

## 현수교 PPWS용 소켓의 내벽 경사각이 소켓의 극한 하중계수에 미치는 영향

유 훈\* · 이성형\*\* · 서주원\*\*\*

Yoo, Hoon\*, Lee, Sung-Hyung\*\*, Seo, Ju-Won\*\*\*

### Effect of the Tapered Angle on the Ultimate Load Factors of PPWS Sockets in Main Cables of Suspension Bridges

**ABSTRACT :** Ultimate load factors of PPWS(Prefabricated Parallel Wire Strand) sockets in main cables of suspension bridges are studied with respect to the tapered angles of the inner surface of sockets. After briefly reviewing the current design method, 15 numbers of finite element models of sockets are prepared by varying the number of wires in a strand and the tapered angles. The finite element models are updated by comparing experimental and numerical results, so that the models can reflect the real behavior of sockets. The stress distributions at the first yielding and ultimate states are analyzed by performing the incremental load analysis using ABAQUS. It is concluded that the optimized tapered angle of sockets should be determined at the specific angle between the results of verification equations of the required bonding length and stress resistance length.

**Key words :** Socket, PPWS, Prefabricated Parallel Wire Strand, cable, suspension bridges

**초 록 :** 현수교 PPWS용 소켓의 내벽 경사각에 따른 소켓의 극한 하중계수의 변화를 검토하였다. 소켓의 구조 및 설계법을 간략히 정리하였고, 스트랜드 내의 강선 본수와 소켓 내벽 경사각을 매개변수화 한 15개의 소켓 모델을 설계하여 유한요소 모델을 작성하였다. 작성된 소켓 해석모델이 실제 소켓의 거동을 반영할 수 있도록 실험 결과와 해석 결과를 비교하여 소켓의 유한요소 모델을 개선하였다. 소켓 해석 모델에 대하여 ABAQUS를 이용하여 하중-변위 해석을 수행하였고, 최초 항복 및 극한 상태에서 소켓의 거동을 분석하였다. 해석 결과, 최대의 극한 하중계수를 갖는 소켓 내벽 경사각은 스트랜드 내의 강선 본수에 따라 달라짐을 알 수 있었다. 소켓 내벽의 최적 경사각은 현행 소켓 설계식의 필요 부착길이 검토식과 필요 응력저항길이 검토식의 경계가 되는 임계각에서 결정되었다.

**검색어 :** 소켓, PPWS, 평행선스트랜드, 케이블, 현수교

## 1. 서 론

현수교에서 주케이블은 행어 케이블로부터 전달되는 현수교의 주하중을 주탑 및 앵커리지 구조에 안정적으로 전달하기 위한 대형 인장 부재로서(Buckland, 2003), 충분한 안전율과 적합한 역학적 특성을 보유하여야 한다. 현수교 주케이블은 역학적으로 인장강도, 단면밀도 및 탄성계수가 커야 하고 가설 작업 및 방식 등의 후속 작업이 용이하게 수행될 수 있는 구조이어야 한다(JSCE,

\* 정희원 · 현대건설(주) 연구개발본부 토목건축연구개발실, 과장, 공학박사 (Corresponding Author · Hyundai Engineering & Construction · hoonyoo@hdec.co.kr)

\*\* 정희원 · 현대건설(주) 연구개발본부 토목건축연구개발실, 대리, 공학석사 (hlstl@hdec.co.kr)

\*\*\* 정희원 · 현대건설(주) 연구개발본부 토목건축연구개발실, 부장, 공학박사 (jwseo@hdec.co.kr)

Received June 13 2012, Revised November 5 2012, Accepted November 6 2012

1996; Lee, 2003).

현수교 주케이블로서 이러한 조건을 만족하는 평행선 케이블 (PWC: Parallel Wire Cable)은 일정 강도의 동일한 도금강선 수천본을 별도의 꼬임 없이 평행하게 배치하여 단일 구조로 거동하게 만든 것으로(Waisman et al., 2011), 일정 각도 이상 꼬아서 제작한 중소형 로프(Rope) 구조에 비하여 강도의 효율이 좋고 탄성계수가 크다. 이러한 이유로 최근에 건설되는 장경간 현수교의 주케이블은 대부분의 경우 평행선 케이블 형식이 채용되고 있다(JSCE, 1996; Lee, 2003).

현수교 주케이블용 평행선 케이블의 제작 방법 중의 하나인 공장 제작형 평행선 스트랜드(이하 PPWS: Prefabricated Parallel Wire Strand)는 엄격한 제작 관리로 높은 수준의 품질을 얻을 수 있다는 점과 케이블 가설 공기를 단축할 수 있다는 점에서 장점을 갖는다(Sun, 2004; Yoo et al., 2011). PPWS는 별도의 공장 제작 라인을 통하여 소정 본수의 강선을 육각형 형태로 묶어 스트랜드화 하고, 양 끝단을 소켓으로 고정하여 제품화 한 것이다. 제작 방법 및 형식으로부터 볼 때, PPWS 구조 시스템은 전통적인 스펠터(Spelter) 형식의 본체와, 납 혹은 아연 주물로 양단을 고정하는 기존의 로프 시스템의 소켓과 본질적으로 크게 다르지 않다. 그러나 현수교 주케이블용 PPWS는 기존 소형 로프 시스템에 비하여 스트랜드의 제작 길이가 상대적으로 길고 개별 강선이 평행 배치되며, 스트랜드 당 배치 강선 본수가 많아 양 끝단 고정 소켓의 크기가 크다는 차이점이 있다.

이러한 PPWS의 특징을 반영하기 위하여 PPWS의 설계와 제작에서 고려해야 할 중요한 요소는 스트랜드 내부의 균일한 강선의 길이 조정 문제와 정착단 소켓의 구조적 안정성 확보라고 할 수 있다. 특히, 소켓의 구조적 거동 및 소켓의 안정성은 PPWS 전체 시스템의 역학적 거동을 크게 변화 시킬 수 있기 때문에 면밀한 검토가 요구된다.

PPWS용 소켓은 허용응력설계법을 기반으로 개별 강선과 합금 주입재의 부착강도, 소켓 내부 합금주입재의 압축강도 및 소켓 본체의 압축응력을 검토하여 설계되고 있다. 이러한 설계법은 기존의 로프 구조에 사용되던 소형 스펠터 소켓의 설계법(JIS F 3432, 1995)을 대형 소켓에 적합하도록 개선한 것으로, 대형 소켓 본체의 3축 응력 상태를 부가적으로 고려한 설계법이라 할 수 있다(Komura et al., 1990).

그러나, 썬기형 소켓의 내부 경사각, 합금 주입부의 길이, 소켓 내면과 주입 합금재의 마찰 등과 같이 PPWS용 대형 소켓에서 불확실성이 많은 설계 변수에 대해서는 현재까지 확실한 연구 성과가 보고 된 바 없어서 기존의 경험적인 설계 사례를 별도의 검토 없이 그대로 따르는 경우가 많다. 로프

구조의 소형 스펠터 소켓의 경우, 합성수지를 주입재로 사용한 소켓의 상세 해석법 및 거동 특징(Brandon et al., 2001), 금속 주입재와 합성수지 주입재의 거동 차이(Brandon and Ridge, 2003) 등을 분석한 연구 성과가 발표된 바 있으나, PPWS용 대형 소켓에 대해서는 기존의 연구 결과를 거의 찾아 볼 수 없었다. 더욱이 최근에 적용되기 시작한 인장강도 1960MPa급의 고강도 강선(Yoo et al., 2011)을 적용한 PPWS의 경우에는 고강도 강선에 대응한 소켓의 거동 분석 및 설계법의 검토가 현재까지 연구된 바 없다.

본 논문에서는 인장강도 1960MPa급 초고강도 스트랜드를 적용한 현수교 주케이블용 PPWS 소켓의 구조적 거동을 분석하고, 주요 설계 변수에 따른 소켓의 구조적 거동을 검토하였다. 현행 소켓 설계법에 의거하여 스트랜드의 강선 본수 및 내부 경사각을 매개변수로 한 소켓 기하형상을 설계하였고, 거동 분석을 위한 유한요소 모델을 작성하였다. 또한 인장 실험에서 얻어진 소켓의 변형을 분포와 유한요소 해석 결과를 비교하여 실제 소켓의 거동을 반영할 수 있도록 유한요소 해석 모델을 개선하였다. 작성된 해석 모델에 대하여 하중-중분 해석을 수행하고 소켓 내외부의 응력 분포 및 하중-변위 거동을 분석하였으며, 소켓 내벽의 경사각이 소켓의 극한 하중계수에 미치는 영향을 분석하였다.

