Journal of the Korean Society of Civil Engineers
Vol. 33, No. 3: 855~864, May 2013
DOI: http://dx.doi.org/10.12652/Ksce.2013.33.3.855

ISSN 1015-6348 (Print)
ISSN 2287-934X (Online)
www.kscejournal.or.kr

Structural Engineering **구조공학**

천연고무받침의 열 노화가 교량 내진성능에 미치는 영향

오 주* · 정희영**
Oh, Ju*, Jung, Hie-Young**

Effects of Thermal Aging of Natural Rubber Bearing on Seismic Performance of Bridges

ABSTRACT

The dynamic characteristics of natural rubber bearings, which are used as isolator, are dependent on the main rubber's dynamic behaviors and nonlinear properties. Rubber materials tend to undergo an aging process under the influence of mechanical or environmental factors, so they inevitably end up facing damage. A main cause of aging like this is known to be oxidization, which occurs through the heat of reaction at high temperatures. Accordingly, in this study an accelerated thermal aging test was carried out in order to compare the characteristic values of the bearings before and after thermal aging occurs. As a result of this experiment, it was found that a thermal aging phenomenon could have some effects on shear stiffness, energy absorption, and equivalent damping coefficients of the bearings. Furthermore, a deterioration in the dynamic properties of the natural rubber bearings caused by the thermal aging was applied to an actual bridge and then the effects of such thermal aging on the seismic performance of the bridge were also compared and analyzed based on numerical analysis. As a result of this analysis, it was found that the changes in the basic properties of the natural rubber bearings caused by the thermal aging bring only a minor effect on the seismic performance of bridges.

Key words : Natural rubber bearing, Isolator, Thermal aging, Seismic performance

초 록

지진격리장치로서 천연고무받침의 동적 특성은 주재료인 고무의 동적거동과 비선형 성질에 의존하고 있다. 역학적이나 환경적인 영향으로 인해 고무재료에 노화가 진행되고 결국에는 손상이 불가피하게 발생하게 된다. 고무재료의 노화에 주원인은 높은 온도에서 반응열로 인한 산화반응으로 알려져다. 이에 따라 천연고무받침에 대한 가속 열 노화실험을 수행하여 열 노화 전·후에 대해 받침의 특성값을 상호 비교하였다. 실험 결과 열 노화 현상은 전단강성과 에너지 감쇠 그리고 등가감소계수에 영향이 있음을 알 수 있었다. 또한 열 노화에 의한 동적특성의 저하를 실제 교량에 적용하여 천연고무받침의 열 노화가 교량의 내진성능에 미치는 영향을 수치해석을 통해 비교분석하였다. 그 결과 천연고무받침에 대하여 열 노화에 따른 기본 특성변화가 교량의 내진성능에 미치는 영향은 크지 않음을 알 수 있었다.

검색어 : 천연고무받침, 격리장치, 열 노화, 내진성능

1. 서 론

천연고무받침(natural rubber bearing, NRB)은 고무와 고무사이에 보강용 강판을 층상 형태로 적층하여 수직하중에 대해서는 고무의 좌굴현상을 방지하고 큰 수직강성을 유지하며, 수평방향으로는 고무의 유연성을 발현하는 적층고무받침으로서 지진격리받침의 일종이다. 이러한 적층고무받침으로 지진격리설계시 받침의 전단강성과 에너지소산효과는 주재료로 사용되고 있는 고무재료의 동적 거동시 비선형

* 정회원·특허청 심사관, 공학박사 (oju1030@kipo.go.kr)
** 교신저자·서울시립대학교 토목공학과 교수, 공학박사 (**Corresponding Author**·University of Seoul·hyjung@uos.ac.kr)

Received November 29 2012, **Revised** March 26 2013, **Accepted** April 26 2013

Copyright ⓒ 2013 by the Korean Society of Civil Engineers
This is an Open Access article distributed under the terms of the Creative Commons Attribution Non-Commercial License (http://creativecommons.org/licenses/by-nc/3.0) which permits unrestricted non-commercial use, distribution, and reproduction in any medium, provided the original work is properly cited.

성질에 의존하고 있다. 천연고무받침을 포함하여 적층고무받침은 몇 가지 역학적, 환경적인 영향으로 고무에 노화가 진행되고 결국에는 손상이 불가피하게 발생하게 된다. 일반적으로 고무는 오랫동안 외기에 노출되어 사용한 경우 경화하여 표면에 균열이 발생하거나 고무표면에 끈적임 등이 발생하며, 이 같은 현상을 노화(aging)라고 한다. 노화의 주원인은 공기 중의 산소에 의한 산화작용과 열, 오존, 금속염 등이고 이들은 고무의 노화를 촉진한다. 고무 노화요인 중에서 열에 의해 온도가 높아지면 반응열이 발생하여 산화 반응의 진행속도가 촉진된다. Fitzgrald et al.(1992)은 고무에서 반복응력이 작용할 때 온도가 높을수록 탄성체의 물리적 특성이 저감되는 등 열과 반복하중에 대한 상관관계를 밝혔다. 또한 Choi et al.(2000)은 열 노화에 따른 고무의 분자구조 변화의 영향을 연구하였고, 열 노화시간이 증가함에 따라 연속적인 고무 가황의 증가로 가교밀도가 증가함을 알아냈다. 그리고 천연고무를 공기와 염수에 노출시킨 상태에서 온도를 60~120℃까지 변화시켜 고무 시편의 인장파괴 실험을 하였다. 그 결과 염수보다 대기중 뜨거운 공기가 더 큰 영향을 미치는 것으로 나타났다(Mott et al., 2001). 이처럼 천연고무받침에서의 열 노화(thermal aging)는 높은 온도와 같은 환경에 관계가 있고, 이에 따른 다른 파괴 메커니즘이 발생할 가능성이 있다. 교량과 건물에 설치된 천연고무받침이 장기간 열화 환경에 노출되어 노화가 발생하고, 지진과 같은 불확실한 진동이 발생하는 경우 구조물에 심각한 피해를 초래할 우려가 있다. 그러므로 열 노화 상태에서 천연고무받침의 동적특성은 지진격리 구조물 설계시 내구성 측면에서 고려해야 할 요소 중의 하나이다. 또 기존의 많은 실험과 연구를 통해 지진격리장치의 효과가 입증되면서 교량에 적층고무받침과 같은 지진격리장치의 시공사례가 증가하고 있고, 이러한 받침을 적용한 교량의 내진성능평가 및 향상에 대한 연구도 많이 수행되고 있다(Park et al., 2003; Han et al., 2004). 실제 교량의 천연고무받침을 대상으로 노화에 따른 특성변화를 연구하고 예측하는 연구도 수행되었다(Kato et al., 1996; Itoh et al., 2009). 그러나 지진격리받침의 노화에 따른 교량의 내진성능 변화에 대한 연구는 거의 없는 실정이다. 이에 따라 본 연구는 천연고무를 이용한 적층고무받침의 열 노화 특성을 평가하기 위해 가속 열 노화실험(accelerated thermal aging test)을 하고 시험체의 열 노화 전·후의 특성을 실제 교량에 적용하여 구조해석하고 천연고무받침의 노화가 교량의 내진성능에 미치는 영향을 비교분석하였다. 본 연구에서는 천연고무받침이 설계 적용된 실제 교량에서 비면진 상태에서 공급역량과 소요역량으로 내진성능을 평가하였다. 이로부터 받침용량이 적정수준임을 확인하고 열 노화에 따른 내진성능 변화를 검토하였다.

