

# 미끄럼 표면 도막두께변수에 따른 고력볼트 장기축력 예측 Estimation of Long Term Clamping Force of High Strength Bolts By Coating Thickness Parameters of Slip Faying Surfaces

나환선 Nah, Hwan-Seon\*† · 이현주 Lee, Hyeon-Ju\*\* · 류재용 Ryoo, Jae-Yong\*\*\* · 최성모 Choi, Sung-Mo\*\*\*\*

(Received January 5, 2012 ; Revised January 24, 2012 ; Accepted February 6, 2012)

## ABSTRACT

The initial clamping forces of high strength bolts depending on different faying surface conditions drop within 1,000 hours regardless of loading, any other external force or loosening of the nut. This study is focused on an expectation model for relaxation of high strength bolt, which is confined to creep on coated faying surfaces after initial clamping. The range of this experiment is limited to estimate the relaxation of bolted joints coated by inorganic zinc primer. The candidate bolts were dacro-coated tension control bolts. The parameters of coated thickness for the faying surface were 96, 168, and 226 $\mu$ m respectively. From experiments, it exhibited that the logarithmic function for creep strain was derived due to the parameter of coating thickness. By using the creep strain, subsequently the quantitative model for estimating long term relaxation of high strength bolt can be taken with the elapsed time. The experimental results showed that the relaxation after the initial clamping of high strength bolt rose to a much higher range from 10% to 18% due to creep of the coating as the coating thickness was increased. This study showed that the clamping force reflecting relaxation after the elapse of constant time can be calculated from the initial clamping force of high strength bolt.

## 요 지

고력볼트의 초기 체결력은 미끄럼표면조건에 따라, 일정시간이 경과될 때까지, 축력저하가 발생한다. 이 연구는 미끄럼접합부 표면에 도장이 되어있는 경우, 도장의 크리프현상에 따른 축력저하에 관한 예측 모델을 찾는 것이다. 이 실험연구 범위는 무기질 아연 프라이머로 도포된 볼트접합부의 장기축력저하에 한정한다. 실험에 적용된 볼트종류는 다크로 도포된 토크쉬어 볼트이다. 대상 표면의 도막 두께는 각각 96, 168, 226 $\mu$ m 이었다. 도막두께가 증가될수록, 초기 체결이후 축력이완율은 도막의 크리프 때문에 10%에서 18%로 증가되었다. 장기축력예측을 위한 정량적인 모델은 도막두께에 따른 크리프 스트레인과 경과된 시간사이에 회귀분석 결과로 얻어진다. 이 실험연구를 통해 미끄럼표면 도막의 크리프 거동특성을 알 수 있다면, 일정시간 경과후 고력볼트 체결력은 초기 체결력으로부터 구할 수 있다. 본 실험결과를 근거로 각 도막두께에 대한 장기축력이완이후의 고력볼트 체결력에 관한 정량적인 수식을 제안하였다.

**Key Words:** torque-shear bolt, temperature, torque coefficient, tension, torque

## 1. 서 론

강구조물 고력볼트 접합에서 미끄럼접합에 의해 체결된 고력볼트는 체결과정에서 체결작업이 완료된 직후, 도장이 없는 미끄럼접합부 표면의 경우 평균 3~5% 정도, 도장된 접합부 표면은 도장종류와 두께에 따라 축력저하가 더 심하게 발생되며 접합부에 외력이 작용하지 않아도 너트의 풀림현상이 없어도 시간경과와 함께 아주 약간씩 감소하게 된다(Kulak et al., 2003; 일본건축학회, 2003). 위와 같이 볼트축력이 시간경과와 함께 감소하는 현상을 축력이완이라고 한다. 고력볼트에 도입된 축력은 체결작업 직후부터 3~7일까지 약간 감소하는 경향을 나타내다가 500시간 정도 경과 후에는 축

력저하 현상이 멈추어 일정축력을 유지한다.

고력볼트 접합부의 축력이완이 발생하는 주된 원인은 볼트 체결직후 체결공구를 제거한 직후 탄성회복현상이 크다. 추가적으로 나사면, 좌면, 접합재 등에서의 접촉면 조도 표면 불균등, 형상오차에 기인하는 국부적인 소성변형이나 좌면함몰, 볼트 몸체의 크리프 현상 등을 들 수 있다. 따라서 축력저하에 관계하는 접합부 요소로는 접합재의 표면처리, 와서의 유무, 볼트 구멍의 클리어런스, 체결축력의 크기 등이다(김진호 외, 2003).

이러한 복합요인에 의해 발생한 고력볼트의 축력저하원인을 일일이 규명할 수 없지만, 와서, 볼트 구멍의 클리어런스, 체결축력을 동일하게 할 경우, 표면처리 상태에 따른 장기축력이완을 계측을 통해 예측가능하

\*† 정회원. 한국전력공사 전력연구원 책임연구원, 교신저자(hsnah@kepri.re.kr)

\*\* 정회원. 한국전력공사 전력연구원 선임연구원

\*\*\* 정회원. 서울시립대학교 건축공학과 박사과정

\*\*\*\* 정회원. 서울시립대학교 건축학부 교수

게 된다. 또한 접합표면에 도장이 도포되었을 경우에는 다른 외적 요인보다 훨씬 빠르게 도장 크리프가 진행된다. 또한 도장의 두께가 두꺼워질수록 크리프의 현상은 더욱 크며 크리프 현상이 클수록 체결된 고력 볼트의 축력은 손실량이 비례적으로 크다고 일반적으로 알려져 있다 (Kulak et al., 2003).