## 2. PPWS용 소켓의 설계법

### 2.1 소켓의 구조 및 설계 변수

현수교 주케이블용 PPWS 소켓은 원추형 소켓 본체와 소켓 내부에 방사형으로 펼쳐진 개별 강선 및 소켓 내부에 주입되는 주입 합금재로 구성된다. 소켓 본체는 일반적으로 KS D 4101에 명시된 탄소강 주강품으로 제작되며, 주입합금재로는 아연 98%와 동 2%의 성분을 갖는 주물합금(Casting alloy)이 사용된다(HBS 3503, 1989).

PPWS 소켓 구조는 스트랜드에 작용하는 인장력을 소켓 내부의 주입 합금재에 구속되어 있는 개별 강선의 부착력과 이로 인하여 발생하는 소켓 본체와 주입 합금재의 압축응력으로 저항하는 구조이다. 이러한 소켓의 구조는 구조용 로프에서 주로 이용되는 스펠터 타입의 소켓 시스템과 본질적으로는 동일하지만, 로프 시스템의 소켓에 비하여 기하학적인 형상이 크고, 주입 합금재의 재질이 다르다는 차이점이 있다.

현수교 주케이블용 PPWS 소켓은 일반적으로 허용응력설계법을 기반으로 하여 설계된다. 소켓 구조의 설계 검토 항목은 크게 개별 강선과 주입 합금재의 부착강도, 주입 합금재의 압축 응력 검토 및 소켓 본체의 응력 검토로 나눌 수 있다. 각 항목을

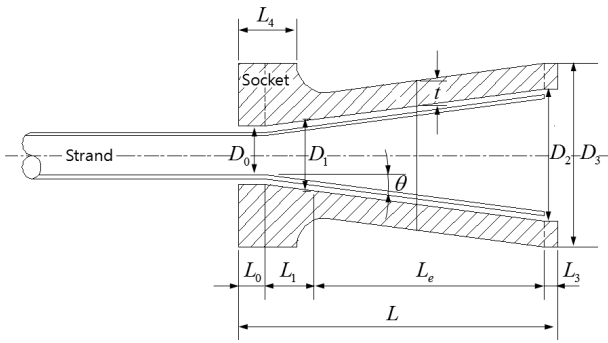


Fig. 1. Geometry and design variables of the PPWS socket

검토하여 PPWS 소켓의 기본적인 기하형상과 설계변수를 결정한다(Komura et al., 1990; JIS F 3432, 1995).

Fig. 1은 PPWS 소켓의 일반적인 기하형상과 주요 설계 변수를 나타낸 것이다. 소켓의 구조적 거동에 영향을 미치는 주요 설계 변수는 소켓 도입부의 직경( $D_0$ ), 소켓 내부 수평 구간의 길이( $L_0$ ), 합금 주입부의 유효 길이( $L_e$ ), 소켓 내벽의 두께( $t$ ) 및 소켓 내벽의 경사각( $\theta$ )이다. 소켓 도입부의 직경은 육각형으로 구성된 스트랜드의 최대 직경에 작업성을 위한 여유(약 10 mm)를 고려하여 결정된다. 소켓 내부의 수평 구간은 소켓 내부에서 개별 강선을 방사형으로 벌리는 시작점을 결정하기 위한 것으로 스트랜드 직경의 3/4 정도로 결정된다. 합금 주입부의 유효 길이는 소켓의 설계에서 가장 핵심적인 설계 변수로서, 소켓 내부에서 개별 강선이 주입 합금재로 구속 되는 실질적인 길이를 의미한다. 유효 길이는 다음 절에서 설명 될 개별 강선과 주입 합금재의 부착응력 검토와 주입 합금재의 압축응력 검토에 의하여 결정된다. 소켓 본체의 내벽 두께는 스트랜드의 인장력에 의하여 발생하는 소켓 본체의 압축응력을 지지할 수 있도록 결정되어야 하며, 다음 절에서 설명될 소켓 본체의 응력 검토식에 의하여 결정된다. 한편, 소켓 내벽은 소켓 내부에서 주입 합금재를 썩기 형태로 고정하여 개별 강선과 주입 합금재의 부착력을 증진시킬 수 있도록 일정한 경사를 갖도록 설계된다. 소켓 내벽의 경사각에 대해서는 특별한 설계 기준이 존재하지 않고 경험적으로  $7.5^\circ$  내외를 기준으로 설계되어 왔다.

그 외의 설계 변수는 소켓의 구조적 거동과는 무관한 보조 변수로서, 앞서 언급한 주요 설계 변수에 종속되어 결정되거나, 소켓 제작의 편의성을 고려하여 경험적으로 결정된다.

## 2.2 개별 강선 및 주입 합금재의 부착강도 검토

PPWS 소켓은 소켓 내부에서 방사형으로 펼쳐진 개별 강선과 소켓 내부에 충전된 주입 합금재가 상호간 부착 성능을 발휘하여

스트랜드의 인장력에 저항하는 구조이다. 따라서 스트랜드에 인장력이 작용할 때, 소켓 본체와 스트랜드가 서로 분리되지 않도록 소켓 내부의 합금 주입부는 충분한 부착 길이를 확보할 수 있도록 설계되어야 한다. 소켓 본체의 필요 부착길이( $L_b$ )는 개별 강선과 주입 합금재 사이의 부착강도와 스트랜드의 인장강도를 검토하여 식 (1)에 의하여 결정된다.

$$\tau_b \pi d L_b \geq \frac{\pi}{4} \sigma_t d^2 \quad (1)$$

여기서,  $\tau_b$ 는 수평으로 배치된 개별 강선과 주입 합금재의 허용 부착강도를 의미하며 개별 강선과 합금재의 발출실험과 안전율을 고려하여 통상적으로  $8.53 \text{ N/mm}^2$ 의 값을 적용한다. 한편  $\sigma_t$ 는 스트랜드의 인장강도이고  $d$ 는 개별 강선의 직경을 의미한다. 식 (1)은 개별 강선과 주입 합금재의 표면 부착력이 개별 강선의 인장강도 보다 커야함을 의미한다.

## 2.3 주입 합금재의 압축응력 검토

소켓 내부의 개별 강선과 주입 합금재 사이에 충분한 부착 성능이 발휘된다고 가정하면, 스트랜드의 인장력에 의하여 소켓 내벽과 내부의 주입 합금재에는 이에 상응하는 압축응력이 발생하게 된다. 주입 합금재에 작용하는 압축응력은 소켓 내벽의 썩기 효과, 합금재의 장기 수축 현상과 소켓 내벽 및 주입 합금재 표면의 마찰 등의 영향을 받아 소켓 내부의 위치에 따라 다르게 작용한다(Brandon et al., 2001). 그러나 설계상의 편의를 위하여 압축응력은 Fig. 2와 같이 합금재 표면에서 일정하게 작용하는 것으로 가정된다. 이 때 발생하는 압축응력은 스트랜드의 허용장력과 소켓 본체와 주입 합금재 사이의 마찰력을 고려하여 식 (2)로 결정된다(Komura et al., 1990; JIS F 3432, 1995).

$$\sigma_c = \frac{T}{A_{sf}} = \frac{2 \cos \theta}{\pi (D_1 + D_2) L_s} \frac{T}{\sin(\theta + \rho)} \quad (2)$$

여기서,  $T$ 는 스트랜드의 허용장력이고  $A_{sf}$ 는 소켓 내부 주입 합금재의 양단 지름  $D_1$ 과  $D_2$  및 길이  $L_s$ 로 결정되는 주입 합금재의 절단된 원추형 외부 표면적을 의미한다. 이 때,  $L_s$ 는 후술할 식 (4)의 조건에 의하여 결정되는 주입 합금재의 필요 응력저항길이이다. 한편,  $\theta$ 와  $\rho$ 는 각각 소켓 내부의 경사각과 소켓 본체와 주입 합금재 표면 사이의 마찰각을 의미한다. 이 때, 소켓 본체와 주입 합금재 표면 사이의 마찰 계수( $\mu$ )는  $\tan(\rho)$ 로 표현된다.