2. 적층고무받침 열 노화 실험 및 분석

2.1 시험체 제원

시험체의 특성 및 내구성 실험, 평가는 ISO22762(2010)에 따라 특성실험을 수행하였다. 상기의 규격에서는 지진으로부터 교량 혹은 건축구조물을 보호하고자 사용하는 적층고무받침 형태의 지진격리장치에 대하여 실험방법과 실험평가기준에 대하여 총 3부분으로 구성되어있다. 천연고무는 탁월한 탄성능력과 복원능력을 가지고 있어 지진격리장치에 폭넓게 이용되어왔다. 본 연구에서 사용된 시험체 또한 천연고무의 고유성질인 탄성·복원능력이 있는 천연고무받침(NRB)을 사용하였다. 시험체의 직경은 외부고무두께 10mm를 포함한 것으로 내부 적층고무 한 층의 두께는 각각 3mm이다. 고무의 적층 수는 29층으로 적층 하였고, 보강 강판의 두께는 3mm이다. S_1은 한 개의 고무층 구멍을 포함한 자유 표면적에 대한 하중면적의 비로서 1차 형상계수(primary shape factor)이고, S_2는 내부고무의 총 두께에 대한 유효폭의 비율을 나타내는 2차 형상계수(secondary shape factor)이다. 자세한 시험체의 제원은 Table 1과 같고, Figure 1은 시험체의 형상 및 단면제원을 나타낸 것이다. 열 노화 특성실험에 사용된 시험체는 약 16년 전에 실제 교량에 적용된 적층고무받침과 동일 하게 설계된 것으로 전단변형률 100%에서 전단탄성계수 0.4MPa인 천연고무를 사용하였다. 대상 받침을 현재의 교량설계기준에 따라 검토한 결과

Table 1. Parameters of natural rubber bearing

Parameters	Value	Parameters	Value
Steel plate diameter, D_s	259mm	Rubber thickness, t_i	3mm
Inner hole diameter, D_p	56mm	Rubber layer, n	29
Total diameter, D	279mm	Steel plate thickness, t_s	3mm
1st Shape factor, S_1	21.6	2nd Shape factor, S_2	2.98
Shear modulus, G	0.4MPa		

$$S_1 = \frac{D - D_p}{4t_i},\ S_2 = \frac{D}{nt_i}$$

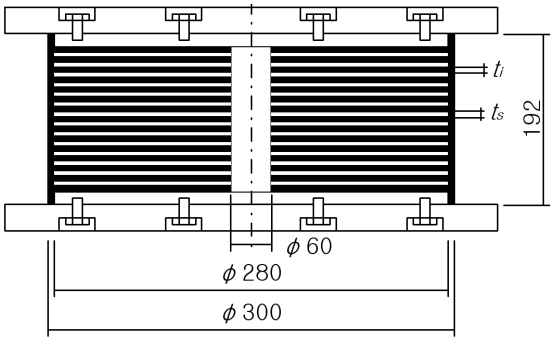


Fig. 1. Cross section of natural rubber bearing

형상계수가 과소하게 제작되어 현재 설계기준에는 부적합하다. 이는 과거 적층고무받침에 대한 설계 개념이 정립되지 않아 현 설계기준을 만족하지 못하는 것으로 판단된다.

2.2 실험조건과 방법

천연고무받침 시험체의 특성실험에 사용된 시험기는 Table 2와 Figure 2에 나타난 바와 같은 압축-전단시험기로 최대수직하중 2,000kN이며, 최대 수평하중은 500kN이다. 그리고 최대수평속도는 250mm/sec이고, 수평방향 최대변위는 ±200mm이다. 적층고무받침의 열 노화 전·후의 전단특성을 비교하여 열 노화에 따른 압축 및 전단특성을 파악하였다. 노화실험은 노화 전에 전단특성 및 극한전단특성 실험하고, 노화 오븐에서 70℃의 온도로 168시간 노화시킨 후 전단특성 실험과 극한전단파괴실험을 수행하였다. 극한전단파괴실험에는 열 노화 전후 각각 3개의 시험체를 사용하고 실험 후에는 재사용하지 않았다. 본 연구에서 사용한 시험체는 천연고무받침 8개를 사용하였다. 각 시험체는 4개씩 열 노화 전후 시험체로 구분하였고, 압축 및 전단특성 실험 후 극한파괴실험을 하였으며, 반복재하특성실험은 별도의 1개의 시험체를 사용하여 실험하였다. 또 시험체의 제작상의 오차 및 실험 중 발생 가능한 오차를 줄이기 위해 각 실험에 대한 결과는 평균값을 취하였다. 기초 특성실험인 압축-전단특성 실험은 동일 시험체로 노화 전·후에 실시하였고, 극한전단특성실험도 시험체를 노화 전·후로 각각 구분하여 실험하였다.

Table 2. Parameter of fatigue tester

	Max. load	Max. displacement	Max. velocity
Vertical capacity	±2000kN	±100mm	100mm/sec
Horizontal capacity	±500kN	±200mm	250mm/sec

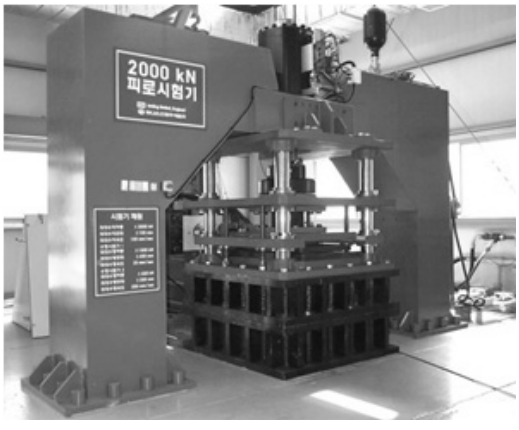


Fig. 2. Compression-shear fatigue tester (2,000kN)

2.3 실험결과 및 분석

2.3.1 압축특성 실험

실험조건에 따라 적층고무받침 시험체를 열 노화 후 압축특성 실험을 통해 Table 3과 같은 결과를 얻었다. 이때 적층고무받침의 설계 압축력은 490kN이고, 각 실험은 설계 압축력을 기준으로 ±30%씩 3회 반복재하 하였다. 그 결과 적층고무받침 시험체의 노화 전 압축강성은 195kN/mm였으나, 열 노화 후 압축강성은 191kN/mm로 약 2%가량 저하되었다. 이는 Park et al.(2012)의 연구와 유사한 결과로서, 상기의 연구에서는 납고무받침(lead rubber bearing, LRB)을 대상으로 한다는 점에서 본 연구와 다르나 가속 열 노화 조건이 70℃, 168hr으로 동일하다. 상기의 연구결과에 따르면 열 노화 전·후 압축강성은 각각 478kN/mm, 462kN/mm로 열 노화 전에 비해 열 노화 후 약 3.34% 감소하였다. 열 노화 후 하중변위 이력곡선은 Figure 3과 같으며, 각 시험체 종류별 변형곡선을 보면 노화 후 압축력은 노화 전에 비해 약간 증가함을 볼 수 있다. 열 노화 후 수직변위는 노화 전에보다 감소하는 반면에 기울기는 증가하는 경향을 보였다. 이는 열 노화에 따른 고무의 경도가 증가함에 따라 신장률이 감소에 따른 것으로 판단된다.