고력볼트 미끄럼접합부의 도장표면조건에 대한 규정이 미국의 AISC, 유럽의 EURO code3, 일본건축학회에서는 존재하고 있지만 한국강구조 설계기준은 없다. 고력볼트의 체결력에 영향을 미치는 외부환경요인으로 외기온도에 의존성에 관한 논문도 국내 1편 뿐이다 (Nah et al., 2009a). 고력볼트 이음부에서 광명단폐인트, 무기질아연도장과 같은 도장표면조건에 관한 미끄럼계수 기준이 없으며 따라서 장기축력이완에 대한 실험적인 연구도 최근 1~2편의 연구를 제외하고는 국내에서는 거의 찾아보기 힘들다(Nah et al., 2009b; Nah et al., 2010). 따라서, 본 연구에서는 고력볼트의 축력이완을 확인하는 과정에서, 고력볼트를 체결하는 미끄럼접합부의 도장두께별로 고력볼트 축력이완에 어느정도 영향을 미치며, 축력이완 이후 고력볼트에 도입된 축력확인이 가능한지를 평가할 목적으로 수행되었다.

## 2. 장기축력예측의 수학적 모델

고력볼트의 장기축력 손실은 다음과 같이 두 가지 원인으로 대변할 수 있다.

첫째, 강판과 볼트 몸체의 탄성수축을 포함하여 체결과정동안에 발생한 직접적인 탄성적 축력손실

둘째, 무기질 아연도장과 같은 도장층, 온도 영향, 그리고 볼트의 철제품의 이완에서 발생하는 크리프현상과 같이 시간경과 중에 발생하는 손실

강판과 볼트 몸체의 탄성수축은 미미한 것으로 보여진다. 왜냐하면 강재의 탄성계수에 비해 복합소재, 특히 무기질 아연도장과 같은 도장의 경우엔 탄성계수가 상대적으로 너무 작아서, 강재의 탄성수축에 앞서 도장의 크리프가 우선하기 때문이다. 이런 이유로 수학적 모델을 제시하기 위한 전제조건에서 무시한다. 이 수학적 모델은 시간 경과 중에 발생하는 도장 층의 크리프 현상에 의한 축력이완으로 제한하여 제시하고자 한다(Yang, 1999).

도장재료의 크리프 거동과 힘의 균형조건 그리고 상응조건을 알고 있으면, 시간( $t$ )에 대한 힘  $F(t)$ 를 결정할 수 있다. 크리프 거동과 볼트-하중 물성에 관련한 여러가지 접근방법이 Webster(1994)와 Arimond(1996)에 의해 제안되었다.

이 접근방법은 볼트가 감소하중 상수를 가진 스프링이라는 점, 즉 스프링 강성이 감소력에 따라 감소한다는 가정에 근거한 것이다. 볼트의 변형, 판 요소의 두께 변화, 축력이완이 진행함에 따른 볼트와 도장의 일체화된 거동을 설명하는 방정식 수립에 관한 것으로,

시간경과에 따른 볼트와 하중손실에 대하여, Arimond (1996)가 제시한 복합소재의 크리프에 적용 가능한 해법은 식(1)과 같고, Yang(1999)도 동일한 수식에 의해 시간경과에 따른 볼트의 체결력 산정을 위한 수학적 모델을 제안하였다.

$$F(t) = F_0 \frac{(C^f + C^b)}{(C^f + C^b(t))} \quad (1)$$

식(1)에서,  $F(t)$  는 시간경과에 따른 볼트 하중,  $C^b$  는 최초 도장 상수이다. 볼트 스프링상수  $C^f$ 는 적용된 하중을 볼트 변형으로 나눈 값이다. 이론적인 산출 값은 식(2)와 같다.

$$C^f = \frac{\sum T_{plate}}{(A_{bolt} + E_{bolt})} \quad (2)$$

식(2)에서,  $T_{plate}$ 는 접합부 플레이트 두께,  $A_{bolt}$ 는 볼트 단면적,  $E_{bolt}$ 는 볼트의 영계수를 나타낸다.

Arimond(1996)는 크리프 곡선에 필요한  $m$  값을 식(3)에서 0.25로 결정하고, 보편적인 복합재료의 크리프에 일반적으로 적용할 수 있다고 제안했으며, 이에 따른 장기축력이완 예측 수식을 식 (4) 와 같이 제안하고 있다.

$$\frac{1}{E_C} = \alpha + \beta \cdot t^m \quad (3)$$

$$F(t) = F_0 \frac{C^f + \left(\frac{H_0}{A_c}\right) \times \alpha}{C^f + \left(\frac{H_0}{A_c}\right) (\alpha + \beta \cdot t^m)} \quad (4)$$

여기서,  $H_0$ 는 도장두께,  $E_c$ 는 도장의 영계수,  $A_c$ 는 볼트에 재하된 응력 면적,  $t$ 는 시간이다.

