

마찰 접촉을 고려한 현수교 PPWS용 소켓의 거동 해석

유 훈* · 이성형** · 서주원***

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

Behavior Analysis of PPWS Sockets for Suspension Bridges Considering Frictional Contact

ABSTRACT

A sophisticated finite element model is illustrated to analyze the behavior of Prefabricated Parallel Wire Strand (PPWS) sockets for main cables of suspension bridges. An orthotropic model is proposed for the casting material by considering both effects of individual wires and a casting alloy, and the contact between surfaces of a socket and a casting alloy is idealized by using the Coulomb friction and the surface-based contact model. The proposed FE model is verified by comparing the strain distributions obtained from the tensile test and FE analysis. The mechanical behavior of a socket is investigated with respect to the variation of the frictional coefficient. The result shows that the friction between surfaces significantly diminishes the stress concentration of a socket and a casting alloy, and the normal stress from the design equation represents the averaged value of the upper and lower quartiles in the distribution of contact stresses between a socket and a casting alloy.

Key words : Parallel wire strand, Socket, Frictional contact, Finite element analysis, Suspension bridges

초록

현수교 주케이블용 평행강선 스트랜드(PPWS) 소켓의 엄밀한 수치해석을 위한 유한요소해석 모델을 제안하였고, 제안된 해석 모델을 이용하여 소켓의 거동을 분석하였다. 개별 강선과 소켓 내부 주입 합금재의 영향을 고려한 직교 이방성 재료 모델을 적용하였고, Coulomb 마찰 및 표면 접촉 모델을 도입하여 소켓 내면과 주입 합금재 표면의 접촉 상태를 구현하였다. 인장 실험으로부터 측정된 소켓 외면의 변형률과 유한요소 해석 결과를 비교하여 제안된 유한요소 해석 모델의 타당성을 검증하였고, 마찰계수의 변화에 따른 소켓의 거동을 해석하였다. 해석 결과, 소켓 내면과 주입 합금재 표면의 마찰은 소켓과 주입 합금재에 발생하는 응력 집중을 크게 완화 시켰으며, 소켓 설계법에서 정의된 수직응력식은 소켓 내면과 주입 합금재 표면의 접촉응력 분포에서 상하부 사분위값의 평균을 대표하는 것으로 나타났다.

검색어 : 평행강선 스트랜드, 소켓, 마찰 접촉, 유한요소 해석, 현수교

1. 서론

구조용 로프는 소정 본수로 모아진 스트랜드 다발의 양 끝단을 고정 마감하고, 일정 거리의 정착단 사이에 설치하여 인장력에 저항할 수 있도록 고안된 구조를 통칭한다. 이러한 로프 구조는 중량이 가볍고 매우 유연하며, 강도 효율이 높다는 장점이 있어서, 토목, 건축, 선박 및 해상 구조물 등과 같이 인장 지배 구조가 많이 적용되는 분야에서 주요 부재로 매우 폭넓게 적용되어 왔다. 양 끝단을

* 정희원 · 교신저자 · 현대건설(주) 연구개발본부 토목연구개발실 과장, 공학박사

(Corresponding Author · Hyundai E&C R&D division · hoonyoo@hdec.co.kr)

** 정희원 · 현대건설(주) 연구개발본부 토목연구개발실 과장, 공학석사 (hlstl@hdec.co.kr)

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

Received August 21 2012, Revised February 22 2013, Accepted June 3 2013

고정 마감하여 인장력에 저항하는 로프형 구조에서는 양 끝단 마감 방법의 강도 효율성이 기술적으로 매우 중요하다. 로프형 구조에서 양 끝단의 마감 방법은 일반적으로 크게 재료적인 마찰부착 특성을 이용하는 방법과 기계적인 연결 특성을 이용하는 방법으로 구분된다(Verreet, 1999; Wire rope technical board, 2005; Feyrer, 2010).

