구의 개발을 위해서 먼저 수치해석을 통해 마찰형 보강기구의 적절한 설치위치를 파악하였다. 이를 통해 상대적으로 우수한 에너지소산 효과를 가지는 것으로 판명된 주주재 보강형식을 갖는 2종류의 마찰형 보강기구를 개발하였다. 보강기구의 제진성능 검증을 위해 보강기구 자체의 성능시험과 보강기구가 설치된 송전철탐 부분구조 실험체의 반복하중 재하시험을 수행하였고, 이를 통해 마찰형 보강기구의 이력곡선 형상, 보강재의 부재력 분담률 및 에너지 소산량 등을 분석하였다.

2. 실험 조건

2.1 실험체

실험체로 선정된 철탐은 154kV급 B2-Type으로 철탐의 높이는 38.1m이다. 철탐의 도면은 그림 1과 같다. 실험체는 실험실의 규모를 반영하여 전체 송전철탐 중간부분의 2개 절간에 해당되는 부분을 선택하고 1/2로 축소하여 제작하였다. 그러나 복재의 경우에는 원래 단면의 1/4에 해당되는 규격단면을 구하기 힘들어서 근사한 최소 규격의 단면을 사용하였다. 실험체의 예비해석에서 확인된 복재의 최대축력은 주주재의 최소축력의 4.5%에 미달되는 작은 값을 갖기 때문에 상사비율의 부정확성이 마찰형 보강기구의 성능에 미치는 영향은 크지 않다고 판단하였다. 원구조물과 축소 실험체의 부재 규격은 표 1과 같다. 원 송

전철탐에 사용된 볼트는 M20 철탐용 아연도금 볼트로서 1/2 축소한 사이즈의 볼트는 규격품이 생산되지 않아 M16 규격을 사용하였다. 실험체와 상하부 지그는 예상치 못한 응력집중에 대비하여 보강용 플레이트를 덧댄 뒤 용접하였다.

표1. 부재 규격

Original Member		Reduced Member		Area Ratio (1) ÷ (2)
Dimension (mm)	Area (1) (cm <sup>2</sup> )	Dimension (mm)	Area (2) (cm <sup>2</sup> )	
HL 150×12	34.8	L 75×6	8.73	0.25
L 65×6	7.54	L 60×4	4.69	0.62
L 60×4	4.64	L 30×4	3.49	0.75
L 50×4	3.84	L 45×4	3.49	0.91

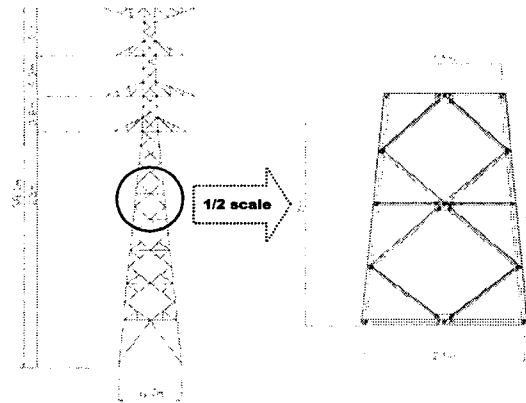


그림 1. 원 송전철탐과 1/2 부분 축소 실험체

2.2 하중 및 측정 계획

송전철탐하중시험은 일반적으로 실규모 송전철탐에 가력지점별로 와이어를 연결하여 하중을 재하한다. 그러나 본 연구에서는 송전철탐의 일부분에 해당되는 실험체를 대상으로 반복가력 시험을 하기 위해 유압식 가력기를 이용하였으며 실험체와 가력기의 배치도는 그림 2와 같다. 원구조물의 상부구조에 의해 실험체 상단부에 전달되는 휨모멘트와 수평전단력을 재하하고 상호간의 비율을 맞추기 위하여 두 개의 유압식 가력기와 삼각형 지그를 사용하였다. 그림 3에 나타난 바와 같이 지그의 수직반력  $Fy1$ 과  $Fy2$ 에 의해 휨모멘트  $M$ 이 작용하고, 수평반력  $Fx1$ 과  $Fx2$ 에 의해 수평전단력  $V$ 가 작용하게 된다. 제거된 축소실험체의 상부구조에 작용하는 설계하중의 합력은 실험체 상단부에서 8 m 높이에 작용하지만 실험체 상단부에서 상부 가력기까지의 거리는 2 m에 불과하여 가력기의 하중을 크게 증가시켜야 한다. 그러나 이는 수평전단력의 증가를 가져오므로 하부가력기를 사용하여 이를 상쇄시켜 주었다.