Yang(1999, 2000)은 볼트로부터 접합부에 재하된 응력면적 산정을 시험체 규격은  $D_b < D_j < 3D_b$  그리고  $T \leq 8d_b$  이므로 아래와 같은 식(5)를 적용하였다.

$$A = \pi/4[(d_b^2 + d_h^2) + \pi/8(\frac{D_j}{d_b} - 1)(\frac{d_b \cdot T}{5} + \frac{T^2}{100})] \quad (5)$$

식(5)에서,  $A$ 는 접합부에 적용된 응력면적,  $d_b$ 는 볼트 머리 직경,  $d_h$ 는 구멍직경,  $D_j$ 는 강판 폭,  $T$ 는 접합부에 적용된 두께이다.

그러나, 본 연구에서는 시험체의 형상이  $D_j > 3d_b$ , 그리고  $T \leq 8d_b$ 에 해당하기 때문에, 아래와 같은 응력면적 산정 식(6) (Bickford, 1990)을 적용한다.

$$A = \pi/4[(d_b + \frac{T}{10})^2 - d_h^2] \quad (6)$$

Yang(1999)은 용융무기질 아연도장을 도포한 고력볼트 이음부의 장기축력이완에 필요한 수학적 모델을 수립하는데,  $m$  값을 0.2로 결정하고,  $a$ ,  $\beta$ 는 크리프상수는 실험을 통해  $a = 1.55 \times 10^{-3}$ ,  $\beta = 7.30 \times 10^{-3}$ 으로 결정했다. 시간경과에 따른 변수는  $a' = 3.42 \times 10^{-12}$ ,  $\beta = 1.61 \times 10^{-11}$  사용하면  $\pm 0.3\%$  이하의 신뢰도를 가진 볼트 체결력 변화를 예측할 수 있으며, 장기 축력이완 예측에 관해 아래 식(7)과 같이 제안하였다.

$$F(t) = F_0 \frac{C' \sigma_0 A + 1.55 \times 10^{-3} T}{C' \sigma_0 A + (1.55 \times 10^{-3} + 7.30 \times 10^{-3} t^{0.2}) T} \quad (7)$$

### 3. 시험 및 결과분석

#### 3.1 시험계획

본 연구에서는 도장의 탄성계수와 크리프의 관계를 결정하기 위한 시험체를 Fig. 1과 같이 구성하고, 고력볼트 이음부 크기 및 형상은 한국강구조학회 고력볼트 표준접합 설계편람(2009)를 참고하고, 일본건축학회 고력볼트 접합 설계시공 가이드북(2003)기준을 따랐다.

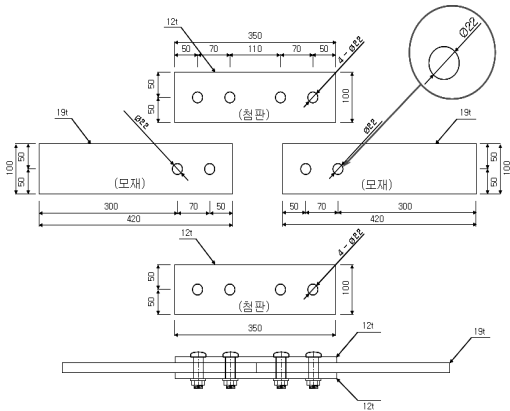


Fig. 1 2면 전단 시험체 모습

적용된 고력볼트 종류는 다크로TS 볼트로써, KS B2809에 적합한 F10T M20 이었다. 대상볼트의 물성은 인장강도가 1,000~1,200 N/mm<sup>2</sup> 항복강도는 900 N/mm<sup>2</sup> 으로 미국의 ASTM F 2280 (2006)에 적합한 TS볼트와 거의 유사하다. 최초 고력볼트에 도입된 체결축력은 직경 20mm에 적합한 표준볼트축력인 178kN을 도입했다. 고력볼트 이음부 표면에 적용된 도막의 크리프 현상에 따라 일정시간 경과 후(744시간) 고력볼트의 체결력을 측정하였다. 측정시간은 1,000 시간이후까지 계획되었지만, 후속 실험일정을 고려하여 체결이후 31일간 실제 측정되었다. 고력볼트 체결력 변화를 측정할 목적으로 각 고력볼트 체결시 와셔와 함께 로드셀을 동시에 부착했다. 사용된 로드셀의 민감도는 1.345 mV/V, 저항치는 350 Ω±1%이었다. 데이터취득은 도료소키에서 제작된 데이터로거를 이용했다. 회귀분석법에 의해 도출하여 장기축력 예측식을 제안하고자 하였다. 본 연구에서 도출된 장기축력이완에 대한 수학적 모델의 기준 시험체는 무기질 아연도막 두께 변화를 변수로 설정 하였다.

한국건축공사 표준시방서에 따르면, 강구조물에 적용되는 무기질아연도막의 적용두께는 75μm 이다. 본 실험연구에서는 표준도막두께를 상회한 경우에 어떤현

상이 발생하는지에 초점을 맞추었다. 따라서 실험에 적용된 고력볼트 2면 전단 이음부 표면에 최초 계획된 도장두께는 120, 180, 240 μm으로 구성하였으나 실제 측정된 도장두께는 96, 168, 226μm이었으며, 아래 Table 1 과 같다.