2.3.2 전단특성 실험

열 노화 전·후의 압축-전단특성실험 결과는 Table 4와 같이 전단강성은 노화 전후 각각 0.196kN/mm, 0.195kN/mm로 저하되어 약 0.5% 감소 되었다. 그리고 등가감쇠비는 노화 전 7.56%에서 노화 후 7.35%로 약 0.27%가량 감쇠비가 저하되었다. 이 결과는 Park et al.(2012)의 연구결과와 유사한 결과로서 가속 열 노화

Table 3. Result of compression test

Item	Compression stiffness (kN/mm)		
	Virgin	Aged	Change ratio(%)
NRB	195	191	-2.05

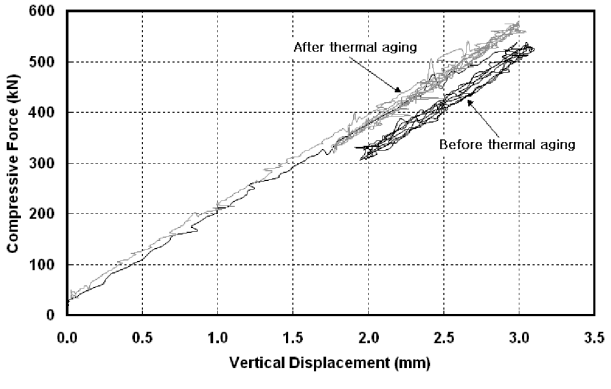


Fig. 3. Hysteresis curve of compression test

Table 4. Result of compression-shear test

Item	Shear stiffness (kN/mm)	Equivalent damping ratio (%)
Virgin	0.196	7.56
Aged	0.195	7.35
Change ratio(%)	-0.51	-0.27

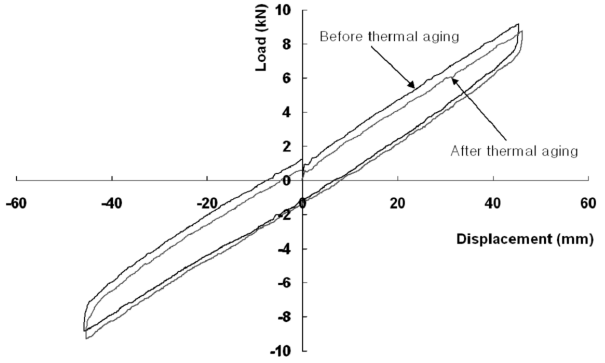


Fig. 4. Hysteresis curve of compression-shear test

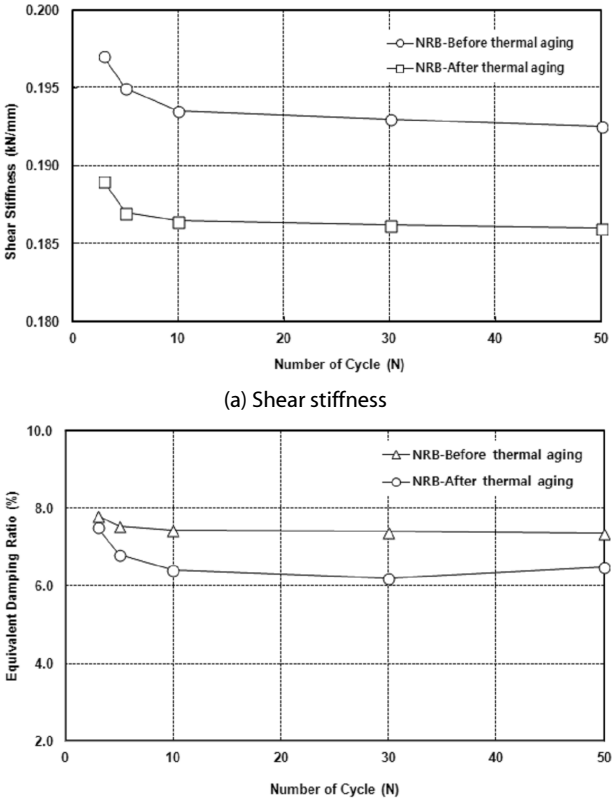
전·후 전당강성은 약 4.10% 감소 되었다. Figure 4는 천연고무받침 시험체에 대한 열 노화 전·후 압축-전단 이력곡선을 비교하여 보인 것이다.

2.3.3 반복재하특성 실험

적층고무받침의 노화 전·후의 반복재하 특성을 파악하기 위하여 압축-전단실험을 50회 반복재하 하였다. 각각의 시험체를 설치하고, 설계면압으로 수직압력을 가하여 0.5Hz의 정현파로 설계전단변위로 수평재하 하였다. 각 시험체의 반복재하수 증가에 따른 전단강성과 등가감쇠비의 변화율은 3, 5, 10, 30, 50회 전단가력 후 각각 측정하였다. 각 시험체의 반복재하에 따른 각 사이클별 전단강성과 등가감쇠비의 변화는 Figure 5에 나타내었다. 기존 연구에 의하면 50회 반복재하실험의 경우 초기 1~3번째 싸이클에서의 전단강성과 등가감쇠비의 변화는 비교적 큰 것으로 나타났지만, 그 이후 반복회수부터는 변화 폭이 점차 감소하는 양상을 나타내었다(Oh et al., 2010). 열 노화에 따른 전단강성의 변화는 노화 전 0.194kN/mm에서 노화 후 0.187kN/mm 변화하여 열 노화 전·후 약 3.6% 저하되었다. 등가감쇠비 변화의 경우 7.5%에서 6.68% 감소하여 약 10.9% 감소하였다. 여기서, 전단강성과 등가감쇠비의 변화율은 각 시험체의 열 노화 전후 각각 50회 반복재하실험 결과를 평균한 값을 비교하여 나타낸 것이다.