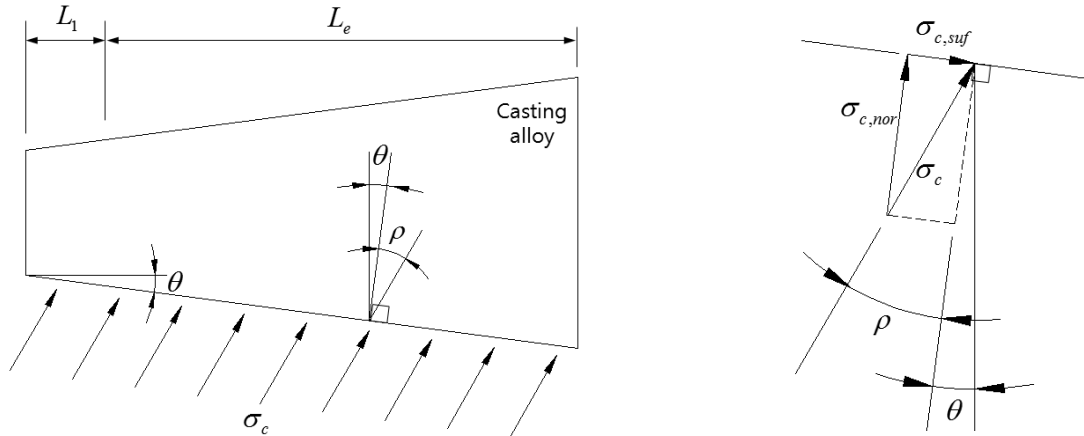


Fig. 2. Compressive stress on the casting material

주입 합금재에 작용하는 압축응력은 Fig. 2와 같이 수직응력 (\$\sigma\_{c,nor}\$)과 표면 마찰응력(\$\sigma\_{c,suf}\$)으로 분리되므로 식 (3)과 같이 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} \sigma_{c,nor} &= \sigma_c \cos(\rho) \\ \sigma_{c,suf} &= \sigma_c \sin(\rho) \end{aligned} \quad (3)$$

소켓 내부의 주입 합금재는 상응하는 수직응력을 견딜 수 있을 정도로 충분한 길이만큼 주물 주입되어야 한다. 주입 합금재의 필요 응력저항길이(\$L\_s\$)는 소켓 내벽의 마찰력 및 합금재의 압축 강도를 고려하여 식 (4)를 통하여 결정된다.

$$\sigma_{c,nor} \leq \sigma_{ca} \quad (4)$$

여기서, \$\sigma\_{ca}\$는 주입 합금재의 압축 허용응력이며, 아연-동 합금의 경우는 시간 지연 수축에 대한 안전율을 고려하여 39.2 N/mm<sup>2</sup>을 적용한다(JIS F 3432, 1995).

소켓 내부 주입 합금재의 유효 길이(\$L\_e\$)는 식 (1)에서 결정된 필요 부착길이(\$L\_b\$)와 식 (4)에 의해서 결정된 필요 응력저항 길이(\$L\_s\$) 중, 보다 큰 값으로 결정된다.

## 2.4 소켓 본체의 응력 검토

스트랜드에 인장력이 작용할 때, 소켓의 벽면은 3축 응력 상태에 있게 된다(Komura et al., 1990). 소켓의 벽면을 두꺼운 두께를 갖는 원통 구조(Hearn, 1997)로 가정하면, 소켓 벽체의 임의의 미소 요소에 대하여 축방향 응력(Axial stress: \$\sigma\_x\$)과 원주방향 응력(Circumferential stress: \$\sigma\_\theta\$) 및 원주 직각방향 응력(Radial stress: \$\sigma\_r\$)은 식 (5)로 계산할 수 있다(Komura et al., 1990).

$$\sigma_x = \frac{T}{\pi/4(D_o^2 - D_i^2)}, \sigma_\theta = \frac{\sigma_{c,nor}(D_o^2 + D_i^2)}{D_o^2 - D_i^2}, \sigma_r = -\sigma_{c,nor} \quad (5)$$

여기서, \$D\_i\$와 \$D\_o\$는 임의의 요소가 위치한 소켓 제어단면의 내경과 외경을 의미하고, \$\sigma\_{c,nor}\$은 식 (3)에서 계산된 소켓 내벽에 수직으로 작용하는 압축응력을 의미한다.

이 때, 소켓 본체가 안정 상태에 있기 위해서는 3축 응력 상태의 미소 요소에 대한 유효응력(Von-Mises stress)이 소켓 본체의 허용응력보다 작아야 한다. 소켓 본체의 임의의 제어단면에 대해서 식 (6)을 검토하면 소켓 내벽의 두께(\$t\$)를 결정할 수 있다. 소켓 본체의 항복응력(\$\sigma\_y\$)에 대한 안전율(F.S.)은 일반적으로 1.7을 적용하지만, 본 연구에서는 극한 상태의 소켓 거동을 분석하기 위한 목적이므로, 실험기의 용량 등과 같은 실험상 편의를 위하여 안전율은 적용하지 않았다(F.S.=1.0).

$$\sigma_{eq} = \frac{\sqrt{(\sigma_x - \sigma_\theta)^2 + (\sigma_\theta - \sigma_r)^2 + (\sigma_r - \sigma_x)^2}}{2} \leq \sigma_y / F.S. \quad (6)$$

## 2.5 설계변수에 따른 소켓 설계 결과

기하형상에 따른 소켓의 거동 변화를 살펴보기 위하여 스트랜드 당 강선 수와 소켓 내벽의 경사각을 변화시킨 총 15개의 PPWS 소켓 모델에 대하여 식 (1)~(6)을 검토하여 설계하고, 주요 설계 변수를 결정하였다. 설계에 사용된 PPWS 소켓 및 주입 합금재의 재료 물성을 정리하면 Table 1과 같다.

본 논문에서 적용된 스트랜드는 인장강도가 1960MPa이고 한 스트랜드 당 강선 본수는 91본, 127본 및 169본이다. 췌기형 소켓의 내벽 경사각은 5°~15°까지 분포 시켰으며, 소켓 내벽과

Table 1. Material properties of the socket and casting material

Component	Item	Material property
Strand	Tensile strength( $\sigma_t$ )	1960 MPa
	Nominal diameter of wires( $d$ )	5.4 mm
	Safety factor for allowable tensile force( $T$ )	2.5
Socket	Material grade	SCW450 (KS D 4101)
	Yield stress( $\sigma_y$ )	275 MPa
	Safety factor(F.S.)	1.0
Casting material	Material	Zn 98% + Cu 2%
	Allowable compressive strength( $\sigma_{ca}$ )	39.2 N/mm <sup>2</sup>
Etc	Allowable bonding strength( $\tau_b$ )	8.53 N/mm <sup>2</sup>
	Friction coefficient( $\mu = \tan(\rho)$ )	0.2

Table 2. Design results of the sockets

Number of wires	Tapered angle $\theta$	$D_0$ (mm)	$D_1$ (mm)	$D_2$ (mm)	$t$ (mm)	$L_0$ (mm)	$L_1$ (mm)	$L_e$ (mm)
91	5.0	70	78	149	23.0	30	45	409
	7.5	70	82	167	23.0	30	45	324
	9.0	70	84	182	22.0	30	45	311
	12.0	70	89	221	20.5	30	45	311
	15.0	70	94	260	19.0	30	45	311
127	5.0	81	90	175	27.5	36	53	488
	7.5	81	95	196	27.0	36	53	386
	9.0	81	97	206	27.0	36	53	343
	12.0	81	103	235	25.5	36	53	311
	15.0	81	109	275	23.5	36	53	311
169	5.0	91	102	201	32.0	41	61	567
	7.5	91	107	225	31.5	41	61	448
	9.0	91	111	237	31.0	41	61	398
	12.0	91	117	254	30.5	41	61	323
	15.0	91	124	290	28.5	41	61	311

주입 합금재 사이의 마찰계수는 강재와 아연 금속의 마찰계수 값인 0.2를 적용하였다. 각 소켓 모델에 대한 설계 결과와 결정된 주요 설계 변수를 정리하면 Table 2와 같다.

### 3. 유한요소 모델링 및 검증

#### 3.1 유한요소 모델링 및 하중-증분 해석 방법

변화된 설계 변수로 설계된 소켓에 대하여 유한요소 해석을 수행하기 위하여 상용 해석 프로그램인 ABAQUS를 이용하였다. 사용 요소는 3차원 솔리드 요소인 C3D8R(ABAQUS Inc., 2007)를 적용하였고, 설계된 소켓 본체의 기하형상은 그대로

모델링에 반영되었다. 유한요소 모델에서 소켓 내부의 주입 합금재와 주입 합금에 묻혀 있는 개별 강선은 고려하지 않았다. Fig. 3은 소켓의 유한요소 모델을 나타낸 것이다.

한편, 소켓의 극한응력 분포 상태를 조사하기 위해서는 하중-증분 기법을 이용한 비선형-탄소성 해석을 수행하여야 하므로 소켓 재료의 탄소성 거동을 고려하여야 한다. 소켓 본체는 탄소강 주강품(SCW450)으로 KS D 4101에 규정된 바와 같이 항복 강도는 450MPa이며, 탄성계수는 210,000 N/mm<sup>2</sup>이고 Poisson비는 0.3이다. 소켓 재료는 균질하고 등방성 재료임을 가정하였으며, 소켓 재료의 비탄성 거동은 탄성-완전 소성 거동 하는 것으로 고려하였다.