재료적인 마찰부착 특성을 이용한 마감 방법은 로프 양 끝단에 삽입된 원추형 소켓에 납이나 아연 혹은 합성수지를 채워 넣어, 로프와 주입재 사이의 마찰부착에 의하여 케이블의 인장력에 저항하는 방법으로, 대표적인 적용 예로는 아연 합금을 주입한 개방형 혹은 폐쇄형 스펀터 소켓이 있다. 재료적인 마찰부착 특성을 이용한 마감 방법은 소켓의 제조 및 주물 작업 등과 같이 품질 관리가 다소 난해한 작업을 수행하여야 한다는 단점이 있는 반면, 마감된 양 끝단 고정단의 강도는 로프 본체의 인장력을 완전히 지지할 수 있다는 점에서 강도 효율이 높다(Verreet, 1999; Wire rope technical board, 2005; Feyrer, 2010). 한편, 기계적인 연결 특성을 이용한 마감 방법은 로프의 제조 및 작업성에 주안점을 둔 방법으로, Splice, Clamp 및 Wedge 등을 활용한 마감 방법을 말한다. 기계적인 연결 특성을 이용한 마감 방법의 강도 효율은 로프 자체의 인장 강도 대비, 약 80%~95% 사이에 분포하는 것으로 알려져 있다(Verreet, 1999; Wire rope technical board, 2005; Feyrer, 2010).

현수교 주케이블용 평행강선 스트랜드(이하 PPWS: Prefabricated Parallel Wire Strand)는 일정 분수의 강선을 육각형 형태로 묶어 스트랜드화 하고 양 끝단을 원추형 소켓과 주물 합금으로 고정 마감하여 제품화 한 것이다(Yoo et al., 2011). PPWS는 현수교 교축 양 끝단에 위치한 대형 앵커리지 블록에 설치되어 주케이블용 인장 부재로서 기능하기 때문에, 스트랜드의 강도를 완전히 지지할 수 있는 마감 방법, 즉, 소켓과 주물 합금으로 고정시키는 재료적인 마찰부착 특성을 이용한 마감 방법을 채택하고 있다. 현수교 PPWS용 소켓은 소형 로프의 스펀터 소켓과 구조 형식상으로는 유사하지만, 강선의 평행 배치, 고인장강도, 주입재의 특성 및 소켓 구조의 대형화 등과 같은 차이가 있어서 소켓 마감 구조의 강도 효율성과 안정성을 별도로 검토해야 할 필요성이 있다. PPWS의 양 끝단 마감 방법의 강도 효율성을 검토하고 소켓 마감 구조의 안정성을 판단하기 위해서는 원추형 소켓과 소켓 내부에 주입된 주물 합금의 응력 분포와 역학적 거동을 정확히 예측할 수 있어야 한다.

고온 용융된 주물 작업을 통하여 소켓에 주입된 합금재는 예측하기 어려운 재료적인 불균일성을 가지며, 주입 합금재와 개별 강선의 부착 및 소켓 본체와 주입 합금재의 마찰 거동은 수치적으로 정량화 하기가 매우 어렵다. 이와 같은 이유로 원추형 소켓의 응력 분포 및 거동에 관한 과거의 연구는 주로 실험적인 방법을 통하여 이루어

져 왔다(Komura et al., 1990; Flory et al., 1995). 그러나 이와 같은 실험적 연구에서는 소켓 외부의 응력 분포와 소켓 전체 구조의 거동에 관해서는 유의미한 연구 결과를 보여주었으나, 실험적 측정이 불가능한 소켓 내벽과 주입 합금재의 응력 분포에 대해서는 거동을 완전하게 분석하지 못하였다는 한계가 있다.

한편, 스펀터 소켓의 거동에 관한 해석적 연구(Komura et al., 1990; Seo et al., 2010; Yoo et al., 2010a; Yoo et al., 2010b)에서도 재료적 접촉과 마찰 거동을 엄밀하게 반영하지 않고 소켓 본체만을 대상으로 발생 응력의 분포를 검토한 연구 결과가 대부분이었다. 소켓의 접촉과 마찰을 고려하지 않은 연구는 원추형 소켓에서 필수적으로 발생하는 썸 효과(Wedge effect)를 정확하게 반영하지 못한다는 점에서 제한적이라 할 수 있다. 합성수지를 주입재로 활용한 소형 로프 구조의 소켓에 대한 엄밀한 수치 해석적 연구(Brandon et al., 2001; Brandon and Ridge, 2003)가 진행된 바는 있으나, 현수교 주케이블용 PPWS는 소형 로프 구조에 비하여 지지하는 스트랜드의 인장력이 매우 크고, 소켓의 크기가 대형이라는 차이점이 있어 이 역시 PPWS용 소켓의 연구 결과로 활용하기에는 부적합하다.