하중제하는 변위제어 방식을 사용하였으며, 한국전력 송전철탄설계기준에 의거하여 송전선과 직각인 풍향에 대한 설계하중을 계산하고 실험체에 대한 구조해석을 통해 강제변위량을 계산하였다.<sup>11)</sup> 이에 기초한 상부가력기에 대한 하부가력기의 변위는 약 40%이었다. 평균풍하중을 재하한 상태에서 변동풍하중에 대한 마찰형 보강기구의 거동 및 에너지 소산성능을 평가하기 위해 강제변위에서 두 성분의 비중을 결정해야 한다. 한국전력의 송전철탄설계기준에서는 풍하중에 의한 평균변위와 최대변위 사이의 비를 나타내는 가스트영향계수(gust effect factor)를 정의하고 있지 않기 때문에 건축물 하중기준을 참고하여 최대치인 2.5를 가정하였다. 한국전력 송전철탄 설계기준에 의거한 상부가력기 최대변위는 8.0 mm이며, 가스트영향계수 2.5를 적용하면, 상부가력기의 평균풍하중에 대응되는 변위는 3.2mm, 변동풍하중에 대응되는 진폭은 4.8mm가 되어야 한다. 그러나 마찰형 보강기구에서 슬립이 발생한 이후에는 변위응답이 증가됨을 고려하여 변동진폭의 비중을 상향조정하였다. 실험에 적용된 반복강제변위는 그림 4와 같다. 상부가력기의 평균변위는 2.0 mm, 진폭은 1.2 mm 부터 6.0 mm 까지 3사이클마다 총 5회에 걸쳐 증가시켰으며 하부가력기의 변위로는 앞서 언급한 바와 같이 상부의 40%를 적용하였다.

실험체의 수평변위와 마찰형 보강기구의 슬립량을 측정하기 위해 지그 주변과 마찰형 보강기구에 LVDT를 설치하였다. 스트레인 게이지는 그림 5와 같이 주주재와 보강재로 사용된 L형강의 양쪽 leg의 단부와 중앙 모서리의 세 곳에 부착하여 이들 부재의 축력 및 휨모멘트를 얻는데 활용하였다. 설치가 완료된 실험체 및 가력기의 전경은 그림 6과 같다.

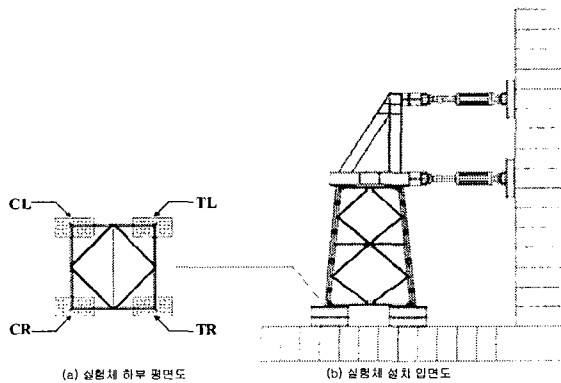


그림 2. 실험체 및 가력기 구성도

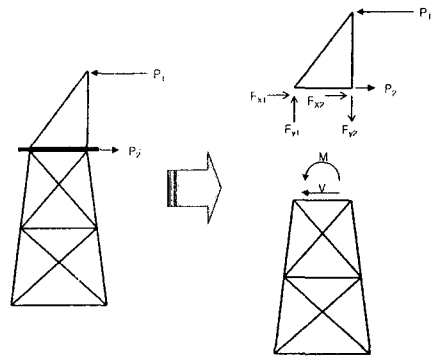


그림 3. 지그 반력에 의한 하중 전달

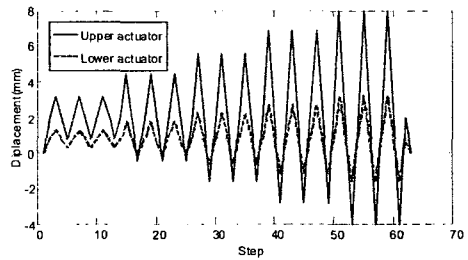


그림 4. 반복하중 강제변위

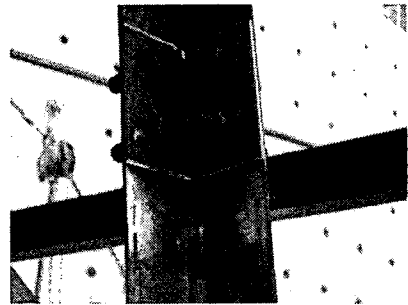


그림 5. 주주재에 부착된 스트레인 게이지

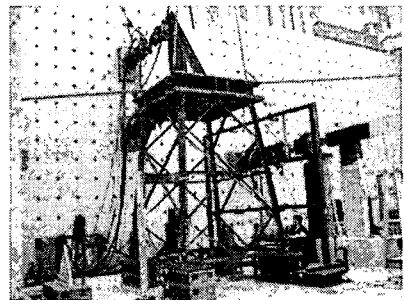


그림 6. 실험체 및 가력기 전경

### 3. 마찰형 보강기구의 설치형식

마찰형 보강기구의 설치위치 및 형태를 결정하기 위해서 주주재 보강형과 X-가새형의 마찰형 보강기구를 실험체의 수치해석모델에 부가하여 그 성능을

비교하였다. 송전철탑 실험체 및 보강기구는 L형강의 단면을 갖는 보요소로 모델링하였으며 상부 지그는 상대적으로 강성이 크므로 강체연결기구(rigid link)로 가력절점과 실험체를 연결하였다. MIDAS Civil을 사용하여 모델링 및 해석을 수행하였으며, 그림 7 (a)와 (b)는 각각 주주재 보강형과 가새형 보강기구가 설치된 수치해석 모델이다.<sup>13)</sup> 주주재 보강형의 경우에 실험체의 1/8 및 7/8 높이에 해당되는 주주재 상의 두 절점을 하나의 보강재로 연결하였다. X-가새형의 경우에는 기존 복재와 동일한 위치에는 설치할 수 없으므로 엇갈리게 설치하였다. 보강재의 단면은 공통적으로 실험체 주주재의 단면과 동일한 L형강으로 가정하였고, 보강기구의 마찰감쇠 특성을 모델링하기 위해 항복후 강성이 0인 이선형 이동경화형 소성힌지(bi-linear kinematic hardening plastic hinge)를 갖는 것으로 가정하였으며 항복강도는 6 kN으로 가정하였다. 하중은 설계하중의 150%를 적용하였다.