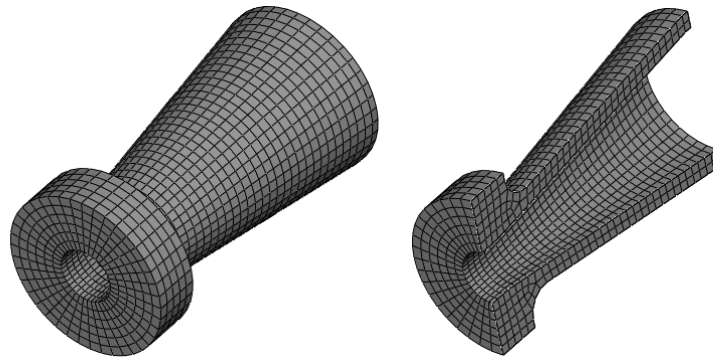


Fig. 3. Finite element model for the socket

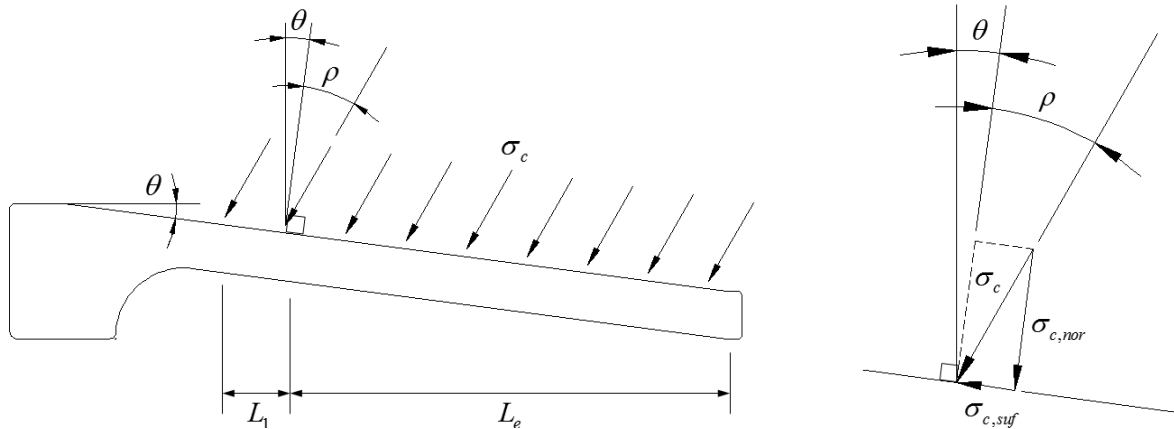


Fig. 4. Distributed forces on inner surface of the socket

구속 경계 조건으로 소켓 전면에 대하여 축방향 구속을 도입하였으며, 소켓 내벽에 작용하는 하중에 대해서는 식 (3)에 의하여 결정된 주입 합금재 표면의 분포응력이 소켓 내벽의 경사면에 균등하게 작용하는 것으로 고려하였다. 이 때, 소켓 내벽의 수직응력( $\sigma_{c,nor}$ )은 수직 압력(Pressure)으로 재하 되었고, 표면 마찰 응력( $\sigma_{c,suf}$ )은 표면력(Surface traction)으로 재하 되었다(Fig. 4 참조).

### 3.2 유한요소 모델의 검증에 위한 인장 실험 및 개선 설계 변수

소켓 유한요소 해석 모델의 타당성을 검증하기 위하여 스트랜드의 인장 실험(Yoo et al., 2011)에서 얻어진 소켓 외표면의 변형을 분포와, 동일한 조건으로 해석한 유한요소 해석 결과를 비교하였다. 또한 비교된 결과를 토대로 유한요소 모델이 실제 소켓 거동을 반영할 수 있도록 설계 변수를 조정하여 모델을 개선하였다.

비교 대상이 된 소켓은 Table 2에 설계된 모델 중에서 스트랜드 당 강선수가 127이고 소켓 내벽의 경사각이 7.5°인 모델이다.

실제 스트랜드의 인장실험은 참고문헌(Yoo et al., 2011)에서 확인 할 수 있는 바와 같이 점진적으로 하중을 가하여 스트랜드가 파괴 상태에 이를 때까지 수행되었다. 인장 실험 중, 소켓 표면의 변형률과 소켓 위치에 따른 변형률의 변화를 계측하기 위해서 Fig. 5와 같이 소켓 표면에 3축 변형률 게이지를 설치하였다.

실험 결과와 유한요소 해석 결과의 비교는 스트랜드에 허용 하중  $T$ (안전계수 2.5)가 작용하는 시점에서 비교 되었다. 유한요소 모델의 개선에 사용된 설계 변수는 소켓 내벽과 주입 합금재 사이의 마찰계수( $\mu$ )와 식 (3)에 의하여 소켓 내벽에 분포하는 압축응력의 분포 길이( $L_1 + L_e$ )로 결정하였다.

설계상에 적용된 소켓 내벽과 주입 합금재 표면의 마찰계수는 0.2였으나, 실제 실험체에서 마찰계수를 정확하게 예측하기는 어렵다. 특히, 실험에 사용된 실제 소켓의 내벽이 아연 도금 되었다는 점과 주입 합금재 표면의 거칠기 등의 변화를 정확하게 예측할 수 없다는 점을 고려하면, 소켓 내벽과 주입 합금재 표면 사이의 실제 마찰계수는 설계상에서 가정한 마찰계수와는 다소 차이가 있을 것으로 판단되었다.

또한, 참고문헌(Brandon et al., 2001)에서 지적된 바와 같이

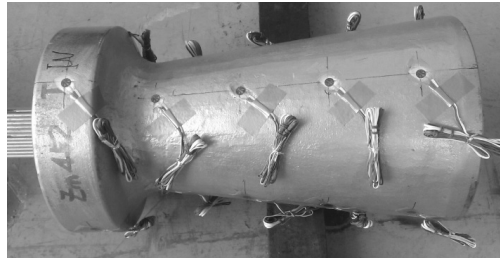
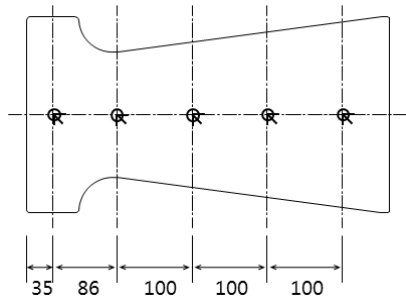
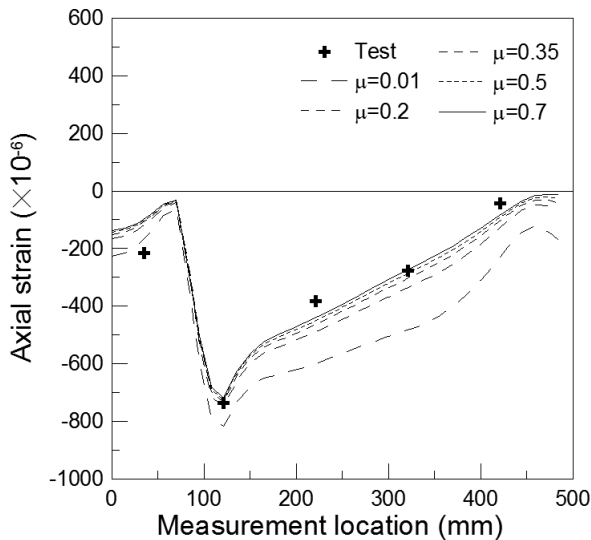
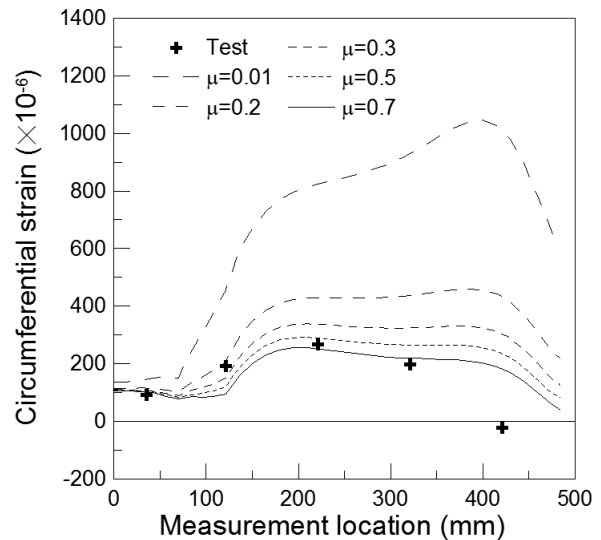


Fig. 5. Gauges on the surface of the socket



(a) Axial strain



(b) Circumferential strain

Fig. 6. Strain distributions on the surface of the socket with respect to friction coefficients

주입 합금재는 시간이 지남에 따라 수축현상이 발생하기 때문에 식 (3)에 의하여 발생하는 압축응력은 소켓 내벽에 균등하게 분포하지 않는다. 이러한 합금재의 수축현상은 합금재의 부피가 큰, 소켓의 후면부에서 보다 크게 발생한다. 따라서 소켓 내벽에 작용하는 압축응력의 분포 길이를 유한요소 모델의 개선 변수로 결정하였다.