본 논문에서는 현수교 주케이블로 이용되는 PPWS용 대형 소켓의 거동을 분석하고 소켓 내벽 및 주입 합금재의 응력 분포를 조사하기 위하여 마찰 접촉을 고려한 엄밀한 유한요소 해석 방법을 제안하였다. 소켓 구조의 거동을 정확히 모사하기 위하여 소켓 본체는 등방성 재료로 모델링 하였고, 소켓 내부의 주입 합금재는 합금재에 묻혀 있는 개별 강선의 영향을 고려하여 직교 이방성 재료로 모델링 하였다. 또한, 인장 실험에 의하여 얻어진 소켓 외면의 변형률과 유한요소해석으로부터 산정된 변형률을 비교하여 해석 모델의 타당성을 검증하였다. 소켓 내면과 소켓 내부 주입 합금재의 마찰에 따른 소켓 구조의 응력 분포를 보였고, 두 면사이의 마찰 계수가 발생 응력 및 응력 집중에 미치는 영향을 조사하였다. 또한, 소켓 설계법에서 정의된 두 표면 사이의 수직응력과 유한요소 해석에서 산정된 접촉응력을 비교하여 설계식의 의미를 재고찰 하였다.

2. PPWS용 소켓의 구조 및 설계법

2.1 소켓의 마감 구조 및 거동 특성

PPWS용 소켓의 마감 구조는 Fig. 1과 같이 원추형으로 제작된 소켓 본체와 내부 주입 합금재 및 주입 합금재에 방사형으로 펼쳐져 묻혀 있는 개별 강선으로 구성되어 있다. 이러한 소켓의 마감 구조는 소형 로프의 스펀터 소켓과 유사한 것으로, 소켓 내부에 주입된 합금재와 주입 합금재에 묻혀 있는 개별 강선의 부착력 및 소켓 내면과 주입 합금재의 압축응력에 의하여 스트랜드에 전달되는

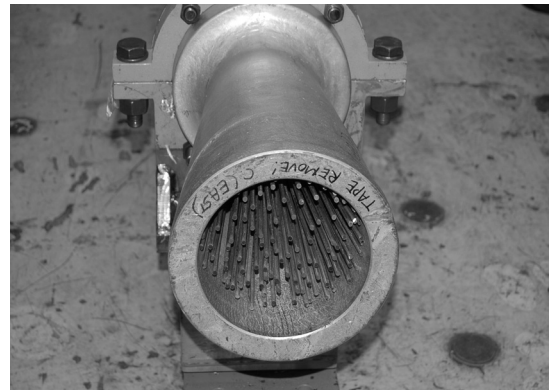
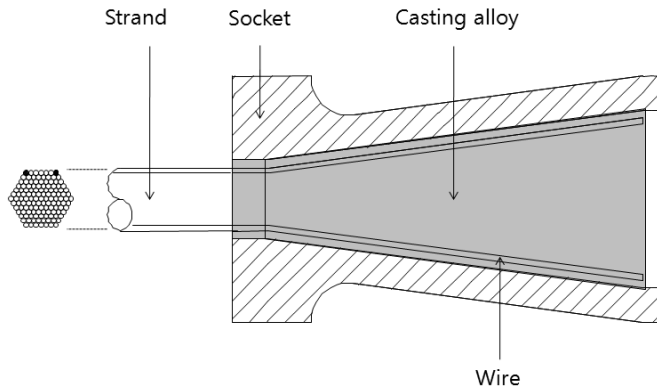


Fig. 1. Structure and components of PPWS socket

인장력을 지지할 수 있도록 고안된 것이다. 스트랜드에 인장력이 작용할 때, 원추형 소켓의 가장 큰 곡동의 특징은 원추형 전면부에서 발생하는 쐐기 효과(Wedge effect)이다. 쐐기 효과는 스트랜드에 인장력이 작용할 때, 원추형 소켓의 전면부에 매우 큰 응력이 집중되는 현상을 말하며(Brandon et al., 2001), 원추형 소켓의 이러한 응력 집중 현상은 개별 강선과 주입 합금재의 부착 성능을 강화 시키는 순기능과 함께, 소켓 일부에 과도한 응력을 발생시키는 역기능을 동시에 유발한다.