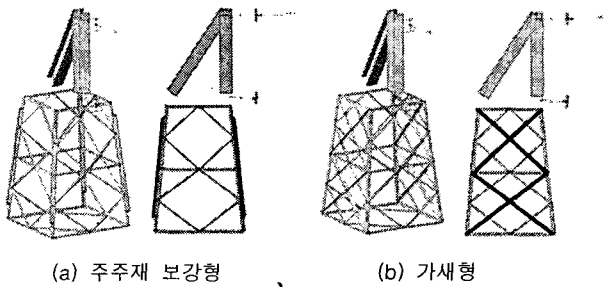


그림 7. 보강기구가 설치된 실험체의 수치해석 모델

그림 8은 수평하중의 합력과 실험체 최상부 수평변위 사이의 관계를 나타낸다. 주주재 보강형의 경우에 상당한 양의 에너지가 소산되고 있으나 X-가새형의 경우에 에너지소산이 전혀 발생하지 않고있음을 확인할 수 있다. 이는 송전철탑의 거동이 캔틸레버 보의 휨거동과 유사하여 주주재가 대부분의 하중에 대해서 저항하기 때문에 주주재 보강형은 항복강도에 도달하는 반면에 복

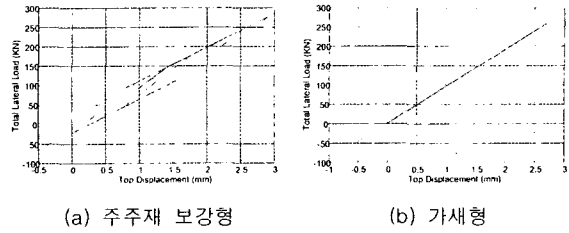


그림 8. 수치해석에 의한 반복 재하 시 수평하중 합력과 최상부 변위의 하중-변위 곡선

재는 하중의 분담률이 낮아서 항복강도에 도달하지 못했기 때문이다. 결과적으로 이후의 마찰형 보강기구의 개발 및 검증에 있어서 에너지소산능력이 우수한 것으로 판명된 주주재 보강형식을 채택하였다. 특히 주주재 보강형은 주주재의 외곽에 설치하여, 기존 복재로 인해 설치에 방해받지 않는다는 시공상의 장점도 가진다.

#### 4. 마찰형 보강기구 상세

본 연구에서 제시하는 마찰형 보강기구는 일부분에 슬롯볼트접합부(slotted bolted connection)가 채택되어 접합부의 슬립이 발생하기 전에는 부재 증설의 효과를 갖고, 슬립이 발생하면 에너지 소산효과가 추가된다. 슬롯볼트접합부는 이중전단을 받는 일반적인 볼트접합부의 중앙 플레이트에 원형 볼트구멍 대신에 슬롯형 볼트구멍을 만들어서 볼트가 전단력을 받지 않고 외측 플레이트와 함께 미끄러질 수 있도록 고안된 형태를 갖는다. 따라서 마찰에 의한 에너지 소산은 외측 플레이트와 함께 움직이는 마찰재와 내측 플레이트 사이에서 발생하게 되며 Coulomb 감쇠를 가정하면 최대마찰력은 플레이트 사이의 수직항력과 마찰계수에 비례하게 된다. 따라서 볼트의 토크(torque)를 통해 보강기구의 슬립하중을 조절할 수 있다. 마찰재로서는 철판과 조합되었을 때 안정적인 이력거동을 보이는 것으로 알려진황동판이 사용되었다.<sup>14)</sup>