그 외에 유한요소 모델의 개선을 위한 변수로는 소켓 제작이 주강품으로 제작된다는 점을 고려하여 기하형상의 불규칙성 등을 고려할 수 있겠으나 유한요소 모델에서 변수 개선을 위한 합리적인 기준이 없어 개선 변수에서는 제외시켰다. 즉, 소켓의 기하형상은 설계 조건을 완벽히 만족하도록 제작되었음을 가정하였다.

### 3.3 유한요소 모델의 개선: 소켓 내벽과 주입 합금재 표면의 마찰계수

Fig. 6은 스트랜드에 허용 인장하중이 작용하는 경우에서

인장실험에서 측정된 소켓 표면의 변형율과 유한요소 해석으로부터 얻어진 변형율의 분포를 비교한 것이다. Fig. 6(a)에서 수직축은 축방향 변형율을 의미하고 Fig. 6(b)에서 수직축은 원주방향 변형율을 의미한다. 한편, 수평축은 Fig. 6(a)와 6(b) 모두 Fig. 5에서 나타난 변형율 측정 위치를 의미한다. Fig. 6에서 십자형 기호로 표시된 점은 인장실험에서 측정된 소켓 표면의 변형율이다. 또한 소켓 내벽과 주입 합금재의 마찰계수 ( $\mu$ )를 변화 시키며 유한요소 해석을 수행하여 Fig. 6에 비교하여 나타내었다.

Fig. 6(a)의 축방향 변형율을 비교하면, 해석에서 변화시킨 마찰계수가 0.7에 근접할수록 유한요소 해석 결과는 실제 실험에서 측정된 축방향 변형율과 일치함을 알 수 있다. 실제 실험에서 소켓 내벽이 이연 도금 되었다는 점과 이연 금속 사이의 마찰계수가 약 0.7에 해당하는 점을 고려하면, 이러한 비교 결과는 타당한 것으로 판단된다. 즉, 실험에 사용된 소켓의 내벽과 주입 합금재의 표면의 실제 마찰계수는 설계값 0.2가 아닌

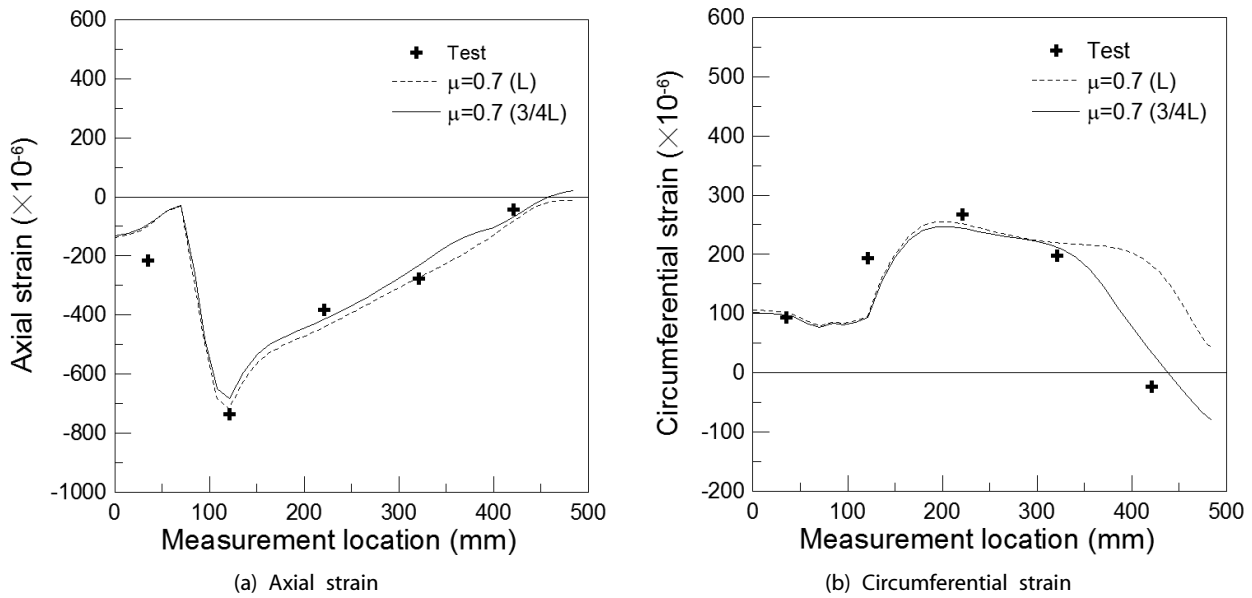


Fig. 7. Strain distribution on the surface of the socket after modifying the length of the applied forces

0.7에 근접함을 의미한다.

한편, Fig. 6(b)의 원주방향 변형율의 비교에서도 유사한 결과가 도출되었다. 유한요소 해석상에서 두 재료의 마찰계수가 0.7에 해당할 때, 해석 결과와 실험 결과는 잘 일치하였다. 다만, 소켓의 후면부 1/4 부분에서 실제 실험에서 측정된 원주 방향 변형율은 거의 발생하지 않는 반면, 해석에서 예측된 값은 일정한 변형율이 발생하여 다소 차이가 있음을 확인하였다.

### 3.4 유한요소 모델의 개선: 내부 압력 분포 길이

소켓 내벽과 주입 합금재의 마찰계수를 변화 시킨 해석 모델과 실험 결과의 검증에서 소켓 후면부의 원주 방향응력은 해석 결과와 실험 결과가 다소 차이가 있었다. 이는 참고 문헌 (Brandon et al., 2001)에서 지적한 시간 지연에 따른 주입 합금재의 수축 현상과 관련이 있다. 시간이 지남에 따라 주입 합금재에는 주물 재료의 특징인 수축 현상이 발생하기 때문에 소켓 내벽과 주입 합금재 사이에는 약간의 공극이 발생하게 된다. 이러한 현상은 소켓 전면부 보다는 합금재의 용적이 비교적 큰 소켓 후면부에서 보다 크게 발생하는 것이 당연하다. 따라서 스트랜드에 인장력이 작용할 때, 소켓 전면부의 내벽에는 식 (3)에서 계산된 압축응력이 완전히 전달되지만, 소켓 후면부에는 소정의 압축응력이 전달됨을 보증할 수 없다.

따라서, 본 논문에서는 유한요소 해석 모델에서 식 (3)에 의해서 결정된 소켓 내벽의 압축응력의 분포 길이( $L_1 + L_c$ )를 소켓 전면부로부터 3/4 위치까지만 재하하고 실험 결과와 비교하였다. 이 때 응력의 분포길이 3/4는 Fig. 6(b)에서 소켓의

원주방향 변형율이 감소하는 지점을 감안하여 결정된 것이다. Fig. 6과 마찬가지로 Fig. 7은 변형율 측정 위치에 따른 축방향 변형율과 원주방향 변형율을 비교한 것이다. 비교 결과, 유한요소 해석에서 예측된 축방향 변형율과 원주방향 변형율은 모두 실험에서 측정된 변형율과 매우 잘 일치함을 알 수 있었다. Fig 7에서 확인할 수 있는 바와 같이 소켓 내벽의 압축응력 분포길이를 소켓 전길이(L)로 재하한 경우, 축방향 변형율 분포는 실험 결과와 잘 일치하였으나, 원주방향 변형율 분포는 소켓 끝 부분에서 실험에서 측정된 결과와 차이를 보였다. 반면, 소켓 내벽의 압축응력 분포길이를 3/4L로 재하한 경우에는 축방향 변형율과 원주방향 변형율 모두 실험 결과와 잘 일치함을 알 수 있다.

결과적으로 본 논문에서 해석에 사용된 유한요소 모델은 소켓 내벽과 주입 합금재의 표면 마찰계수와 소켓 내벽에 작용하는 압축응력 분포 길이를 조정하여 실제 소켓의 거동을 반영할 수 있도록 개선되었다. 개선 적용된 마찰계수 값은 0.7이었고, 식 (3)에 의하여 결정된 압축응력은 소켓 전면부로부터 3/4 위치까지만 작용되는 것으로 결정되었다.