2.2 소켓 설계법

PPWS용 소켓의 일반적인 설계법은 허용응력 설계법을 기반으로 한다. 상세한 소켓의 설계법은 관련 문헌(Komura et al., 1995; JSA, 1995; Yoo et al., 2013)을 참고할 수 있으며, 본 논문에서는 개략적인 설계 개념에 대해서만 간략히 기술한다.

소켓의 하중 저항 원리는 스트랜드에 작용하는 인장력을 소켓과 주입 합금재의 압축응력으로 저항하는 것이다. 따라서 스트랜드의 인장력을 주입 합금재와 소켓 본체에 완전하게 전달하기 위해서는 주입 합금재에 묻혀 있는 개별 강선과 주입 합금재 사이에 충분한 부착강도가 발현되어야 한다. 개별 강선과 주입 합금재 사이에 충분한 부착강도가 확보되었다고 가정하면, 소켓 내부의 주입 합금재에는 소켓 내벽의 지지에 의하여 압축응력이 발생하며, 소켓 본체는 축방향 응력(Axial stress)과 원주방향 응력(Hoop stress) 및 원주 직각방향 응력(Radial stress)이 모두 발생하는 삼축응력 상태에 있게 된다. 이 때, 주입 합금재와 소켓 본체의 응력 상태를 결정하기 위해서는 원추형으로 제작된 소켓 내면과 주입 합금재 사이에 접촉으로 발생하는 수직응력을 계산할 필요가 있으며, 두 면의 수직응력은 Fig. 2와 같이 작용-반작용의 관계에 있다. 소켓의 설계 과정에서는 접촉에 의하여 발생하는 소켓 내벽의 수직응력과 주입 합금재 표면에 작용하는 수직응력은 소켓의 축방향에 따라 일정한 것으로 가정한다. 소켓 내벽 및 주입 합금재 표면의 수직응력

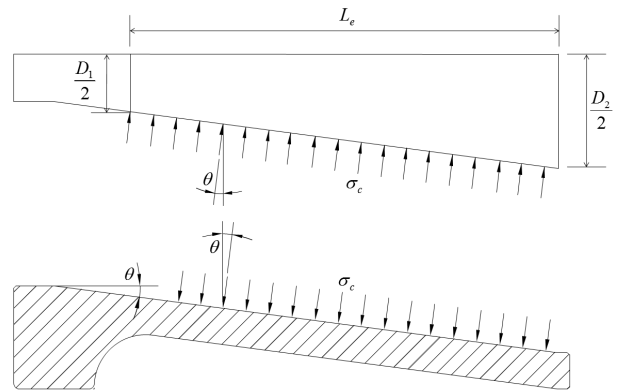


Fig. 2. Distribution of the normal stress due to the contact between internal face of socket and casting alloy.

은 소켓 내벽의 경사각과 소켓 내면 및 주입 합금재 표면의 마찰을 고려하여 식 (1)과 같이 나타낼 수 있다(Komura et al., 1995; JSA, 1995; Yoo et al., 2013).

$$\sigma_c = \frac{2\cos(\theta)\cos(\rho)}{\pi(D_1 + D_2)L_e\sin(\theta + \rho)} T \quad (1)$$

여기서, T 는 스트랜드에 작용하는 허용장력을 의미하고, θ 는 소켓 내벽의 경사각을 의미한다. ρ 는 소켓 내부 표면과 주입 합금재 표면의 마찰각을 의미하는 것으로, 마찰계수를 μ 라고 정의하면, $\mu = \tan(\rho)$ 의 관계가 있다. 한편, D_1 과 D_2 는 소켓 내부에서 원추형으로 주입된 합금재에서 구조적으로 유효한 구간에 대한 전면과 후면의 직경이며, L_e 은 주입 합금재의 유효 길이를 의미한다. 원추형으로 제작된 소켓 내부 전면부의 일정 구간은 개별 강선이 차지하는 비중이 크고 개별 강선 사이의 간격이 크지 않기 때문에 합금재가 제대로 주입되지 않을 가능성이 있다고 보는 것이 타당하다. 합금재에서 구조적으로 유효하다는 것은 합금재가