앞서 수치해석을 통해 확인된 바와 같이 마찰형 보

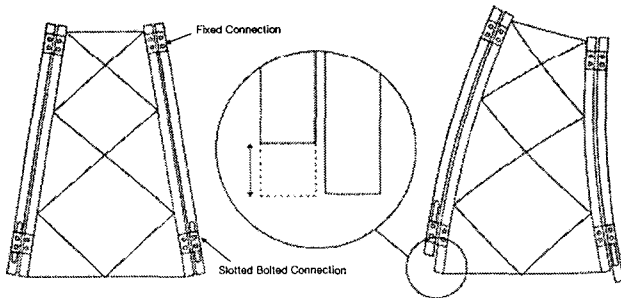


그림 9. A형 마찰형 보강기구의 거동 원리

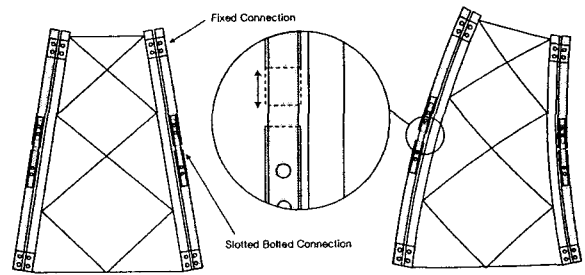
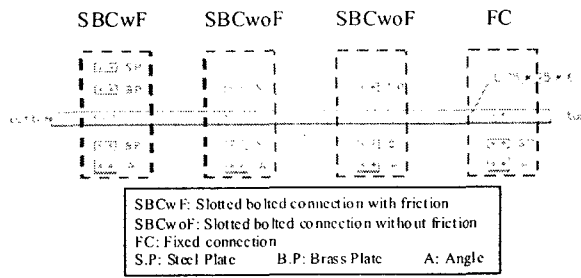
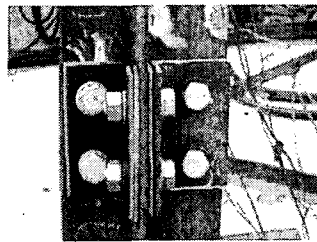