Table 1 시험체 일람 및 무기질아연도막 두께

시험체	도막 두께(단위:μm)		표준 편차
	계획	측정 평균	
R2KDZ1_1	120	96	19
R2KDZ1_2			
R2KDZ2_1	180	168	18
R2KDZ2_2			
R2KDZ3_1	240	226	22
R2KDZ3_2			

#### 3.2 결과분석

고력볼트의 체결력 측정은 로드셀을 이용하여 축력 측정의 시험오차를 최소화 하고자 하였다. Table 2 는 도장 두께별 시간경과에 따른 축력이완율을 분석한 결과이다. 168시간 경과후의 축력이완율은 10%를 상회하였고, 744시간 경과 후 최소 10.1%에서 최대 18.3%까지 나타났다. 측정기간 전체 대비 초기 1주일의 축력 감소율은 91%로 분석되었다.

Table 2 고력볼트 장기축력이완 결과

시험체명	평균도막 두께(μm)	시간대비 축력 이완율 (%)		(a)/(b) (%)
		168hr(a)	744hr(b)	
R2KDZ1_1	96	10.6	11.6	91
R2KDZ1_2				
R2KDZ2_1	168	13.2	14.4	91
R2KDZ2_2				
R2KDZ3_1	226	16.7	18.3	91
R2KDZ3_2				

### 4. 도막두께별 장기축력 예측식

#### 4.1 도막두께 96 μm 고력볼트 이음부

무기질 아연도장 두께 평균 96 μm를 나타낸 고력볼트 이음부에 대한 시간-크리프에 대한 경향을 분석하기 위해, 공학 통계학적인 접근을 수행하였으며, 일원분산분석과 회귀모형수립에 필요한 도구는 Minitab (Ver.15)(이승훈, 2008)를 사용하였다.

Arimond(1996)와 Yang(1999)이 이용했던 도장의 크리프를 산정하기 위해 식(3)에 상응하는 크리프 스트레인을 얻기 위해, 실험결과로부터 로그함수를 취한 회귀

분석 결과는 다음과 같다.

$$Creep\ Strain_{96} = 1.0 \times 10^{-4} + 3.0 \times 10^{-5} \log_{10} t \quad (8)$$

여기서  $t$ 는 시간이며, 이때의 표준편차(S)=  $8.75 \times 10^{-6}$ ,  $R^2$  (결정계수)=96.4% 이다.

Table 3에서 총편차의 제곱합  $\Sigma(y_i - y)^2$  은 총 변동 (total variation)으로, TSS (total sum of squares)는  $3.6 \times 10^{-6}$ 이며, 결정계수  $R^2$ 은 총 변동(TSS)을 회귀의 제곱합(SR)으로 나눈 값으로 96 %였다. 여기서,  $0 \leq R^2 \leq 1$ 의 범위를 갖게 되는데,  $x$  와  $y$ 의 상관관계가 크면 클수록 1에 가까워지며, 상대적으로 0에 가까우면 추정된 상관성은 무의미하게 된다. Table 4의 순차적 분산분석에서 선형, 2차, 3차분선분석의 검정통계량 값(F)는 0.000으로 유의수준  $\alpha=0.05$ 로 유의 검정했을 때, 기각치  $F(584; 0.05)=0.000$  보다 크기 때문에, 결과 값으로 구한 회귀곡선은 유의하다고 볼 수 있다.

Table 3 도막 평균 96  $\mu\text{m}$ 의 크리프 분산분석

출처	자유도 (DF)	제곱 합 (TSS)	평균제곱 (MS)	F	유의 확률
회귀	3	$3.5 \times 10^{-6}$	$1.2 \times 10^{-6}$	15,166	0.000
잔차 오차	1,694	$0.1 \times 10^{-6}$	$0.0 \times 10^{-6}$		-
합계	1,697	$3.6 \times 10^{-6}$			-

Table 4 도막 평균 96  $\mu\text{m}$ 의 크리프 순차적 분산분석

출처	자유도 (DF)	제곱합 (TSS)	F	유의 확률
선형	1	$3.3 \times 10^{-6}$	16,099	0.000
2차	1	$0.2 \times 10^{-6}$	1,650	0.000
3차	1	$0.0 \times 10^{-6}$	584	0.000

본 시험으로부터 얻어진 무기질 아연도막의 크리프를 시간과 스트레인 관계로 회귀분석 곡선은 Fig. 2와 같고, 로그함수로 치환한 곡선은 Fig. 3과 같다.

Arimond가 제안한 식(3)으로부터, 본 실험결과로부터 얻은 도막크리프 변형량에 대한 회귀분석결과 식(8)을 대입하면, 미끄럼 표면에 도포된 무기질 아연도막 96  $\mu\text{m}$  (표준편차 19  $\mu\text{m}$ ) 일 때를 고려한 고력볼트 이음부의 장기축력이완 예측은 다음 식(9)와 같이 얻을 수 있다.