Table 1. Material properties of strand, socket and casting alloy

Prop.	Strand	Socket	Casting alloy
Material	High-strength wire (T.S. 1960MPa class)	SCW450 (KS D 4101)	Zinc-copper alloy (Zn 98%+Cu 2%)
Young's modulus	210000MPa	210000MPa	86614 MPa
Poisson ratio	0.3	0.3	0.27

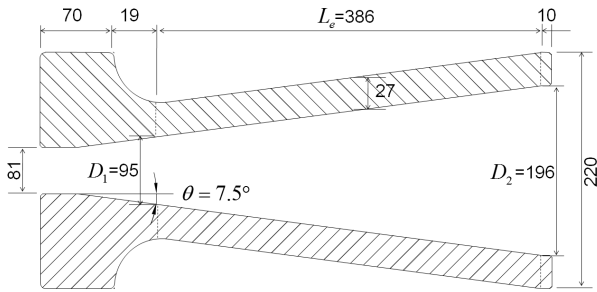


Fig. 3. Geometry of the designed socket

충분히 주입되어 개별강선과 주입 합금재 사이에 완전한 부착강도가 확보된 것을 의미한다.

2.3 소켓의 재료 물성 및 기하형상

소켓 본체는 일반적으로 KS D 4101에 명시된 탄소강 주강품으로 제작되며, 주입 합금재로는 아연 98%와 동 2%의 성분을 갖는 아연-동 합금이 사용된다(HSBA-HBS 3503, 1989). 본 논문에서는 스트랜드의 인장강도 1960MPa급, 강선 본수 127본 및 강선 지름 5.4mm인 PPWS에 대하여 소켓의 설계법에 따라 해당 소켓을 설계하고, 후속절에서 기술될 유한요소 해석 모델의 검증과 소켓

거동 분석의 기본 모델로 사용하였다. Table 1은 스트랜드와 소켓 본체 및 주입 합금재의 재료 물성을 정리한 것이다. Table 1에서 스트랜드와 소켓 본체의 물성은 참고문헌(Yoo et al., 2011)에 기술된 값을 사용하였으며, 주입 합금재의 경우에는 관련문헌(NADCA, 2006)에 기술된 아연 합금의 자료를 활용하였다. 이때, 소켓 내벽과 주입 합금재 표면 사이의 마찰계수는 일반적으로 주강품과 아연 합금 사이의 마찰계수로 인용되는 0.2를 적용하였다(Podolny and Scalzi, 1986). 이와 같은 재료 물성을 기준으로 설계된 PPWS 소켓의 제원은 Fig. 3과 같다.

3. 수치해석 모델 및 검증

3.1 소켓 본체의 유한요소 모델

설계된 PPWS 소켓 구조의 거동을 분석하기 위하여 마찰 접촉 모델의 해석이 가능한 ABAQUS를 이용하였다. 소켓 본체의 유한요소 해석 모델은 요소당 8절점의 3차원 입방요소(C3D8R)를 이용하여 작성되었다. 주강품으로 제작된 소켓 본체는 재료의 방향에 따라 재료적 특성이 동일한 등방성(Isotropic) 재료로 모델링 하였으며, 재료 물성은 Table 1에 기술된 값을 이용하였다. Fig. 4는 소켓 본체의 유한요소 해석 모델을 나타낸 것이다.

3.2 개별 강선 및 주입 합금재

개별 강선과 주입 합금재는 각각 Table 1에 기술된 것과 같이 재료 방향에 따라 특성이 동일한 등방성 재료이다. 소켓 내부에 주입된 합금재에서 개별 강선은 부착 성능을 확보하기 위하여 방사형으로 펼쳐져서 고정되어 있다(Fig. 1 참조). 그러나, 이와 같은 개별 강선과 주입 합금재의 기하 형상을 유한요소 해석 모델로 정확히 구현 하는 것은 거의 불가능하기 때문에, 본 논문에서는 소켓 내부의 재료를 개별 강선과 주입 합금재의 재료적 특성을