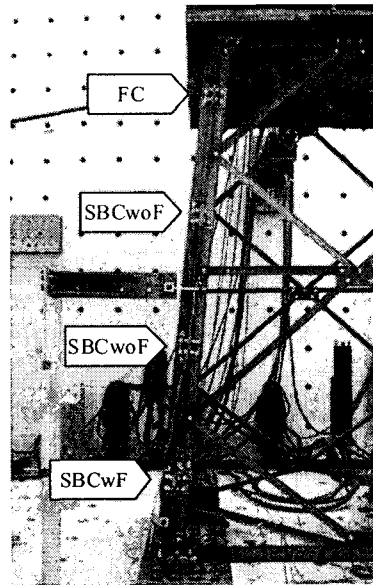
그림 10. B형 마찰형 보강기구의 거동 원리



(a) Component

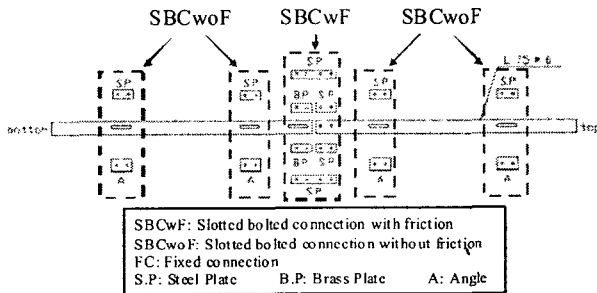


(b) Slotted bolted connection

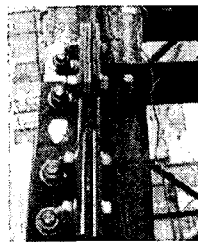


(c) Appearance of the installed FRM

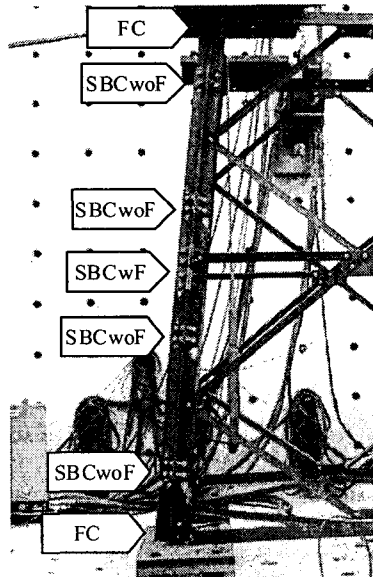
그림 11. A형 마찰형 보강기구 상세 및 설치형상



(a) Component



(b) Slotted bolted connection



(c) Appearance of the installed FRM

그림 12. B형 마찰형 보강기구 상세 및 설치형상

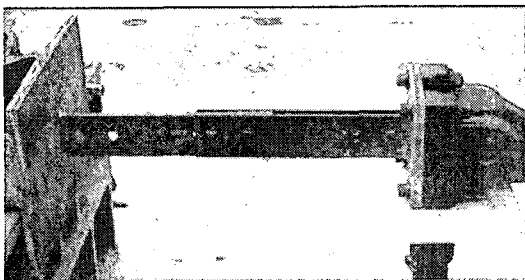


그림 13. 마찰재 특성 실험용 실험체

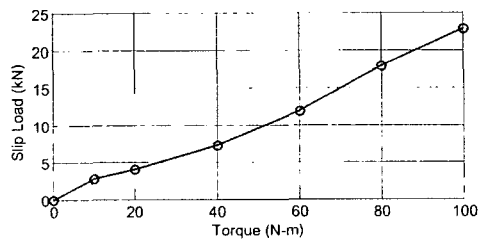


그림 14. 토크-슬립하중 관계

강기구를 주주재에 설치하는 것이 유리하며 본 연구에서는 슬롯볼트접합부를 A형, B형 두 가지 설치형식을 제시하고 실험을 통해 그 성능을 비교평가 한다. A형은 보강재의 상단부를 주주재와 고정접합하고 하단부에는 슬롯형 볼트구멍을 뚫고 이 곳에 슬롯볼트 접합부를 설치하였으며, 보강재 하단부와 인접한 주주재 사이의 상대변위가 마찰재에 발생하는 슬립변위로 이용된다. B형은 보강재를 둘로 나누어서 구조물의 상하 단부에서 각각 고정접합하고 자유단이 되는 중앙부에 슬롯볼트접합부를 설치하여 상하부 보강재를 연결하며 둘 사이의 상대변위를 슬립변위로 이용한다. 그림 9 및 10은 송전철탐에 힘변형 발생 시의 A형과 B형 보강기구의 거동원리를 각각 나타낸다. 그림 11 및 12는 각각 A형 및 B형 보강기구의 구성과 설치형상을 나타낸다. 여기서 'SBCwoF'로 표기한 슬롯볼트형 접합부는 좌굴을 방지하기 위한 것으로서 황동판이 삽입되지 않으며 볼트의 토크를 작게 하여 'SBCwF'로 표기한 황동판이 들어가는 슬롯볼트접합부에서 집중적으로 큰 슬립이 일어날 수 있도록 하였다.

5. 반복하중 재하실험 결과

5.1 마찰재 특성실험

본 연구에서는 본 실험에 들어가기에 앞서 마찰재로 사용된 황동판과 철판 사이의 토크-슬립하중 관계를 실험적으로 구하였다. 황동판의 크기는 실제 제작된 마찰형 보강기구에 사용된 것과 동일한 규격을 갖고 볼트 구멍은 2개가 뚫려 있으며, 2중 전단 형식의 철판 사이에 삽입된다. 마찰재 특성 실험용 실험체의 설치형상은 그림 13과 같다. 이론적으로 토크와 슬립하중은 선형비례 관계가 있다.15) 본 실험에서 얻어진 토크-슬립하중 관계는 그림 14와 같으며 이론과 마찬가지로 거의 선형비례관계를 가짐을 볼 수 있다.

5.2 하중-변위 곡선

그림 15 및 16은 수평하중의 합과 실험체 상단부 수평변위 사이의 관계를 각각 A형 마찰형 보강기구 설치 시와 B형 마찰형 보강기구 설치 시로 나누어서 나타내고 있으며 마찰형 보강기구 설치 시 슬롯볼트 접합부에 가해지는 토크는 공통적으로 0, 20, 40 및 60 N-m를 적용하였다. 토크가 0 N-m인 경우는 마찰형 보강기구가 설치되지 않은 경우로 생각할 수 있다. 그림 15 (a) 및 16 (a)로부터 보강기구를 설치하지 않은 원래의 송전철탐에서도 이력거동에 의한 에

너지 소산이 발생함을 알 수 있다. 가력에 적용된 하중이 안전률이 고려된 설계하중 수준이고 예측된 변형도가 항복변형도를 넘지 않았기 때문에 부재의 소성변형이 발생하지는 않았다고 할 수 있으므로 에너지 소산은 일반 부재들 간에 볼트접합부의 슬립에 의해서 발생한 것으로 보인다. 그림 15로부터 A형 마찰형 보강기구를 설치함으로써 에너지 소산량이 증가하는 것을 볼 수 있으며, 토크의 증가에 따른 소산량 변화는 크지 않음을 관찰할 수 있다. 강성의 경우에 슬립 발생 이전과 후의 강성이 큰 차이를 나타내나 전체적인 유효강성의 변화는 크지 않은 것으로 판단된다. 그림 16에서도 유사한 경향을 관찰할 수 있으나 A형과 비교하면 B형 마찰형 보강기구 설치 시의 에너지 소산량 증가의 정도가 더 뚜렷하고, 토크 값에 따른 에너지 소산량의 민감도 역시 B형이 더 우수하다.

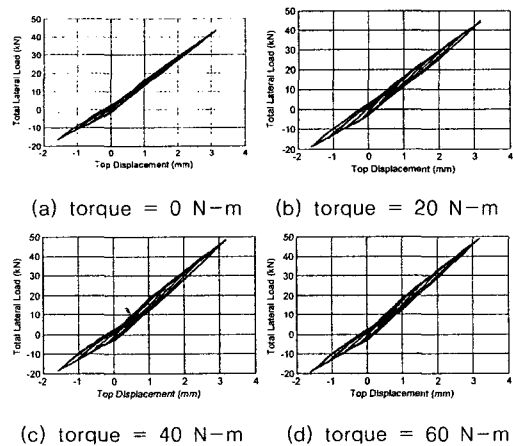


그림 15. 수평하중-최상부수평변위 곡선 (A형 설치 시)

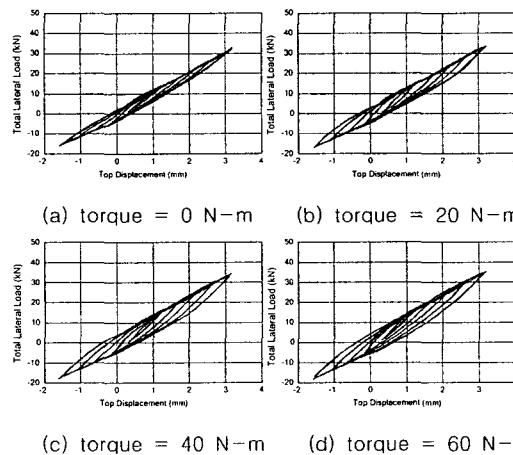


그림 16. 수평하중-최상부수평변위 곡선 (B형 설치 시)