## 4. 소켓의 하중-증분 해석 결과

### 4.1 유효 응력 분포

실제 소켓의 거동을 반영할 수 있도록 개선된 유한요소 모델을 대상으로 소켓의 하중-증분 해석을 수행하였다. Fig. 8은 강선 본수 127개와 소켓 내벽 경사각이 7.5°인 모델에 대해서



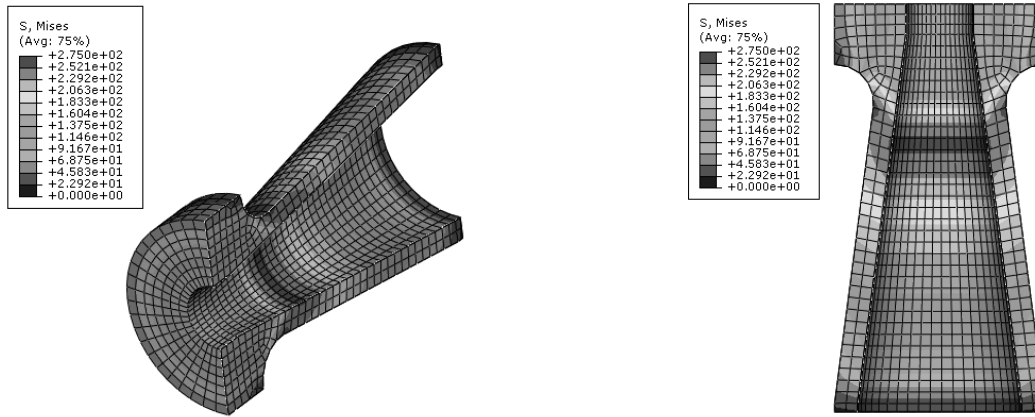


Fig. 8. Distribution of the effective stress of the socket at the first yielding

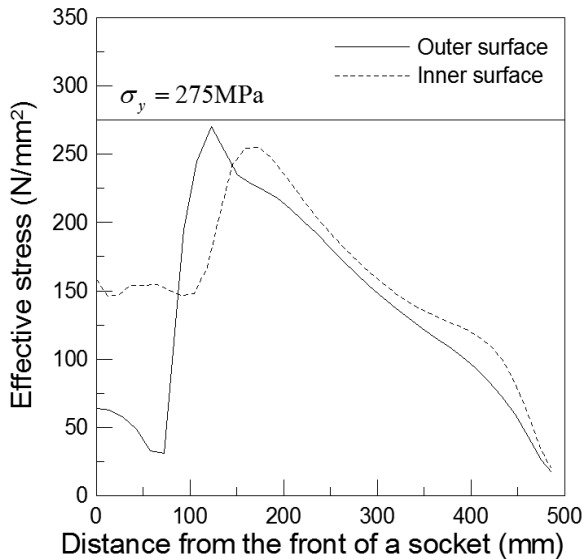


Fig. 9. Stress distributions on the inner and outer surfaces of the socket at the first yielding

소켓 요소에 최초로 항복이 발생한 때의 유효응력 분포를 나타낸 것이다. 또한 Fig. 9는 소켓의 외벽과 내벽에 걸쳐 발생하는 유효응력의 분포 양상을 그래프로 나타낸 것이다.

썰기형으로 제작된 소켓의 기하형상 및 주입 합금재의 시간 지연 수축 현상 등을 고려하면 소켓 전면부의 목부분에서 응력 집중이 발생할 것으로 예상할 수 있다. Fig. 8에서 확인할 수 있는 바와 같이 썰기형 소켓의 전면부 목부분에서 최대 응력이 발생하였으며 가장 먼저 항복에 도달하였다. 또한 Fig. 9를 살펴보면 소켓 외벽과 내벽의 응력 분포는 다소 차이를 알 수 있는데, 소켓 외벽에서는 목부분에서 최대 응력이 발생하는 반면, 소켓 내벽에서는 소켓 전면부로부터 약 1/3 위치에서 최대 응력이 발생함을 알 수 있다. 최초 항복은 소켓 외벽에서부

터 발생하며, 소켓의 실제 파괴 현상은 소켓 외벽에서부터 발생 될 것으로 예측 가능하였다.

#### 4.2 하중-변위 거동

Fig. 10은 강선 본수와 소켓 내벽의 경사각에 따라 작성된 유한요소 모델에 대하여 내벽의 압축응력과 표면력의 증가에 따른 소켓의 하중-변위 거동을 나타낸 것이다. Fig. 10에서 수직축은 식 (3)에 의하여 계산된 분포력에 대한 하중계수(재하 하중에 대한 배수)를 의미하며, 수평축은 소켓 후면부의 발생 변위를 나타낸다. 그래프에서 중공 표기와 중실 표기는 각각 소켓에 최초 항복이 발생된 시점과 소켓의 거동이 극한 상태에 도달한 때의 시점을 의미한다. 여기서 소켓의 극한 상태는 소켓의 내벽에 작용하는 응력의 증가 없이도 과도한 변위가 발생하여 소켓이 안정성을 상실하기 시작한 시점으로 정의된다.

Fig. 10에서 확인할 수 있는 바와 같이 소켓의 거동은 소켓 목부분에서 응력 집중에 의한 최초 항복이 발생한 이후, 충분한 여유 구간 없이 극한 상태에 도달함을 알 수 있다. 소켓의 여유비를 극한상태의 하중계수와 최초 항복시의 하중계수의 비로 정의하면, 전체 해석 모델의 여유비는 약 1.01~1.10 사이의 값을 가진다.

한편, 최초 항복이 도달하는 시점의 하중계수는 모든 해석 모델에서 1.0을 상회하였다. 또한, 경사각에 따른 일부 모델에서는 극한 하중계수가 2.0에 달하는 경우도 있음을 알 수 있다. 따라서, 현행 소켓 설계법에 의하여 설계된 PPWS 소켓은 소켓 자체의 안전율을 고려하지 않았음(F.S.=1.0)에도 불구하고 스트랜드 허용 장력에 대한 충분한 안전율을 확보할 수 있음을 알 수 있으며, 소켓 내벽의 경사각에 따라 일반적으로 적용하는 안전율(F.S.=1.7)을 상회하는 설계 결과를 얻을 수도 있음을 알 수 있다.