2.3.4 극한전단파괴 실험

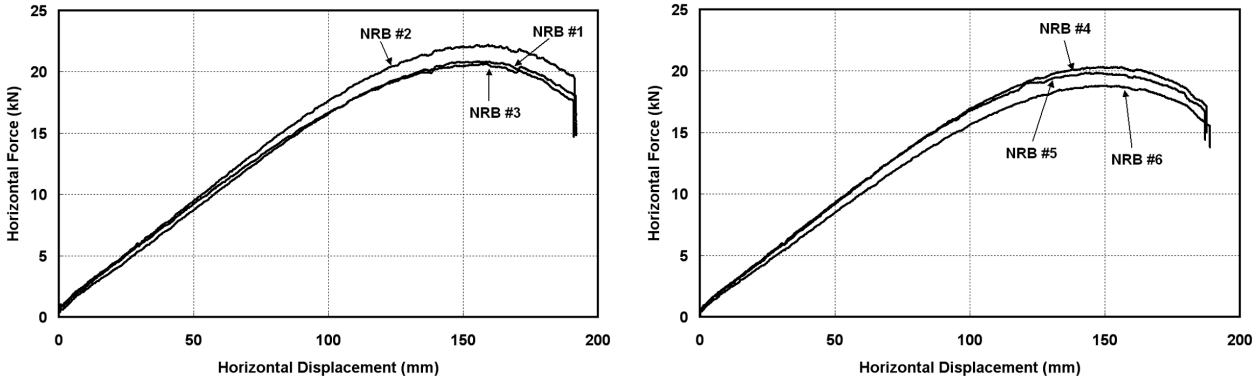
열 노화 전·후 전단변형 성능을 파악하기 위하여 극한전단파괴 실험을 수행하였다. 1개의 시험체를 설치하여 실험을 수행하였으며, 고속으로 실험을 수행할 경우 시험체의 전단 변형 능력이 과대하게 평가될 수 있기 때문에 속도 0.52 mm/sec인 저속의 정속파로 최대변형률까지 수평변위를 가력 하였다. 시험체를 설치한 후 최대 설계압축력을 재하하고, 적층고무받침 시험체가 파괴에 이르도록 한쪽방향으로 전단변위를 가한다. 이때 하중이 최대점을 지나 급격히 저하될 때까지 실험을 계속하고, 충분히 파괴에 이르렀다고 판단될 때 실험을 종료하였다. 극한전단파괴실험 후 시험체의 파괴 모습은 Figure 7과 같으며, 시험체 단부에서 전단파괴가 발생하였다. 각각의 시험체에 대한 실험결과는 Figure 6과 Table 5와 같다. 확실한 고무의 변형경화 현상은 나타나지 않았지만 전단변위 약 100mm 부근을 지나면서 나타나기 시작하였고, 150mm 이상을 지나면서 파괴가 발생하기 시작하였다. 열 노화 전·후의 극한전단파괴실험결과 노화 전보다 노화 후 전단파괴 변위가 감소하였고, 평균적으로 약 6.8%가량 전단변형률이 감소하였다. 그러나 실험결과와 기존 연구 결과를 비교한 경우 비교적 전단변형률이 낮은 편이다. Jung et al.(2002)의 연구에 의하면 천연고무받침의 극한전단파괴는 전단변형률 467%에서 파괴되었으며, 본 실험결과에 비해 약 3배가량 큰 변형률에서 파괴되었다. 이와 같은 전단변형률의 차이는 형상계수의 영향에 의한 것으로 판단된다.



(a) Shear stiffness

(b) Equivalent damping ratio

Fig. 5. Physical properties of cycle test



(a) before thermal aged (b) after thermal aged

Fig. 6. Hysteresis curve of ultimated failure test

Table 5. Result of ultimated failure test

Items		Shear strain (mm)	Shear strain ratio (%)
Virgin	#1	157.96	170
	#2	159.03	171
	#3	155.51	167
Aged	#4	148.10	159
	#5	143.85	155
	#6	150.51	162

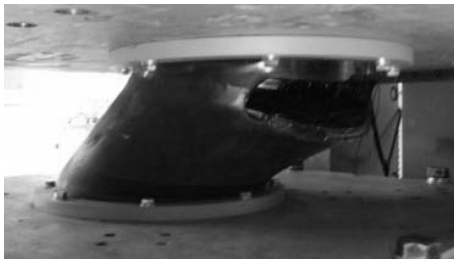


Fig. 7. Shape the ultimated failure of NRB

상기 연구와 본 실험에서 사용된 고무의 기본물성은 동일 하고 천연고무받침의 1차 형상계수(S_1)는 28이며, 2차 형상계수(S_2)는 7이다. 그러나 본 실험에서의 시험체는 2차 형상계수가 2.98로 상대적으로 낮다. Yasaka et al.(1991)과 Oh(2011)의 연구에서는 형상계수를 변수로 하여 적층고무의 한계특성 실험결과 2차 형상계수가 작을수록 대변형시 전단력과 전단변형률이 현저히 낮아지고, 특히 2차 형상계수가 4 이하인 경우 탄성 복원력이 저하되는 동시에 대변형시 좌굴파괴가 발생하였다. 이는 본 연구에서의 실험결과와 유사한 결과이다.

2.3.5 실험결과 분석

가속 열 노화에 따른 천연고무받침의 특성변화를 실험을 통해 도출한 결과 본 연구에서는 열 노화 전에 비해 열 노화 후 압축강성은 2.05% 감소하였고, 전단강성 및 등가감쇠비는 각각 0.51%, 0.27% 감소하는 결과가 도출되었다. 이는 Park et al.(2012)과 KTRI (2011)의 연구와 유사한 결과이다. 상기 두 연구는 실험 대상으로 납고무받침(lead rubber bearing, LRB)을 사용한다는 점에서 본 연구와 차이가 있으나 열 노화 조건이 70℃, 168hr으로 동일 하다. Park et al.(2012)의 연구에 의하면 동일한 열 노화 조건에서 압축강성은 3.34% 감소하였고, 전단강성은 2.7%, 등가감쇠비는 1.9% 감소하였다. 또한 KTRI(2011)의 연구에 따르면 열 노화 후 전단강성은 1.5% 증가했으나, 등가감쇠비는 0.6% 감소하였다.

그러나 Nakamura et al.(1991)의 연구에 의하면 천연고무받침(NRB)을 100℃, 239days 동안 열 노화 후 실험한 결과 압축강성은 17%, 전단강성은 15% 그리고 등가감쇠비는 3.2% 증가하여 본 연구과 상반된 결과였다. 반면에 Hiroyuki et al.(1989)의 연구에 따르면 Nakamura et al.(1991)의 연구와 동일하게 천연고무받침(NRB)이고, 열 노화 온도가 100℃로 동일하며 열 노화를 318hr 실시 후 실험한 결과 압축강성과 전단강성은 각각 2.0%, 0.8% 감소하였다. Nakamura et al.(1991)과 Hiroyuki et al.(1989)의 연구조건을 비교해 보면 시험체는 천연고무받침이고 가속 열 노화 온도는 100℃로 조건이 동일하지만, 열 노화 시간이 각각 238days (5,712hr)과 318hr으로 큰 차이가 있다. 즉 동일한 가속 열 노화조건에서도 열 노화기간에 따라 큰 변화가 있음을 알 수 있다.