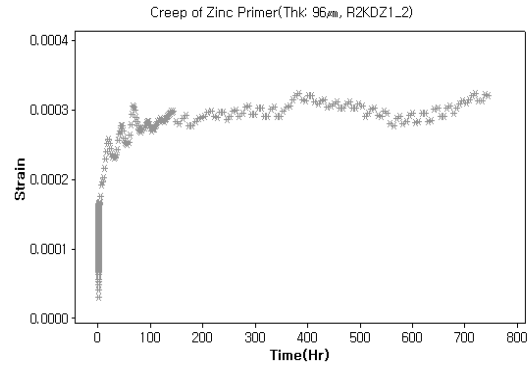


Fig. 2 도막(평균96 $\mu\text{m}$ )의 크리프 스트레인

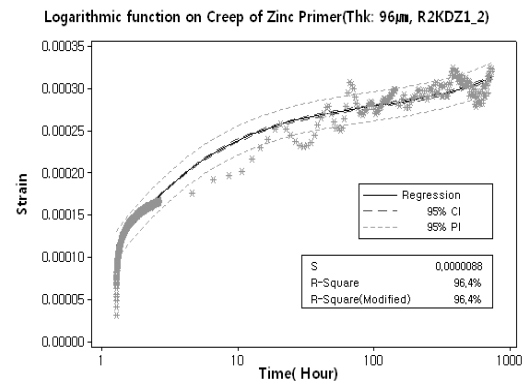


Fig. 3 도막(평균96 $\mu\text{m}$ )크리프 스트레인로그함수

$$F(t)_{96} = F_0 \frac{C^f + \left(\frac{H_0}{A_c}\right) \times 1.0 \times 10^{-4}}{C^f + \left(\frac{H_0}{A_c}\right) \left(1.0 \times 10^{-4} + 3.0 \times 10^{-5} \log_{10} t\right)} \quad (9)$$

식(9)에서 얻은 축력예측식과 실험결과를 비교한 장기축력이완 곡선은 Fig. 4와 같다.

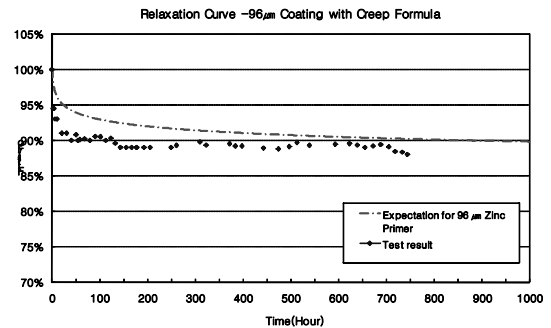


Fig. 4 도막평균 96  $\mu\text{m}$  이음부의 고력볼트 장기 축력 저하 실험결과와 예측

#### 4.2 도막두께 168 $\mu\text{m}$ 고력볼트 이음부

무기질 아연도장 두께 평균 168  $\mu\text{m}$  고력볼트 이음

부에 대한 크리프 분석은 다음과 같다. 무기질 아연도장 두께 평균 96  $\mu\text{m}$ 에 대한 크리프 산정방법과 동일한 방법으로 무기질 아연도장 평균 168  $\mu\text{m}$  고력볼트 이음부에 대한 시간-크리프에 대한 경향을 분석하였다. 무기질 아연도장의 크리프를 산정하기 위한 식(3)에 상응하는 실험결과의 곡선 회귀분석에 따른 결과는 식(10)과 같다.

$$Creep\ Strain_{168} = 2.0 \times 10^{-4} + 4.0 \times 10^{-5} \log_{10} t \quad (10)$$

여기서  $t$ 는 시간이며, 이때의 표준편차(S)는  $1.41 \times 10^{-5}$ ,  $R^2$ (결정계수)는 95.6% 이다.

Table 5 도막 평균 168  $\mu\text{m}$ 의 크리프 분산분석

출처	자유도 (DF)	제곱합 (TSS)	평균제곱 (MS)	F	유의 확률
회귀	3	$7.4 \times 10^{-6}$	$2.5 \times 10^{-6}$	12,296	0.000
잔차 오차	1,709	$0.3 \times 10^{-6}$	$0.0 \times 10^{-6}$	-	-
합계	1,712	$7.7 \times 10^{-6}$	-	-	-

Table 6 도막 평균 168  $\mu\text{m}$ 의 크리프 순차적 분산분석

출처	자유도(DF)	제곱합(TSS)	F	유의 확률
선형	1	$6.7 \times 10^{-6}$	10,933	0.000
2차	1	$0.5 \times 10^{-6}$	1,523	0.000
3차	1	$0.2 \times 10^{-6}$	1,053	0.000

Table 6에서 보듯이, 결정계수  $R^2$ 는 총 변동(TSS)을 회귀의 제곱합(SR)으로 나눈 값으로 95%였다. Arimond가 제안한 식(3)으로부터, 본 실험결과로부터 얻은 도장 크리프의 회귀분석 결과인 식(10)을 대입하면, 고력볼트 미끄럼 접합부가 무기질 아연도장 168  $\mu\text{m}$  (표준편차 18  $\mu\text{m}$ )로 도포되었을 경우를 고려한 고력볼트 이음부의 장기축력이완에 따른 축력이완 예측은 식(11)과 같다.

$$F(t)_{168} = F_0 \frac{C^f + \left(\frac{H_0}{A_c}\right) \times 2.0 \times 10^{-4}}{C^f + \left(\frac{H_0}{A_c}\right) \left(2.0 \times 10^{-4} + 4.0 \times 10^{-5} \log_{10} t\right)} \quad (11)$$

이 때의 도장의 크리프 곡선은 Fig. 5와 같고, 적합선 그림을 로그함수로 표현한 그래프는 Fig. 6 또한, 도장의 크리프 함수를 포함한 고력볼트의 장기축력에 측 식(11)에 따른 추세 곡선은 Fig. 7과 같다.