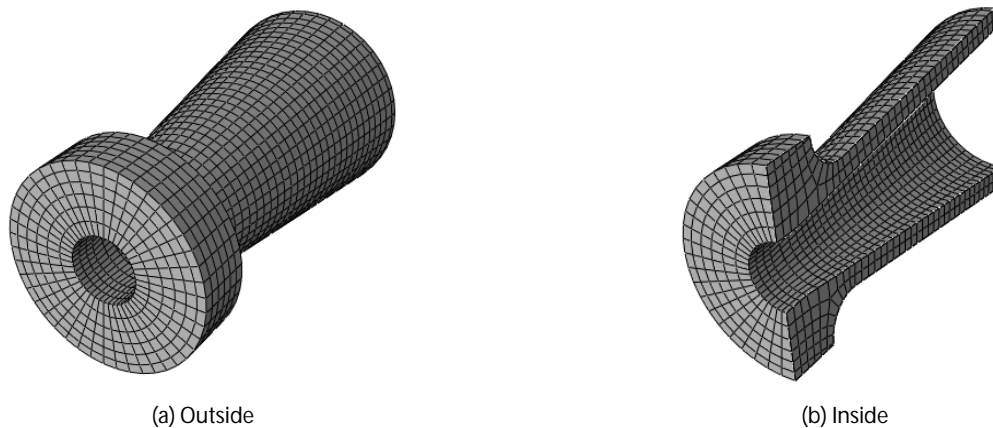


Fig. 4. Finite element model for a socket

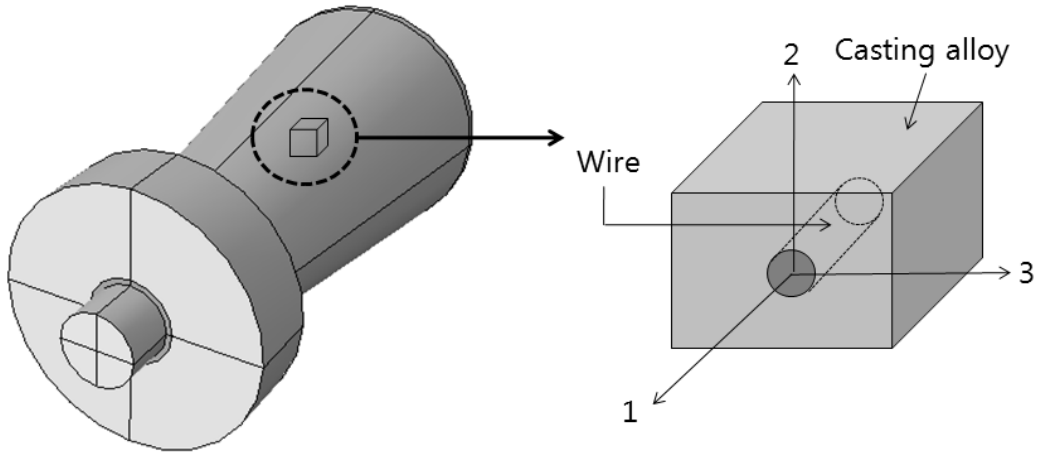


Fig. 5. Orthotropic material model for a single wire and casting alloy

모두 고려할 수 있는 하나의 복합재료로 가정하였다.

Fig. 5는 소켓 내부에서 주입 합금재와 합금재 사이에 묻혀 있는 개별 강선을 확대하여 나타낸 것이다. Fig. 5에서 보는 바와 같이 개별 강선과 주입 합금재를 하나의 복합재료로 가정하는 경우, 이 재료는 소켓의 직각 방향(2축과 3축)에 대해서는 서로 동일한 재료 특성을 가지지만, 소켓 축방향(1축)에 대해서는 축방향으로 길게 배치된 강선의 영향에 의하여 전혀 다른 재료적 특성을 가지게 됨을 알 수 있다. 따라서, 개별 강선이 주입 합금재 내에서 등간격으로 고정되어 있다고 가정하면, 강선과 주입 합금재를 대변하는 복합재료는 소켓의 축방향과 직각 방향으로 재료적 특성이 서로 다른 직교 이방성(Orthotropic) 재료로 고려될 수 있다 (Brandon et al., 2001).