3. 교량의 내진성능 평가

3.1 탄성지진력 산정

3.1.1 교량제원

지진1구역에 위치한 2@2경간연속 슬래브교로서 대상교량 제원 및 교각 단면 특성은 Figure 8 및 Table 6, Table 7과 같다. 내

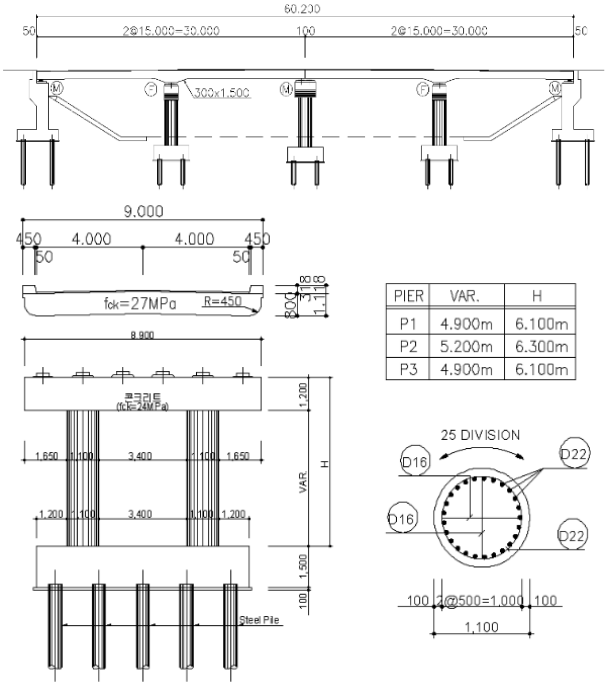


Fig. 8. Bridge dimensions

Table 6. Parameter of bridges

Length	4@15.0=60.0m	Year	1995
Rating	1	Design load	DB-24
Superstructure		Substructure	
Bridge type	RC SLAB	Abutment type	T-type
Bridge with	9.00m	Pier type	π-type
Slab f_{ck}	27MPa	Footing type	Steel Pile
Girder f_y	400MPa	Concrete f_{ck}	24MPa

Table 7. Properties of Pier

Items	Properties
Column dimension, D	Circle type, 1.1m
Column section A_g , I_g	1.131m^2 , 0.07187m^4
Reinforced yield stress (f_y)	300 MPa (SD30)
Concrete strength (f_{ck})	24 MPa
Longitudinal reinforcement	D22×25EA(=96.775cm^2), ρ=1.02%
Hoop reinforcement	D16(=1.986cm^2), s=125mm
Concrete cover	100mm

진해석 조건은 내진 1등급으로 가속도계수는 0.154이고 지반계수는 1.2이다.

3.1.2 교량 해석모델 및 교각 축력 산정

해석대상 교량의 상부구조는 판요소로 교각은 프레임요소로 모델링 하였다. 지반의 영향은 입력지진 하중에 반영하고 교각 하부는 고정단으로 모델링 하였다. 실제거동과 일치되도록 NL Link를 사용하여 받침을 모델링 하였다. 구조물 자중은 프로그램에서 자동계산되도록 하였으며 포장 등 기타 자중을 모두 고려하였다. 구조해석모델은 Figure 9와 같고 자중 해석에 의한 교각의 축력은 Table 8과 같다.

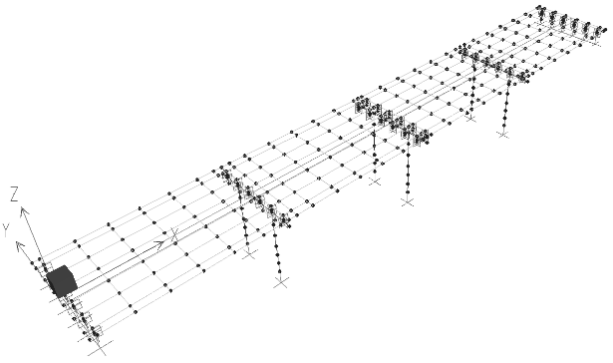
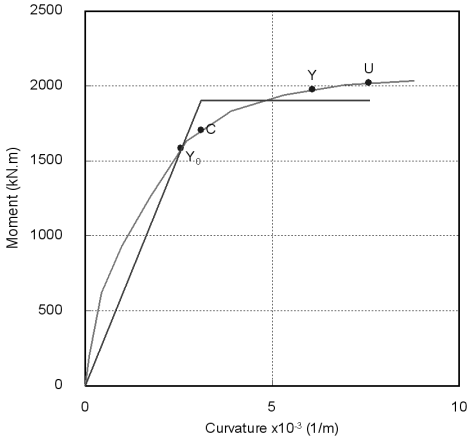


Fig. 9. Analysis model



Items	Moment (kN·m)	Curvature (1/m)
Crack	1700.8	0.003116
Yield (Initial)	1579.8	0.002572
Yield	**1971.6**	**0.006091**
Yield (Ideal.)	**1903.5**	**0.003099**
Ultimate	**2016.7**	**0.007597**

Fig. 10. Curve of $M-\phi$

Table 8. Pier of the axial force due to the weight

Items	Pier top (kN)	Pier lower (kN)	Remarks
P1	2147.7	2286.3	Fixed
P2	1445.7	1598.4	Move
P3	2147.7	2286.3	Fixed

3.1.3 교각 단면해석

교각의 단면강도, 수평변위 및 유효강성을 산정하기 위하여 상기에 축력의 효과를 고려하여 모멘트-곡률($M-\phi$)해석을 수행하였다. 교각 단면특성은 Table 7과 같고 콘크리트는 Kent&Park 모델을 사용하고, 철근은 Menegotto-Pinto 모델을 사용하였다. $M-\phi$해석 결과는 Figure 10과 같으며 원형 단면으로 교축방향과 교축직각방향은 동일하다. 이때 단면강도를 평가하기 위한 모멘트는 이상화된 $M-\phi$곡선의 항복 및 극한시 곡률에 해당하는 값을 사용한다. $M-\phi$해석에 의해 구한 항복모멘트 M_y와 항복곡률 ϕ_y을 이용하여 유효강성 $(E_c \cdot I_{eff}) = (M_y/\phi_y)$을 산정하고, 이를 통해 붕괴방지수준에 대한 탄성지진력 산정시 적용되는 유효단면 2차모멘트 $I_{eff} = (M_y/\phi_y)/(E_c \cdot I_g)$=0.022761m^{4}이다. 여기서, $E_c = 8{,}500\sqrt[3]{f_{ck}+8}$ (MPa)이다.

3.1.4 지진해석에 의한 탄성지진력 산정

교각의 단면해석에서 산정된 유효강성을 구조해석 모델에 적용하고 대상교량의 내진해석 조건에 의한 Figure 11의 설계응답스펙트럼을 하중으로 지진해석을 수행하였다. 고유치 해석을 통해 진동모드의 누적 질량 참여율이 90%이상이 되도록 모드수를 선정하였고, 주요 모드형상은 Figure 13과 같다. 지진하중 방향별 30% 규정을 적용하여 탄성지진력을 산정하였으며, 고정단 교각의 조합 지진력 및 진동주기는 Table 9와 같다.