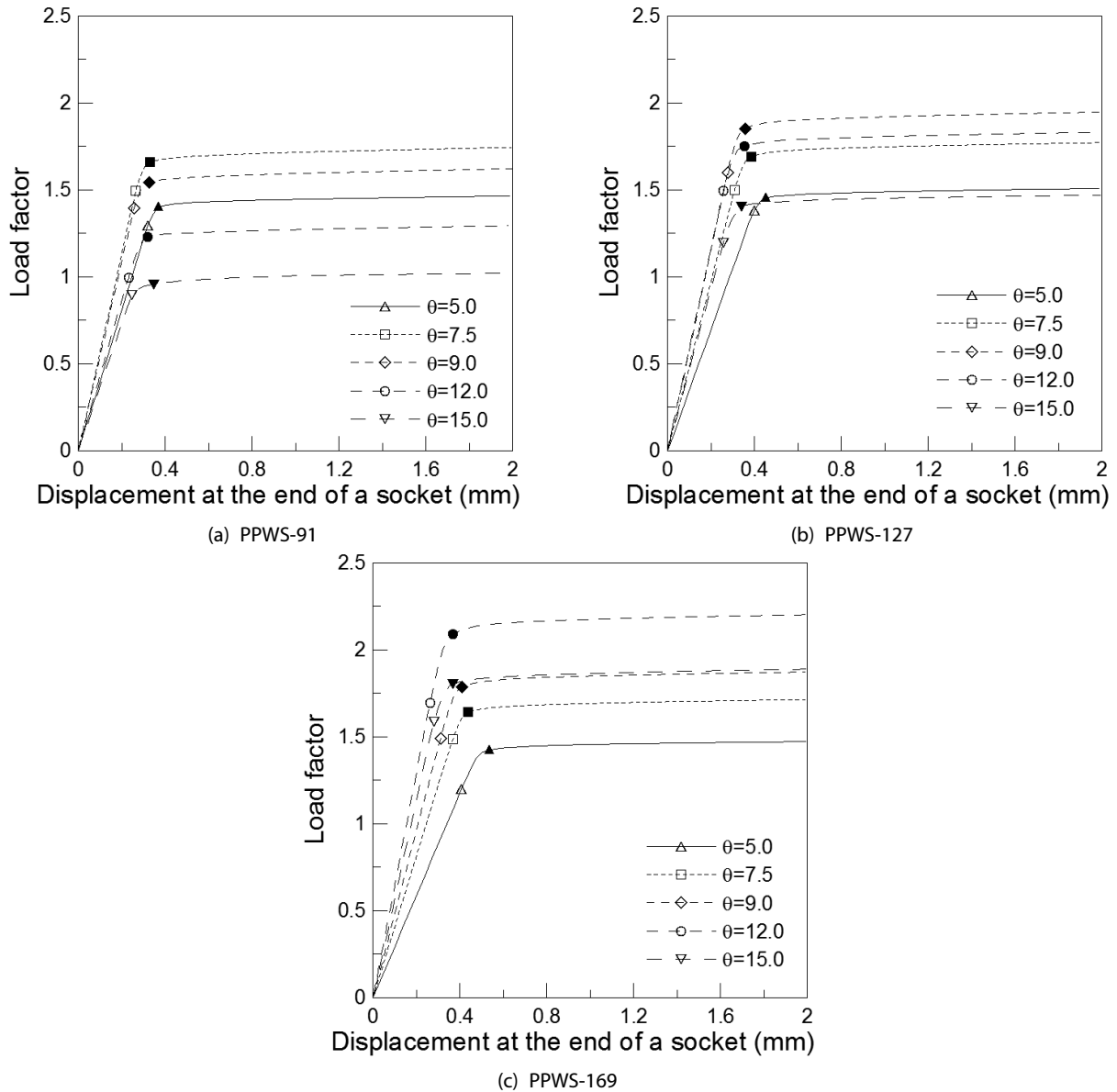


Fig. 10. Load-displacement curves of sockets

### 4.3 소켓 내부각에 따른 항복 하중계수의 변화

각 해석 모델에서 소켓에 최초 항복이 발생하는 시점의 항복 하중계수와 극한 하중계수의 변화를 검토하였다. Fig. 11은 소켓 내벽의 경사각에 따른 최초 항복 발생 시점의 하중계수와 극한 하중계수의 변화를 나타낸 것이다. Fig. 11(a)의 수직축은 소켓에 최초 항복이 발생하는 시점의 하중계수를 의미하고, Fig. 11(b)의 수직축은 소켓의 극한 하중계수를 의미한다. 한편, Fig. 11(a)와 11(b)의 수평축은 소켓 내벽의 경사각을 의미한다.

Fig. 11(a)에서 최초 항복시의 하중계수가 가장 큰 내부 경사각은 스트랜드 내부의 개별 강선 본수에 따라 변화 하였다.

즉, 스트랜드 내부의 개별 강선 본수가 91인 경우, 최대 하중계수는 내벽 경사각 7.5°인 모델에서 나타났고, 강선 본수가 127개와 169개인 경우, 최대 하중계수가 관찰되는 내벽의 경사각은 각각 9°와 12°인 것으로 나타났다. 따라서, 가장 최대의 최초 항복 하중계수를 갖는 소켓의 내벽 경사각은 스트랜드의 강선 본수에 따라 달라짐을 알 수 있다. 이러한 현상은 Fig. 11(b)의 극한 하중계수의 변화에서 보다 명확하게 나타난다. 따라서 보다 최적의 소켓 설계를 위해서는 스트랜드의 강선 본수와 관계없이 일반적으로 7.5° 내외의 소켓 내벽 경사각으로 설계해 왔던 종래의 소켓 설계법을 준용하기 보다는 스트랜드의 강선

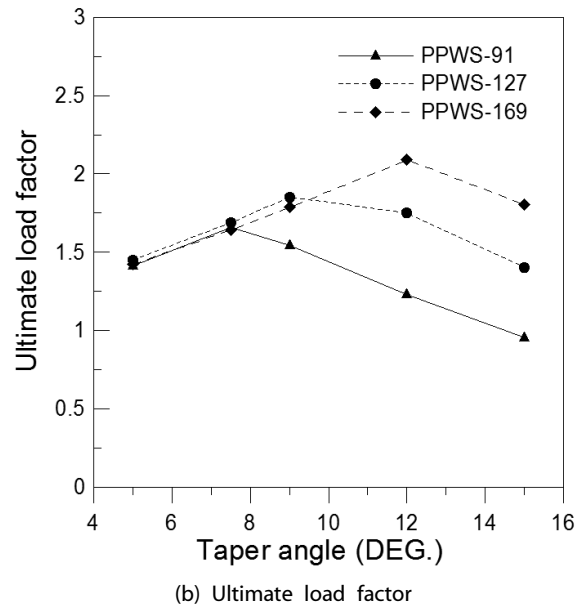
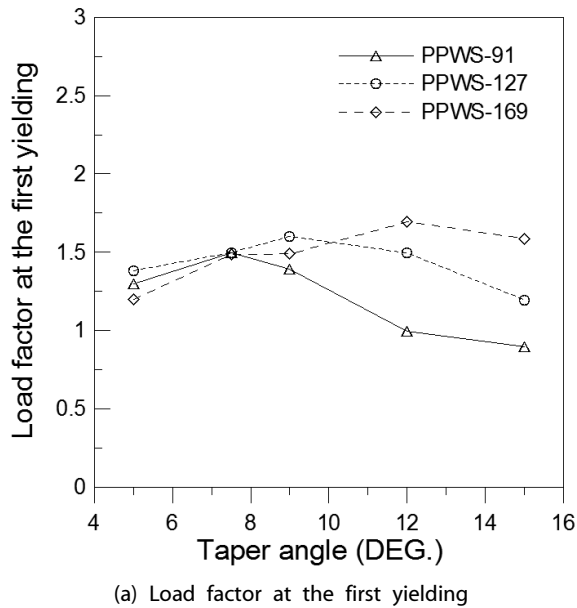


Fig. 11. Variation of the load factors with respect to the taper angles of the socket

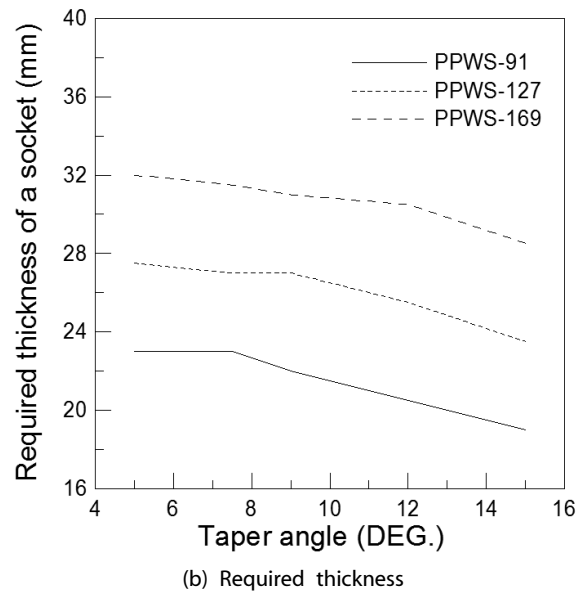
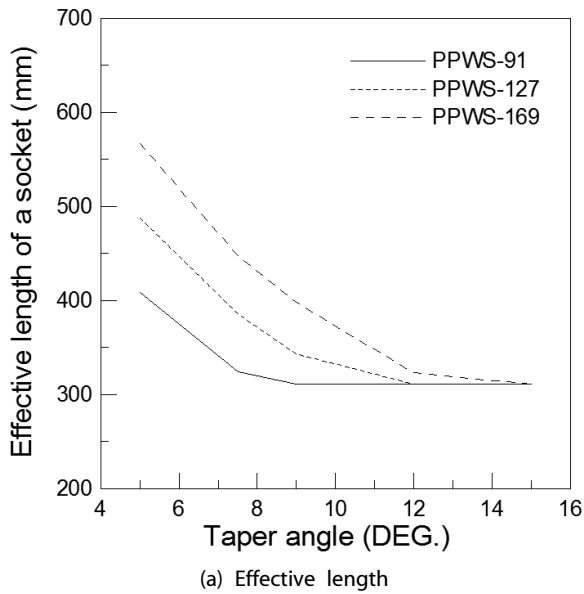


Fig. 12. Variations of the design variables with respect to the taper angles of the socket

본수에 따른 최적의 소켓 내벽 경사각을 도출하여 설계하는 것이 바람직하다고 판단된다.