5.3 마찰형 보강기구의 이력거동

마찰형 보강기구 가운데 그림 2의 CR 주주재에 부착된 것의 축방향 힘-변위 관계는 타입 별로 각각 그림 17 및 18과 같다. 변위는 LVDT를 통해서 측정된 것이고 단면에 작용하는 축력은 스트레인 값과 사용된 강재의 탄성계수를 통해서 계산한 값이다. Type B는 Coulomb 마찰에 가까운 이력곡선의 형상을 갖는다. 그러나 인장력과 압축력을 받을 때의 슬립하중에 차이가 발생하고 있는 점은 보강재에 약간의 비틀림이 있는 상태이기 때문에 마찰재와 보강재가 평행하게 접촉되지 못한 데 원인이 있는 것으로 보인다. 반면에 Type A는 슬립이 발생한 이후에도 상당한 강성을 가지며, 항복 후 기울기가 변위의진폭이 증가함에 따라 점차 감소함을 볼 수 있다. 이는 마찰면에 작용하는 마찰력과 보강재에 작용하는 축력 사이의 편심으로 인해 슬롯볼트형 접합부에서 휨 또는 비틀림 변형이 발생하고 그로 인해 마찰면 사이의 수직항력이 변화하여 복잡한 거동이 야기되는 데 기인한 것으로 추측된다.

이력곡선의 루프가 수직으로 평행이동하기 때문에 변위가 증가하는 부분과 감소하는 부분의 높이를 통해 슬립하중을 근사적으로 계산하고 마찰재 특성실험 결과인 그림 14와 비교하면 표 2와 같다. 송전철탑 부분구조 모델에 설치된 마찰형 보강기구는 황동판이 4장 들어가 있기 때문에 2장을 사용한 마찰재 특성실험 결과와 비교하기 위해 2로 나눈 값을 마찰재 특성실험 결과와 비교하였다. 표 2에서 볼 수 있듯이 A형은 토크의 증가에 따라 슬립하중이 충분히 증가되지 못하는 반면에 B형은 슬립하중이 충분히 증가하였으며 마찰재 특성실험 결과와 비교적 잘 일치하였다.

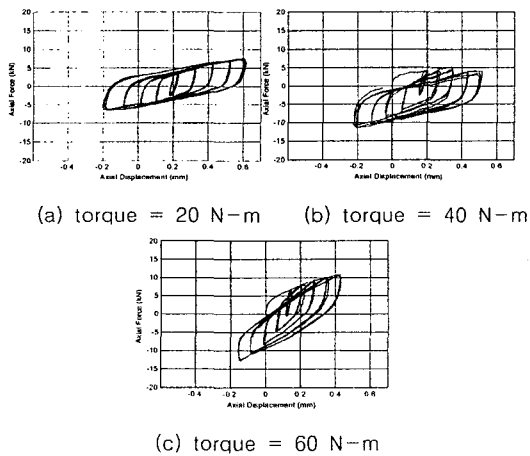


그림 17. 주주재 CR에 부착된 A형 마찰형 보강기구의 이력거동

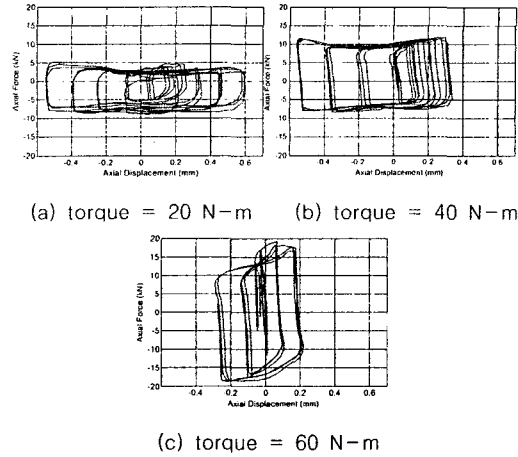


그림 18. 주주재 CR에 부착된 B형 마찰형 보강기구의 이력거동

표 2. 슬립하중 비교 (괄호안은 마찰재 실험 대비 오차율)

Torque (N-m)	20	40	60	
Slip Load Test (kN)	4.1	7.4	12.0	
1/2 Scale Substructure Test (kN)	Type A	3.9 (-5)	4.0 (-46)	5.0 (-58)
	Type B	3.9 (-5)	8.6 (+16)	15.1 (+26)