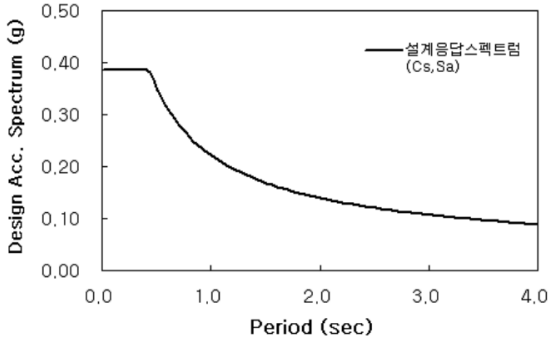


Fig. 11. Design response spectrum

Table 9. Seismic forces of Pier and period vibration

Items	Axial	Vertical axial
Upper axial force P (kN)	2146.8	
Lower axials force $P_{\perp}$ (kN)	2263.2	
Upper displacement $\Delta_{\top}$ (mm)	96.27	10.07
Upper shear force $V_{\top}$ (kN)	800.2	553.3
lower shear force $V_{\perp}$ (kN)	808.2	571.1
Lower movement M_E (kN·m)	4830.4	1420.4
Effective height H_e (m)	6.10	6.80
Period vibration T (sec)	1.2769	0.3864

3.2 교각의 내진성능 평가

3.2.1 단면강도 및 공급연성도 산정

단면강도는 수평하중에 대한 부재의 최대저항능력을 말하며, 이때 하중 작용점의 높이는 교축방향에 대해서는 교각의 상단으로, 교축직각방향에 대해서는 상부구조 질량의 중심 높이로 한다. 단면강도 및 공급연성도 계산과정은 Table 10과 같다. 이에 따라 고정단 교각 P1의 공급역량은 Table 12와 같으며, 휨파괴에 이를 때까지 전단파괴가 발생하지 않으므로 해당 교각은 휨파괴 모드에 의해 지배됨을 알 수 있다. 탄성지진모멘트는 *P-Δ* 효과를 고려하고 통제주기 기준에 의한 상관계수 λ_{DR}에 의하여 산정된 소요변위 연성도는 Table 13과 같다. 교축방향의 경우 변위연성도가 소요=2.498 > 공급=1.488으로 내진성능이 부족하며 교축직각방향의 경우 소요=0.686 < 공급=1.478이므로 탄성영역상에서 거동함을 알 수 있다. 이에 따라 교축방향 내진성능 향상에 주목하여 비교분석 하였다.

Table 10. Stiffness and ductility of Pier

Items	Axial	Vertical axial	Unit
$F_y = M_y / H_e$	312.0	279.9	kN
$F_f = M_u / H_e$	330.6	296.6	kN
$\Delta_y = \phi_y \cdot H_e/3$	0.03844	0.04777	m
$L_p = 0.08 \cdot H_e + 0.022 f_y \cdot d_b$	0.633	0.689	m
$\theta_p = (\phi_u - \phi_y) \cdot L_p$	0.00285	0.00310	
$\Delta_p = \left(\frac{M_u}{M_y} - 1\right)\Delta_y + \theta_p (H_e - L_p/2)$	0.0188	0.0229	m
$\Delta_u = \Delta_y + \Delta_p$	0.0572	0.0706	m
$\mu\Delta_c = \Delta_u / \Delta_y$	1.488	1.478	
$V_c = K\sqrt{f_{ck}} \cdot (0.8 A_g)$	1,117.4	1,117.4	kN
D'	983.0	983.0	mm
$V_s = \pi \cdot A_v \cdot f_y \cdot D'/(2 \cdot s)$	702.3	702.3	kN
$V_p = 0.15 P \cdot D / H_e$	58.07	52.10	
$V_n = V_c + V_s + V_p$	1,877.7	1,871.7	kN

Table 11. Pier supply capacity

Items	Axial	Vertical axial	Remark
Bending strength F_n (kN)	330.6	272.0	
Shear strength V_n (kN)	1,877.7	1,871.7	
Yield displacement Δ_y (m)	0.0384	0.0478	
Ultimate displacement Δ_c (m)	0.0572	0.0706	$\mu\Delta_c \times \Delta_y$
Ductility $\mu\Delta_c$	1.488	1.478	

$$F_n = F_y + \frac{F_f - F_y}{\Delta_c - \Delta_y}(\Delta_c - \Delta_y)$$

Table 12. Capacity of Pier

Items	Axial	Vertical	Remark
$M_{E,pd} = M_E + P \cdot \Delta_T$	5,037.1	1,442.0	Elastic seismic moment
$M_n = F_n \times H_e$	2,016.7	1,849.3	Nominal moment
$R_s = M_{E,pd} / M_n$	2.498	0.780	Strength ratio
λ_{DR}	1.0	0.880	
$\mu\Delta_d = \lambda_{DR} \cdot R_s$	2.498	0.686	Ductility

$T \geq 1.25 \cdot T_s (= 0.55),\ \lambda_{DR} = 1.0$

$T < 1.25 \cdot T_s (= 0.55),\ \lambda_{DR} = \left(1 - \frac{1}{R_s}\right)\frac{1.25\,T_s}{T} + \frac{1}{R_s}$

Table 13. Properties before and after thermal aging

Items	Virgin	Aged
Shear stiffness K_v (kN/m)	195,233.9	190,983.3
Effective stiffness K_{eff} (kN/m)	194.13	186.7

4. 적층고무받침 열 노화 전·후 내진성능

4.1 구조해석 모델링

비선형 시간이력해석을 수행하기 위해 도로교설계기준의 표준설계응답스펙트럼에 의한 내진설계 조건으로 인공지진파 생성프로그램 SIMQKE를 사용하여 4개의 인공지진을 작성하였다. 사용된 지진파시간이력 및 지진스펙트럼은 Figure 12와 같다. 해석모델은 Figure 9와 동일 하나 모든 받침 총 24개를 천연고무받침으로 교체하였다. NL Link는 천연고무받침의 특성을 해석할 수 있는 Isolator1 요소를 사용하여 모형화하였다. Isolator1에 사용된 받침의 제원은 Table 1과 같고, 상기 실험에 의한 열 노화 전·후의 주요 특성값은 Table 13과 같다.

4.2 해석결과

4.2.1 모드형상 및 고유주기

대상 교량에 대한 천연고무받침의 열 노화 전·후의 교축방향 주요 모드형상은 Figure 13과 같다. 해석결과 비면진 교량의 고유주기(T) 1.277sec보다 모두 길게 나타나 지진격리장치가 적용된 교량의 특성을 잘 보이고 있었다. 천연고무받침의 열 노화 전·후의 고유주기는 각각 2.822sec와 2.772sec로 열 노화 후 1.79% 감소하였다. 이는 고무의 노화에 따른 특성상 시간이 지날수록 고무가 경화되어 탄성은 감소하고, 경도는 증가하기 때문인 것으로 판단된다.