한편, 소켓 내벽 경사각에 따라 최초 항복 및 극한 하중계수가 변화하는 거동의 원인은 식 (1)과 (4)로 결정되는 소켓의 설계식 분석을 통하여 추론할 수 있다. Fig. 12는 소켓 내벽의 경사각의 변화에 따른 소켓 설계 변수의 변화를 나타낸 것이다. Fig. 12(a)는 소켓 내벽 경사각의 변화에 따른 소켓의 유효길이의 변화를 나타낸 것이고, Fig. 12(b)는 소켓 내벽 경사각의 변화에

따른 소켓 두께의 변화를 나타낸 것이다.

전술한 대로 소켓 본체의 유효길이는 식 (1)에서 결정되는 필요 부착길이( $L_b$ )와 식 (4)에서 결정되는 필요 응력저항길이 ( $L_s$ ) 중에서 큰 값으로 결정된다. 이 때, 필요 부착길이는 개별 강선의 표면적과 주입 합금재의 허용 부착강도에 의하여 결정되는 것으로 강선 본수나 소켓 내벽의 경사각과는 관련이 없는 값이다. 반면, 식 (4)에서 결정되는 필요 응력저항길이는 주입 합금재의 허용 압축응력과 표면적에 의하여 결정되기 때문에

스트랜드 내의 강선 본수와 소켓 내벽의 경사각에 따라 크게 달라지게 된다.

Fig. 12(a)에서 확인 할 수 있는 바와 같이 소정의 강선 본수를 갖는 모델에서 소켓의 유효길이는 소켓 내벽의 특정 경사각 이전까지는 식 (4)로부터 얻는 필요 응력저항길이에 의하여 지배되고, 특정 경사각을 넘어서면 식 (1)로부터 얻는 필요 부착강도에 의하여 결정됨을 알 수 있다. 즉, 소켓 내벽의 경사각이 다소 작은 경우에는 주입 합금재의 표면이 작아지기 때문에 주입 합금에 작용하는 압축응력 검토식의 영향이 크게 나타나는 것이며, 경사각이 큰 경우에는 주입 합금재의 표면적이 커지기 때문에 주입 합금재의 압축응력은 작아지고 개별 강선과 주입 합금재의 부착력이 보다 중요한 인자가 된다.

이 때, 스트랜드의 강선 본수에 따라서 두 식의 지배 경계가 되는 특정 경사각은 Fig. 11에서 최초 항복 하중계수의 최대값을 나타내는 최적 경사각과 일치한다. 따라서 최초 항복이 발생하는 하중계수를 최대로 하기 위한 최적의 소켓 내벽 경사각은 개별 강선과 주입 합금재의 부착강도 검토식(식(1))과 주입 합금재의 압축응력 검토식 (식(4))의 지배 경계가 되는 임계각에서 결정하여야 한다는 것을 알 수 있다.

한편, Fig. 12(b)에서 소켓 벽체의 필요두께는 소켓 내부 경사각이 커짐에 따라 점차 감소하게 되는데, 이는 식 (2)에서 결정되는 소켓 내벽의 수직압축응력이 감소하기 때문이다. 이 경우에도 소켓 두께의 감소가 급변하는 특정 경사각은 Fig. 11에서 결정된 최적 경사각과 일치함을 알 수 있다.

## 5. 결론

본 논문에서는 현수교 주케이블용 PPWS 소켓의 거동을 분석하고 내벽 경사각에 따른 소켓의 극한 하중계수의 변화를 검토하였다. 현행 소켓 설계법을 간략히 기술 하였고, 소켓의 거동에 영향을 미치는 주요 설계 변수를 정리하였다. 인장강도 1960MPa급의 스트랜드에 대하여 소켓 내벽의 경사각의 변화에 따른 15개의 소켓 해석 모델을 설계하였고, 유한요소 해석 모델을 작성하였다. 소켓의 실험 결과와 해석 결과를 비교하여 유한요소 해석 모델이 실제 소켓의 거동을 반영할 수 있도록 개선 하였으며, 해석 모델을 대상으로 소켓의 극한 하중계수를 예측하기 위한 하중-중분 해석을 수행하였다. 해석된 결과를 분석하여 최초 항복시 소켓의 거동을 분석하였고, 내벽 경사각에 따른 소켓의 극한 하중계수의 변화를 검토하였다. 해석 결과로 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

(1) 유한요소 모델이 소켓의 실제 거동을 반영할 수 있도록

개선한 결과, 소켓 내벽과 주입합금재 표면의 마찰계수는 설계시의 가정 사항과는 다르게 0.7에 근접하였으며, 적용 마찰계수 값에 따라 소켓 내의 변형을 분포는 큰 차이를 보였다. 결과적으로 정확한 소켓 설계를 위해서는 소켓 내벽의 도금 여부 및 표면 거칠기에 따른 엄밀한 마찰계수 산정이 필요함을 알 수 있다.

- (2) 주입 합금재의 압축응력에 의하여 소켓 본체 내벽에 전달되는 분포력은 소켓 후면부 3/4 정도까지만 유효하게 분포하는 것으로 나타났다. 이것은 주입 합금재의 장기 수축 현상에 의한 것으로 주입 합금재의 부피가 상대적으로 큰 소켓 후면부에서는 합금재에 의하여 소켓 내벽에 전달되는 분포력은 거의 없었다.
- (3) 소켓 본체의 안전율을 고려하지 않았음(F.S.=1.0)에도 불구하고, 전 모델에서 소켓의 최초 항복 발생 시점의 하중계수는 1.0을 상회하였으며, 현행 소켓 설계법에 의거하여 설계된 PPWS 소켓은 충분한 안전율을 확보하고 있었다. 또한, 소켓의 내벽 경사각을 변화시킴으로서 일반적으로 적용되는 안전율(F.S.=1.7)에 상응하는 충분한 안전율을 확보할 수 있음을 알 수 있었다.
- (4) 최초 항복시의 하중 계수 및 극한 하중계수가 가장 크게 나타나는 최적의 소켓 내벽의 경사각은 스트랜드의 강선 본수에 따라 달라졌다. 스트랜드당 91본의 강선을 갖는 경우, 소켓 내벽의 최적 경사각은 7.5°였으며, 127본과 169본의 경우에는 각각 9.0°와 12°인 것으로 나타났다. 또한, 극한 하중계수를 최대로 하기 위한 최적의 소켓 내벽 경사각은 개별 강선과 주입 합금재의 부착강도 검토식과 주입 합금재의 압축응력 검토식의 지배 경계가 되는 임계각에서 결정되어야 함을 알 수 있었다.

## 감사의 글

본 연구는 국토해양부 건설기술혁신사업 초장대교량사업단 제2핵심과제의 연구비 지원(과제번호: 08기술혁신E01-초장대교량사업단)에 의하여 수행되었습니다. 연구비 지원에 감사드립니다.

## References

- ABAQUS Inc. (2007) *ABAQUS 6.7 Analysis user's manual*.  
 Brandon J.E., Chaplin C.R., Ridge I.M.L. (2001) Analysis of a resin socket termination for a wire rope, *The Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, Vol. 36, No. 1, pp. 71-88.  
 Brandon J.E., Ridge I.M.L. (2003) Comparison of white metal and

- resin socket terminations for wire ropes, *The Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, Vol. 38, No. 2, pp. 149-160.
- Buckland P.G. (2003) Increasing the load capacity of suspension bridges, *Journal of Bridge Engineering*, ASCE, Vol. 8, No. 5, pp. 288-296.
- Hearn E.J. (1997) *Mechanics of materials*. Butterworth-Heinemann.
- Honshu-Shikoku Bridge Authority (1989) *HBS 3503 Prefabricated parallel wire strand*.
- Lee S.W. (2003) Planning and design of suspension bridges. (in Korean)
- Japanese Society of Civil Engineers (1996) *Technology and trend of suspension bridges*. (in Japanese)
- Japanese Standard Association (1995) *JIS F 3432 Ship's steel wire sockets*.
- Komura T., Wada K., Takano H., Sakamoto Y. (1990) Study into mechanical properties and design method of large cable sockets, *Structural/Earthquake Engineering*, JSCE, Vol. 7, No. 2, pp. 251-262.
- Korean Agency for Technology and Standards (2001) *KS D 4101 Carbon steel castings*.
- Sun J. (2004) Suspension cable design of the New San Francisco-Oakland Bay Bridge, *Journal of Bridge Engineering*, ASCE, Vol. 9, No. 1, pp. 101-106.
- Waisman H., Montoya A., Betti R., Noyan I.C. (2011) Load transfer and recovery length in parallel wires of suspension bridge cables, *Journal of Engineering Mechanics*, ASCE, Vol. 137, No. 4, pp. 227-237.
- Yoo H., Seo J.W., Lee S.H. (2011) Applicability verification of high-strength parallel wire strands by tensile tests. *KSCE Journal of Civil Engineering*, Vol. 31, No. 6A, pp. 435-447. (in Korean)