5.4 에너지 소산량 분석

마찰형 보강기구를 사용하는 1차적인 목적은 에너지 소산에 의한 동적응답 저감이다. 여기서는 전체 에너지 소산량을 송전철탑에 의한 부분과 마찰형 보강기구에 의한 부분으로 나누어서 비교한다. 전체 에너지 소산량은 가력기의 하중-변위 관계로부터 구하였으며, 마찰형 보강기구에 의한 에너지 소산량은 각각의 가력기에 대한 하중-변위 곡선으로부터 구하였다. 송전철탑에 의한 에너지 소산량은 전체 에너지 소산량에서 보강기구에 의한 에너지 소산량을 뺀 값이며, 실험 도중에 육안으로 관찰된 볼트 접합부의 슬립 등에 기인하는 것으로 보인다. 강재변위의 변동성분 진폭 별로 1 사이클 당 에너지 소산량을 A형 및 B형에 대해서 각각 그림 19와 20에 나타내었다. A형의 경우에는 송전철탑 실험체에 의한 에너지 소산량보다 마찰형 보강기구에 의한 에너지 소산량이 작다. 특히 토크를 증가시킬수록 마찰형 보강기구에 의한 에너지 소산량의 비중이 줄고 송전철탑 실험체의 에너지 소산량 비중이 증가하고 있다. 이는 표 2에서 나타낸 바와 같이 토크를 증가시켜도 슬롯볼트접합부의 슬립하중이 충분히 증가하지 않기 때문이다. B형의 경우에는 변위가 증가할수록 마찰형 보강기구에 의한 에너지 소산량이 송전철탑 모델에 의한 소산량보다 빠

른 속도로 증가하여 송전철탄의 에너지 소산량을 넘어서는 경향을 관찰할 수 있다. 특히, 이 경향으로 미루어 볼 때 실험에 적용된 것 이상으로 변위가 증가되면 마찰형 보강기구에 의한 에너지 소산량이 송전철탄 실험체에 비하여 크게 증가할 것을 예상할 수 있다.

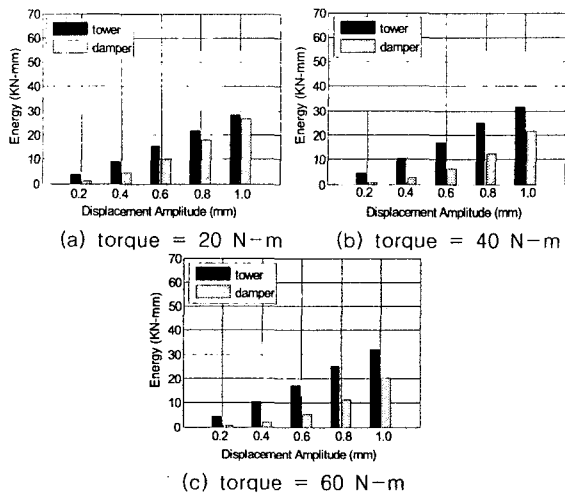


그림 19. A형 마찰형 보강기구의 송전철탄 실험체의 에너지 소산량

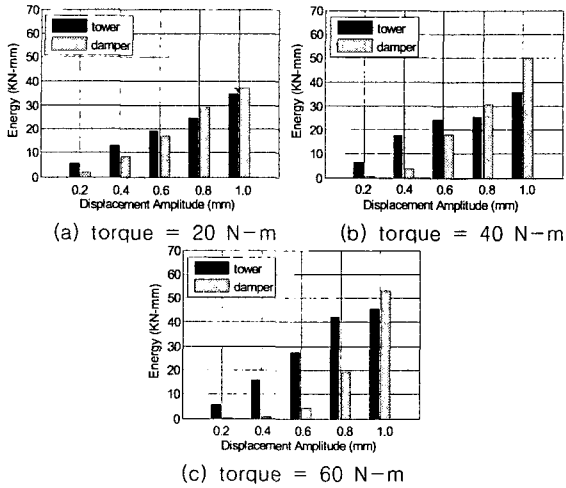


그림 20. B형 마찰형 보강기구의 송전철탄 실험체의 에너지 소산량

### 5.5 마찰형 보강기구의 축력분담률

보강기구의 설치목적은 에너지 소산뿐만 아니라 궁극적으로는 주구조물의 부재력을 경감시키는데 있으므로 주구조체에 설치되는 마찰형 보강기구는 감쇠효과뿐만 아니라 축력의 분담효과가 높을수록 성능이 우수하다고 할 수 있다. 표 3은 반복하중의 최종 사이클에서의 마찰형 보강기구에 의한 축력분담률로서 보

강재의 축력을 보강재 및 주구조체의 축력의 합으로 나눈 값이다. 위치는 그림 2에 나타난 바와 같다. 토크가 증가함에 따라 슬립하중의 크기가 증가하여 마찰형 보강기구의 축력분담률이 증가해야 하지만 A형은 그렇지 못함을 알 수 있다. 이는 실제 설치된 마찰형 보강기구의 슬립하중이 그림 14와 달리 토크와 선형 비례관계를 이루지 못하는 데서 발생하는 것으로서 슬립볼트 접합부의 초기 비틀림 변형과 하중 재하시의 휨 변형으로 인해 수직항력의 결손이 발생하는 것으로 보인다. 위치에 따라서도 축력의 분담률이 상이함을 볼 수 있는데 이는 수직항력의 결손이 위치에 따라서 상이함에 따른 것으로 보인다. B형의 경우에는 축력분담률이 위치에 따라서 최대 46%, 평균 37%에 달하여 A형에 비해 축력 분담률이 우수하다. 실험 결과로 볼 때, 적절한 토크를 설정함으로써 단면 증대효과 역시 충분히 얻을 수 있음을 알 수 있다.