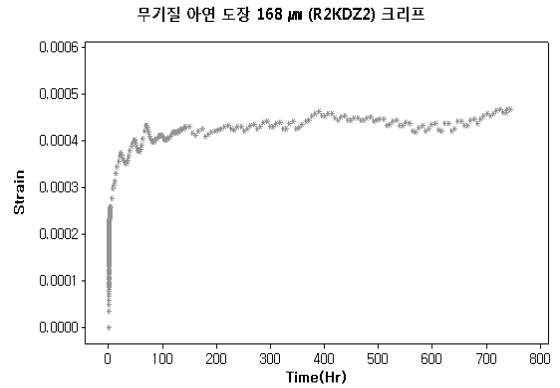


Fig. 5 도막 평균 168  $\mu\text{m}$ 의 크리프 곡선

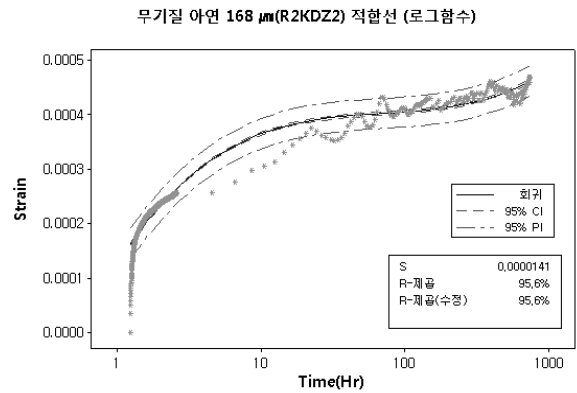


Fig. 6 도막 평균 168  $\mu\text{m}$ 의 크리프 로그함수

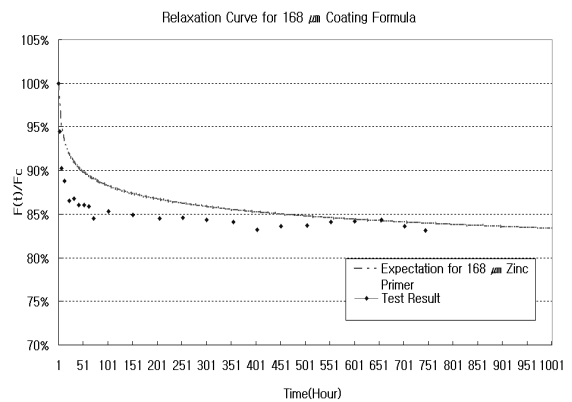


Fig. 7 도막평균 168  $\mu\text{m}$  이음부의 고력볼트 장기 축력저하 실험결과와 예측

### 4.3 도막두께 226 $\mu\text{m}$ 고력볼트 이음부

무기질 아연도장두께 평균 96  $\mu\text{m}$  고력볼트 이음부와 같은 방법과 마찬가지로, 무기질 아연도장 평균 226  $\mu\text{m}$ 으로 예측된 고력볼트 이음부에 대한 시간-크리프에

대한 경향을 동일한 방법으로 크리프계수를 산정하고, 실험결과 회귀분석을 통해 장기축력이완에 따른 축력 예측식을 제안하였다.

Table 7에서, 결정계수  $R^2$  은 총 변동(TSS)을 회귀의 제곱 합(SR)으로 나눈 값으로 96.4%였다.

Arimond(1996)가 제안했던 무기질 아연도장의 크리프를 산정하기 위한 식(3)에 상응하는 수식을 얻기 위해, 시간경과에 따른 각각의 고력볼트의 스트레인을 측정하고, 평균 스트레인으로부터 구한 곡선 회귀분석에 따른 결과는 식(12)와 같다.

$$Creep\ Strain_{226} = 3.0 \times 10^{-4} + 4.5 \times 10^{-5} \log_{10} t \quad (12)$$

표준편차(S) =  $2.16 \times 10^{-5}$ ,  $R^2$ (결정계수) = 96.4%

이때 도막의 크리프에 관한 분산분석결과는 Table 7 과 같고 순차적 분산결과는 Table 8과 같다.

Table 7 도막 평균 226  $\mu\text{m}$ 의 크리프 분산분석

출처	자유도 (DF)	제곱합 (TSS)	평균제곱 (MS)	F	유의 확률
회귀	3	$6.9 \times 10^{-6}$	$2.3 \times 10^{-6}$	4,898	0.000
잔차 오차	547	$0.3 \times 10^{-6}$	$0.0 \times 10^{-6}$	-	-
합계	550	$7.2 \times 10^{-6}$	-	-	-

Table 8 도막 평균 226  $\mu\text{m}$ 의 크리프 순차적 분산분석

출처	자유도(DF)	제곱 합(TSS)	F	유의 확률
선형	1	$6.5 \times 10^{-6}$	6,149	0.000
2차	1	$0.2 \times 10^{-6}$	203	0.000
3차	1	$0.2 \times 10^{-6}$	364	0.000

식(12)에서 얻은 크리프 스트레인을 축력 예측식에 대입하여 정리하면 고력볼트의 장기 축력예측이 가능하다. 즉, 무기질 아연도장 두께 226 $\mu\text{m}$  (표준편차 22 $\mu\text{m}$ )를 가진 고력볼트 이음부의 경우, 다음 식(13)으로 정리할 수 있다. 이때의 도장 크리프 곡선은 Fig. 8, 로그함수로 변경한 곡선은 Fig. 9와 같다, 또한, 도장의 크리프 예측식은 식(13)과 같다. Fig. 10과 같이 고력볼트의 축력이완 추세를 추정할 수 있다.