4.2.2 교각의 응답

교각하단의 전단력이란 교각의 기둥과 확대기초가 접하는 부분의 전단력을 의미하며 받침을 통해 전달되는 상부구조물 자중

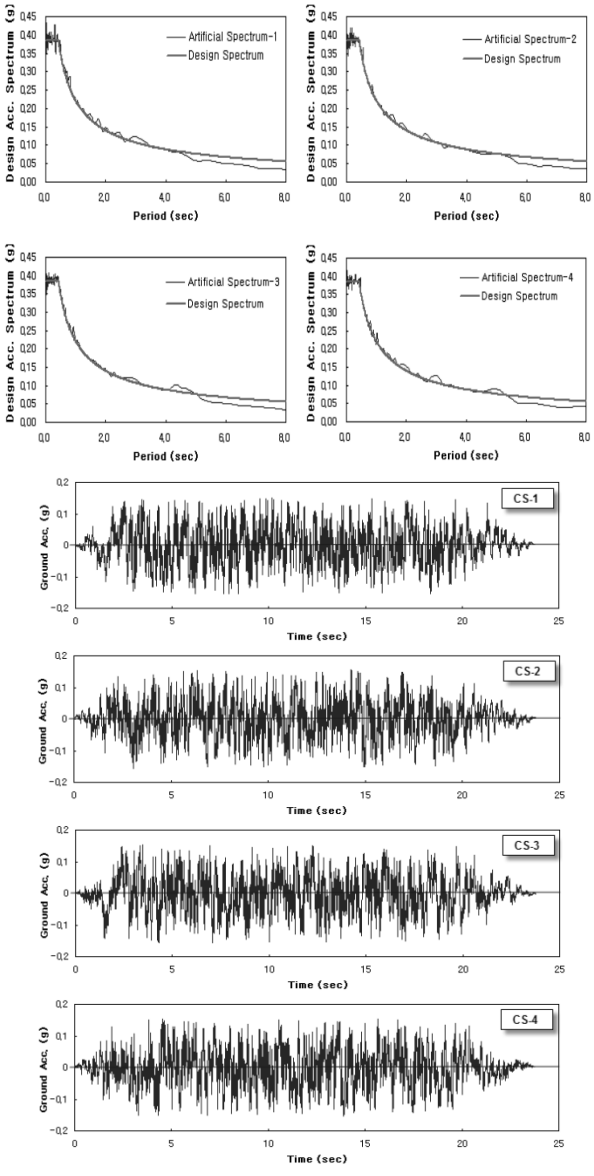
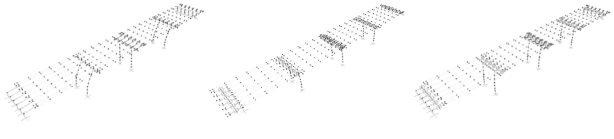


Fig. 12. Artificial seismic wave used in analysis



(a) Non-isolated (1.277) (b) before aged (2.822) (c) after aged (2.772)

Fig. 13. Primary Mode shape and natural period

에 의한 관성력과 기둥 자체의 관성력이 조합되어 나타난다. 또한 교각하단의 모멘트란 받침을 통해 전달되는 상부구조물 자중에 의한 관성력과 기둥 자체의 관성력에 대한 기둥길이의 곱이 조합되어 나타난다. 열 노화 전·후에 대한 해석결과는 Table 14와 같으며,

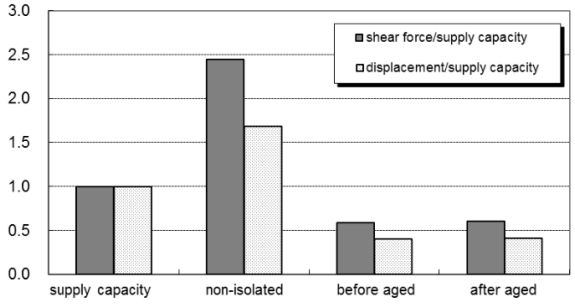


Fig. 14. Response ratio of P1

전체적인 경향은 비면진 교량에서는 P1에 집중되는 반면 천연고무받침을 설치한 경우 신축이음부이고 받침 개수가 2배인 P2의 응답이 크게 나타났다. 열 노화 후 천연고무받침은 열 노화 전에 비해 전단력은 2.77% 감소, 모멘트는 4.83% 감소, 교각상단 변위는 4.81% 감소하는 것으로 나타났다. 변화의 정도는 크지 않지만 열 노화 전·후 받침의 응답에서 알 수 있듯이 변위응답의 증가는 받침이 부담하는 에너지의 증가를 의미하고 결과적으로 교각의 전단력 감소로 나타났다.

4.2.3 받침의 응답

천연고무받침의 변위는 열 노화전에 비해 최대 1.59% 증가하였다. 받침의 전단력은 경제성과 연단거리 및 형하고 등과 밀접한 관계를 갖는다. 받침의 전단력은 수직용량 못지않게 받침의 크기에 영향을 주는 요소이며 변위용량과 관련된 전단력이 커질경우 단위 크기 증가에 따른 자재비 상승률은 급격히 커지는 경향이 있다(Oh et al., 2008). 그러나 지진격리의 경우 전단력에 대한 안전율이 보통 2 이상 확보되므로 받침의 노화에 따른 변위증가는 무시할 만한 수준으로 판단된다.

4.2.4 해석결과 분석

열 노화된 천연고무받침을 교량에 적용하여 해석한 결과는 Figure 14 및 Table 14, Table 15와 같다. 천연고무받침의 열 노화에 따른 고유주기는 열 노화 전에 비하여 열 노화 후 1.79% 감소하였다. 교각의 전단력은 2.77% 감소했고, 모멘트는 4.83% 감소, 교각상단 변위는 4.81% 감소하는 것으로 나타났다. 받침의 변위는 열 노화 전에 비해 1.59% 증가하였다. 이와 같은 결과는 Kitahara(2008)의 연구결과와 유사한 결과이다. Kitahara의 연구에서는 지진이 실제 발생했던 지역에서 고무받침의 노화가 각각 50년, 100년 상당 진행된 경우의 강성변화를 고려하여 RC 교량을 대상으로 내진해석을 수행하였다. 그 결과 100년 상당의 노화가 발생한 경우의 교각에서의 모멘트와 전단력은 각각 0.8%, 1.2% 감소했다. 두 연구결과를 분석한 결과 적층고무받침의 열 노화는 교량 전체의 구조계에는 큰 영향을 미치지 않은 것으로 판단된다.

Table 14. Response of before and after thermal aging

Items		Thermal aged		changed ratio (%)
		before	after	
Moment (Pier, kN·m)	P1	1,186.0	1,166.2	-1.70
	P2	2,267.8	2,163.4	-4.83
Shear force (Pier, kN)	P1	200.52	195.36	-2.64
	P2	328.83	319.9	-2.77
Displacement (Pier, mm)	P1	23.79	23.47	-1.36
	P2	53.72	51.25	-4.81
Displacement (Bearing, mm)	P1	134.9	136.9	+1.59
	P2	134.9	137.0	+1.59

Table 15. Seismic performance of before-after thermal aging

Items	Period (sec)	Shear force (kN)	Displacement (mm)
Supply capacity	-	330.6	57.2
Non-isolated	1.277	808.2	96.27
Before aged	2.772	200.5	23.79
After aged	2.822	195.4	23.47
Changed ratio (%)	-1.79	-2.64	-1.36

5. 결 론

본 연구에서는 천연고무받침를 가속 열 노화하여 열 노화 전·후의 특성을 분석하고, 받침의 열 노화가 교량의 내진성능에 미치는 영향을 비교하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 천연고무받침의 열 노화 전·후 압축특성실험 및 압축-전단특성실험 결과 열 노화 후 압축강성은 약 2.05% 감소하였고, 전단강성과 등가감쇠비는 각각 0.51%, 0.27% 감소하였다. 또한 동일조건에서 50회 반복재하 실험한 결과 전단강성은 평균 3.6%가량 감소하였고, 등가감쇠비는 10.9% 감소하였고, 열 노화 전·후 극한전단파괴실험결과에서도 전단변형률이 노화 후 감소하였다.