표 3. 변위 진폭 1.0 mm인 경우의 보강재의 축력분담률 (%)

Type	A			B		
Torque Location	20 N-m	40 N-m	60 N-m	20 N-m	40 N-m	60 N-m
CL	9	28	21	14	16	32
CR	9	30	29	12	17	41
TL	11	6	15	10	23	46
TR	4	6	4	5	20	29
Average	8	18	17	10	19	37

### 6. 결론

본 연구에서는 에너지 소산을 통해 송전철탄의 풍진동을 저감하기 위한 목적으로 마찰형 보강기구를 제안하였다. 수치해석을 통해 마찰형 보강기구를 일반적인 X-가새 형태로 설치하는 것 보다 주구조 측면에 설치하는 것이 효과적임을 확인하였다. 제안된 마찰형 보강기구는 안정적 이력거동을 하는 황동판을 마찰재로 사용한 슬롯볼트접합부가 주구조 측면의 보강재에 설치되는 형태를 갖는다. 슬롯접합부의 설치 위치 및 형태에 따라 두 가지 형태의 보강기구를 제안하였으며 A형은 보강기구와 주구조 사이의 상대변위를 이용하고, B형은 분리된 두 보강기구 사이의 상대변위를 이용하여 에너지를 소산시킨다. 제안된 보강기구를 154 kV급 송전철탄의 1/2 스케일 부분구조 실험체에 설치하고 실험적 검증을 수행하였다. B형은 슬롯볼트접합부에 가해진 토크에 의해서 에너지 소산량이 잘 조절되는 반면에 A형은 마찰재의 특성실험에



서 얻어진 토크-슬립하중 관계가 잘 맞지 않고 에너지 소산량도 예상보다 불충분하였다. 축력의 분담률에 있어서도 최대진폭을 갖는 사이클에서 B형 보강기구는 최대 46 %에 해당되는 축력을 보강재가 분담하여 적절한 슬립하중을 부여한다면 제안된 보강기구에 의해 에너지 소산효과뿐만 아니라 단면증대 효과 역시 상당히 거둘 수 있을 것으로 사료된다. 결론적으로 제안된 B형 마찰형 보강기구가 에너지소산 및 단면증대 효과 면에서 우수하여 효과적으로 송전철탑의 내풍보강에 적용될 수 있을 것으로 사료된다. 추가적인 연구로서 에너지소산과 단면증대 효과를 극대화 할 수 있는 최적 슬립하중과 작업오차 또는 부재의 초기변형에 덜 민감한 보강기구 상세를 개발할 필요가 있으며 현재 이에 관한 후속 연구를 진행 중이다.

### 후 기

이 연구는 건설교통부가 출연하고 한국건설교통기술평가원에서 위탁시행 한 건설핵심기술연구개발사업 과제번호 (C103A2000010-05A0200-00510 및 C105A1050001-05A0505-00210)에 의한 것임.

### 참 고 문 헌

- (1) 한국전력공사, 자연재해대비 철탑 상부재 보강방안 타당성 평가 보고서, 2004.
- (2) Albermani, F., Marhendran, M., Kitipornchai, S., "Upgrading of transmission towers using a diaphragm brace system", *Engineering Structures*, Vol 26, 2004, pp. 753-754.
- (3) Battista R.C., Rodrigues, R.S., Pfeil, M.S., "Dynamics behavior and stability of transmission line tower under wind forces", *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, Vol 91, 2003, pp. 1051-1067.
- (4) Kilroe, N., "Aerial method to mitigate vibration on transmission towers", 2000 IEEE 9th International Conference on , 2000, pp. 187-194.
- (5) Xu, Y.L., Qu, W.L., Chen, Z.H., "Control of wind-excited truss tower using semiactive friction damper", *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol., 127, No. 8, 2001, pp. 861-868, 2001.
- (6) Qu, W.L., Chen, Z.H., Xu, Y.L., "Dynamic analysis of wind-excited truss tower with friction dampers", *Computers and Structures*, Vol. 79, 2001, pp. 2817-2831.
- (7) Markiewitz, M., "Optimum dynamic characteristics of stockbridge dampers for dead-end spans", *Journal of Sound and Vibration*, vol. 188, no. 2, 1995, pp. 243-256.
- (8) Tesar, A., Kuglerova, J., "Tuned vibration control of overhead line conductors", *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, vol. 48, 2000, pp. 1215-1239.
- (9) Diana, G., Cigada, A., Belloli, M., Vanali, M., "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, 2003, pp. 1462-1469.
- (10) Diana, G., Manenti, A., Pirotta, C., Zuin A., "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, 2003, pp. 1470-1477.
- (11) 한국전력공사, 가공송전용 철탑설계기준, 2004.
- (12) 대한건축학회, 건축구조설계기준, 2005
- (13) MIDASIT, MIDAS Gen Analysis & Design Manual, MIDAS Information Technology Cooperation, 2004.
- (14) Soong, T.T., Dargush, G.F., *Passive Energy Dissipation Systems in Structural Engineering*, Wiley & Sons, 1997.
- (15) Norton, R.L., *Machine Design*, Prentice-Hall, 2000.