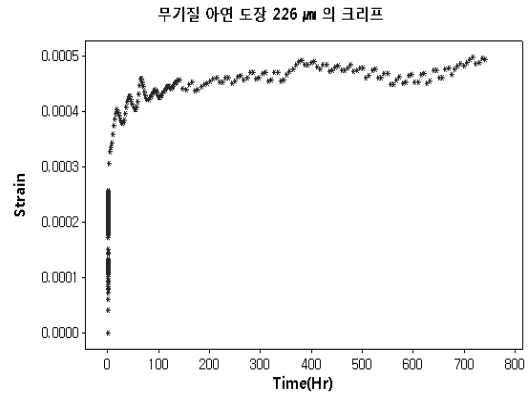


Fig. 8 도막 평균 226 $\mu\text{m}$ 의 크리프 곡선

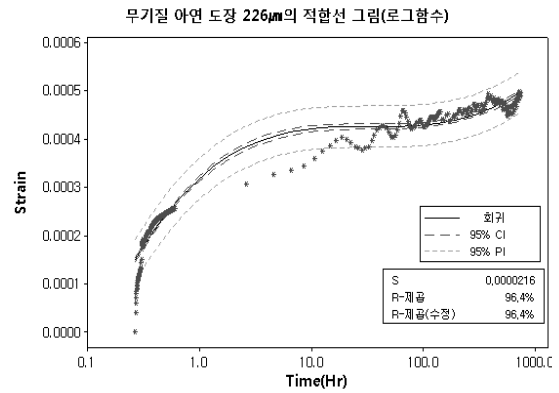


Fig. 9 도막 평균 226 $\mu\text{m}$ 의 크리프

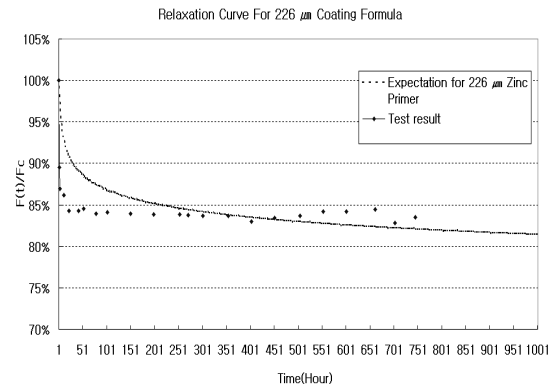


Fig. 10 도막평균 226  $\mu\text{m}$  이음부의 고력볼트 장기 축력저하 실험결과와 예측

$$F(t)_{226} = F_0 \frac{C^f + \left(\frac{H_0}{A_c}\right) \times 3.0 \times 10^{-4}}{C^f + \left(\frac{H_0}{A_c}\right) \left(3.0 \times 10^{-4} + 4.5 \times 10^{-5} \log_{10} t\right)} \quad (13)$$

4.4 소결

위와 같이 도장의 크리프를 고려하면 볼트체결이후 장기축력에 의한 볼트축력 예측이 가능하다. 도장두께에 따른 도장의 크리프 거동특성을 파악하기위해 각각의 시험체에 대한 시간경과에 따른 결과를 반영한 고력볼트의 장기축력이완은 Fig. 11과 같이 추세선을 반영할 수 있다.

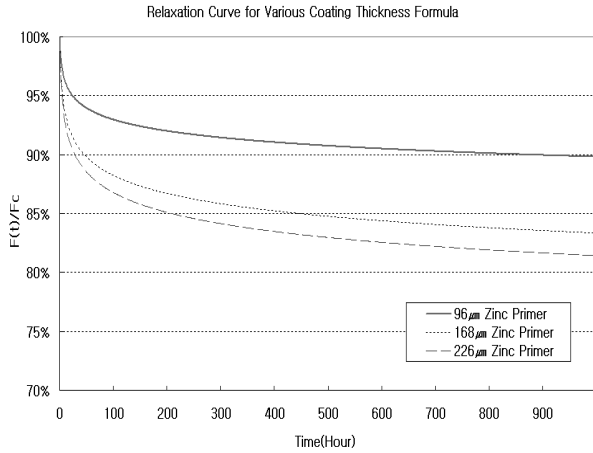


Fig. 11 무기질 아연도장 두께에 따른 고력볼트 장기축력예측

장기축력이완 10 %내외의 기준이 되는 무기질 아연도장 두께 96μm를 기준으로 1.75배, 2.3배되는 장기축력이완에 관한 시간경과 예측식의 기본형은 식(14), (15) 와 같고, 무기질 아연도장 크리프 상수 α와 β는 Table 9와 같이 회귀분석 실험 결과에 따른 크리프상수를 정리할 수 있다.

$$Creep = \alpha + \beta \cdot \log_{10} t \tag{14}$$

$$F(t) = F_0 \frac{C^f + \left(\frac{H_0}{A_c}\right) \times \alpha}{C^f + \left(\frac{H_0}{A_c}\right) (\alpha + \beta \log_{10} t)} \tag{15}$$