(2) 천연고무받침의 열 노화 전·후의 실험에 의한 특성치를 적용하여 RC교량의 내진성능해석을 수행한 결과 지진격리장치를 설치한 교량의 특성이 잘 나타났다. 천연고무받침의 열 노화 전·후에 따른 고유주기는 열 노화 전에 비해 열 노화 후 1.79% 감소 하였고, 교각 전단력, 모멘트 및 교각상단의 변위는 각각 2.77%, 4.83%, 4.81% 감소하는 것으로 나타났다. 받침의 변위는 열 노화 전에 비해 1.59% 증가하였다. 받침의 용량 및 배치 등에 따라 교량의 내진성능이 다소 변화될 것이나 본 대상 시험체나 교량조건에서는 천연고무받침의 열 노화 특성변화에

따른 교량의 내진성능의 변화는 크지 않음을 알 수 있었다. 받침설계 안전율을 고려하면 적층고무받침의 열 노화는 교량 전체의 구조계의 큰 영향을 미치지 않을 것으로 판단된다.

(3) 천연고무받침과 같은 적층고무받침에 대한 열 노화에 대한 연구는 일반적으로 가속 열 온도조건에 초점이 맞춰져 있다. 그러나 본 연구와 선행연구를 비교 분석한 결과 노화 온도가 동일한 경우 노화조건에서 장시간 노출될수록 고무의 경화속도가 빨라져 고무의 강성이 증가하게 되어 적층고무받침의 열 노화 특성이 잘 나타날 것으로 예측된다.

(4) 적층고무받침의 열 노화에 의한 특성영향과 열 노화가 교량의 내진성능에 미치는 영향을 보다 명확하게 도출하기 위해서는 가속 열 온도 및 노화 시간을 보다 가혹한 조건에서 실험할 필요가 있다. 또한, 장시간 대기 온도 상태에서 반복적인 온도변화에 따른 영향도 고려해야 할 필요가 있다.

감사의 글

본 연구는 2011년도 서울시립대학교 교내학술연구비지원에 의해 수행되었습니다.

References

Park, K. S., Jung, H. J., Kim, W. H., Lee. I. N. (2003). “Aseismic performance evaluation of base isolation systems for bridge.” *J. of KSCE, KSCE*, Vol. 23, No. 3A, pp. 457-460 (in Korean).

Park, S. K., Oh, J. (2012). “Influence of aging of lead rubber bearing on seismic performance of bridges.” *J. of KSCE, KSCE*, Vol. 32, No. 2A, pp.109-116 (in Korean).

Oh, J., Jung, H. Y. (2010). “Effects of accelerated thermal aging on dynamic properties of laminated rubber bearings.” *J. of KSCE, KSCE*, Vol. 30, No. 5A, pp. 417-424 (in Korean).

Oh, J., Hyeun, G. H., Park, Y. S., Park, S. K. (2008). “A study on aseismatic performance of base isolation systems using resilient friction pot bearing.” *J. of K SMI, KSMI*, Vol. 12, No. 1, pp. 127-134 (in Korean).

Oh, J. (2011). *An evaluation of physical characteristics and seismic performance of laminated rubber bearings being used in bridges*, Ph.D. dissertation, University of Seoul, pp. 150-173 (in Korean).

Cho, W. J., Choi, S. Y., Yu, J. S. (2000). “Basic of rubber engineering.” *Korea Institute of footwear and leather technology*, pp. 233-235 (in Korean).

Jung, G. Y., Ha, D. H., Park, K. N., Kim, D. H. (2002). “Experimental study on characteristics of low hardness rubber bearing.” *J. of KSCE, KSCE*, Vol. 22, No. 6A, pp. 1295-1307 (in Korean).

Han, K. B., Kim, M. G., Park, S. K. (2004). “Improvement of seismic performance of existing bridges using isolation.” *J. of EESK, EESK*, Vol. 8, No. 2, pp. 9-17 (in Korean).

Korea Testing and Research Institute (2011). *Performance evaluation test report of Lead Rubber Bearing*, Unison e-tech R&D center, pp. 52-54 (in Korean).

Yasaka, A., Mizukoshi K. (1991). “Failure test of laminatsd rubber bearing evaluating effect of shape factor on ultimate behaviour-part 1 restoring force characteristics.” *Summaries of technical papers of Annual Meeting Architectural Institute of Japan*, pp. 599-600 (in Japanese).

Hiroyuki, H., Jiro, Y., Teruchika, K., Shinichi, I. (1989). “The development of nishimatsu construction base isolation system-part 2:experimental study.” *Report of the Engineering Research Laboratory, Nishimatsu co. ltd*, Vol. 12, pp. 34-42 (in Japanese).

Nakamura, T., Okada, H., Seki, M., Sugiyama, K., Teramura A. (1991). “Development of base isolation system for earthquakes and micro-vibrations using laminated thick rubber bearings.” (Part 1). Characteristics tests for laminated thick rubber bearings, *Report of the Engineering Research Laboratory, Ohbayashi-Gumi, Ltd.*, No. 42, pp. 15-22 (in Japanese).

Choi, S. S. (2000). “Influence of rubber composition on change of crosslink density of rubber vulcanizates with EV cure system by thermal aging.” *J. of Applied Polymer Science*, Vol. 75, pp. 1378-1384.

Chou, H. W. and Huang J. S. (2008). “Effects of cycle compression and thermal aging on dynmic properties of neoprene rubber bearing.” *J. of Applied Polymer Science*, Vol. 107, pp. 1635-1641.

Itoh, Y. and Gu, H. S. (2009). “Prediction of aging characteristics in natural rubber bearings used in bridges.” *J. of Bridge Engineering, ASCE*, Vol. 14, No. 2, pp. 122-129.

John J. Fitzgerald, Arthur C. Martellock, Paul L. Nielsen and Robynn V. Schillace. (1992). “The effect of cyclic stress on the physical properties of a poly elastomer.” *Polymer Engineering & Science*, Vol. 32, pp. 1350-1357.

Kato, M., Watanabe Y., Yoneda, G., Tanimoto, E., Hirotani, T., Shirahama, K., Fukushima, Y., Murazumi, Y. (1996). “Investigation of aging effects for laminated rubber bearings of Pelham Bridge.” *Eleventh World Conference on Earthquake Engineering*, Paper No.1450.

Kitahara, T. (2008). “Seismic performance of RC bridge piers considering aging of base isolated rubber.” *Proceeding of 4th International ASRANet Conference*.

Mott, P. H. and Roland, C. M. (2001). “Aging of natural rubber in air and seawater.” *Rubber Chemistry and Techology*, Vol. 74, pp. 79-88.

Takafumi Fujita, Katsuhiko Ishida, Toshikazu Yoshizawa, Ichiro Nishikawa, Yoshitaka Muramatsu. (1995). “Study for the prediction of the long-term durability of seismic isolators.” *Seismic Shock and Vibration Isolation, ASME*, Vol. 319, pp. 197-203.

ISO 22762 (2010). *Elastomeric seismic protection isolators part-1 : Test Methods*.

ISO 22762 (2010). *Elastomeric seismic protection isolators part-2 : Applications for bridge- specifications*.

AASHTO (2010). *Guide specifications for seismic isolation design*, Washington D. C.