Table 9 고력볼트 이음부 장기축력예측을 위한 크리프 상수

고력볼트 미끄럼 이음부 (무기질 아연도장)	α	β
도막평균두께 96 μm	1.0×10 <sup>-4</sup>	3.0×10 <sup>-5</sup>
도막평균두께 168 μm	2.0×10 <sup>-4</sup>	4.0×10 <sup>-5</sup>
도막평균두께 226 μm	3.0×10 <sup>-4</sup>	4.5×10 <sup>-5</sup>

5. 결론

이 실험연구는 강구조물의 접합부에 설치된 고력볼트, 특히 미끄럼접합부에 도장이 되어있을 경우에 대한 고력볼트의 기 체결 축력을 확인하는 방법에 관한 것이다. 본 실험연구를 위한 시험체 조건은 무기질 아연도장 표면이었으며, 시험에 적용된 볼트는 다크로피막 TS볼트, 볼트직경은 M20 F10T이었다. 고력볼트 미끄럼 이음부의 표면에 도포된 무기질 아연도장의 측정 도막두께는 각각 96 μm, 168 μm, 226 μm이었다.

고력볼트 축력 측정값의 신뢰도를 위해 고력볼트 세트에 로드 셀을 와셔와 함께 삽입하여 시험대상 고력볼트 표준축력을 측정하였다. 고력볼트에 적용된 축력은 표준볼트축력인 178kN으로 설정하였다. 체결이후 도막의 크리프에 따른 축력이완이 진행된 시간은 744 시간까지 측정하였다. 실험결과, 장기축력이완율은 도막두께가 증가함에 따라, 그 장기축력이완율이 10%에서 18%까지 증가되었다. 또한, 체결직후 1주일 동안의 초기축력이완율이 전 측정구간의 90%를 상회하였다. 이 결과는 Kulak (2003)이 A325 볼트와 A354 BD 볼트를 대상으로 한 초기 장기축력이완율 90%와 유사한 결과이다.

본 연구에서는 무기질 아연도장의 탄성계수, 크리프, 고력볼트 초기 체결축력을 알고 있다면, 축력이완이 진행되는 1,000시간까지의 예상축력을 실험결과를 회귀분석을 통하여, 고력볼트에 도입된 축력을 정량적으로 확인할 수 있다. 이때의 장기축력이완을 고려한 축력예측결과를 수식으로 제안하였다.

위와 같은 방법에 따르면, 현재 강구조물의 고력볼트 접합부에 설치된 고력볼트는 축력확인이 불가능하였지만, 초기체결축력을 비롯한 몇 가지 요인정보를 근거로 어떤 도막종류나 도막두께와 상관없이 접합부 표면에 도포된 도막의 크리프 현상을 고려한 고력볼트의 도입축력 예측이 가능하다고 판단된다.

참고 문헌

1. 김진호, 우해성, 최성모(2003) 고력볼트 마찰접합부의 설계기준 및 내력에 관한 연구, 대한건축학회논문집, 제19권 4호, pp.27-35.
2. 이승훈(2008) Minitab을 이용한 공학통계 자료분석, 이레테크, 경기도군포, pp. 179-195
3. 한국강구조학회(2009) 고력볼트표준접합 설계편람, 도서출판 구미서관, 서울, pp. 19-25
4. 日本建築學會 (2003) 高力ボルト接合設計施工指針, 日本建築學會, pp. 124-126
5. Arimond J. (1996) Bolt-load modeling for composites, Machine Design, Farmington Hills, Michigan, USA. pp.114-118
6. ASTM F 2280-06 (2006) Twist off type tension control

- structural bolt/nut/washer assemblies, steel, heat treated, 150ksi minimum tensile strength*, ASTM International, Philadelphia, PA, USA.
7. Bickford J. H. (1990) *An introduction to the design and behavior of bolted joints*, Marcel Dekker Inc., New York, N.Y., USA. pp.97-99
  8. Kulak G. L, Fisher J. W. and Struik J. H.A. (2003) *Guide to design criteria for bolted and riveted joints*, 2nd Ed., AISC Inc., Chicago, IL., USA. pp.62-182
  9. Nah, H.-S., Lee, H.-J., Kim, K.-S., Kim, J.-H. and Kim, W.-B. (2009a) Method for estimating the clamping force of high strength bolts subjected to temperature variation, *International Journal of Steel Structures*, 9(2), pp.123-130.
  10. Nah, H.-S., Lee, H.-J., Kim, K.-S., Kim, J.-H. and Kim, W.-B. (2009b) Evaluation of slip coefficient of slip critical joints with high strength bolts, *Structural Engineers & Mechanics*, 32(4), pp.477-488.
  11. Nah, H.-S., Lee, H.-J., Kim, K.-S., Kim, J.-H. and Kim, W.-B. (2010) Evaluating relaxation of high-strength bolts by parameters on slip faying surfaces of bolted connections, *International Journal of Steel Structures*, 10(3), pp.295-303.
  12. Webster J. (1994) *Design Formula to Predict Retained Steel Bolt Stretch when Joining A380 Aluminum Components at High Temperature*, International Off-highway & Powerplant Congress & Exposition, SAE Technical Paper Series 941738, pp.1-9.
  13. Yang J. and DeWolf J. (1999) Mathematical Model for Relaxation in High Strength Bolted Connections, *Journal of Structural Engineering*, Aug., 125(8), pp.803-808.
  14. Yang J. and DeWolf J. (2000) Relaxation in High Strength Bolted Connections using Galvanized Steel, *Journal of Bridge Engineering*, May, 5(2), pp.99-106.