이러한 복합재료의 물성은 복합재료를 구성하는 재료의 특성에 각 재료가 차지하는 부피율의 곱을 선형적인 합으로 나타낸 혼합법칙(rule of mixtures)에 따라 결정할 수 있다(Brandon et al., 2001). 혼합법칙에 따라 복합재료의 탄성계수는 다음 식에 의하여 결정된다.

$$E_{11} = E_{wire} V_{wire} + E_{alloy} V_{alloy} \quad (2)$$

여기서, E_{11} 은 소켓 축방향의 탄성계수를 의미하고, E 와 V 는 각각 구성 재료의 탄성계수와 부피율을 의미한다. 이 때, 아래첨자 *wire*는 개별 강선에 대한 물성값, 아래첨자 *alloy*는 주입 합금재의 물성 값을 의미한다.

한편, 소켓 축 직각방향(E_{22} 및 E_{33})의 탄성계수는 식 (3)에 의하여 결정된다. 이 때, 개별강선은 주입 합금 내에서 소켓 축방향으로 등간격으로 배치된다고 가정하였으므로, 소켓 축의 직각 방향으로의 방향과 관계없이 동일한 물성값을 갖는다.

$$E_{22} = E_{33} = \frac{1}{V_{wire}/E_{wire} + V_{alloy}/E_{alloy}} \quad (3)$$

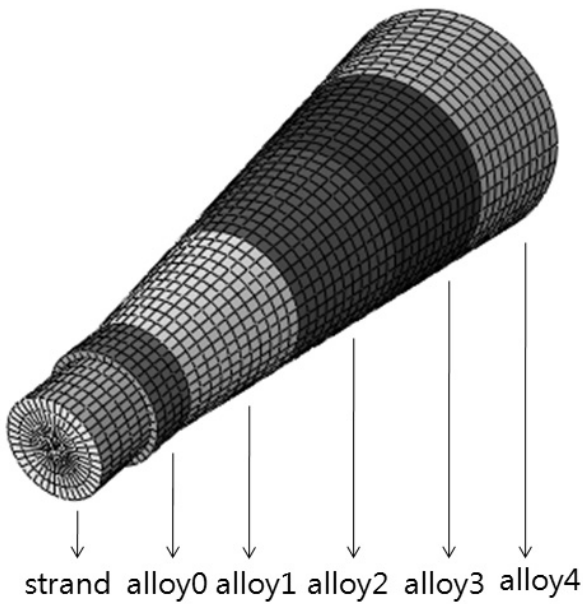
재료의 프와송비는 한 축에 작용되는 응력에 의하여 발생하는 직교축의 변형률로 정의되므로 소켓 축방향의 응력에 의하여 축 직각방향의 변형률을 고려하면, 복합재료의 프와송비는 혼합법칙에 의하여 다음과 같이 결정된다.

$$\begin{aligned} \nu_{12} = \nu_{13} &= \nu_{wire} V_{wire} + \nu_{alloy} V_{alloy} \\ \nu_{23} &= \nu_{alloy} \end{aligned} \quad (4)$$

여기서, 소켓 축방향을 기준으로 소켓 수직방향의 응력에 대한 직교 방향의 프와송비(ν_{23})는 개별 강선의 영향은 거의 없다고 보고, 주입 합금재에 의해서만 결정되는 것으로 가정하였다. 복합재료의 특성을 결정하는 마지막 항으로 재료의 전단탄성계수는 다음 식에 의하여 결정된다.

$$\begin{aligned} G_{12} = G_{13} &= \frac{1}{V_{wire}/G_{wire} + V_{alloy}/G_{alloy}} \\ G_{23} &= \frac{E_{22}}{2(1+\nu_{23})} \end{aligned} \quad (5)$$

식 (2)~식 (5)는 개별 강선과 주입 합금재의 부피율에 따라 결정되는 직교 이방성 복합재료의 재료적 특성을 계산하는 식이다. 이 때, 소켓 내부는 원추형이므로 소켓의 축 방향에 따라 개별 강선과 주입 합금재가 차지하는 부피율은 크게 변화하게 된다. 즉, 소켓 전면부에서는 주입 합금재에 비하여 개별 강선이 차지하는 부피율이 크게 되므로 복합재료의 특성에는 개별 강선이 미치는



strand alloy0 alloy1 alloy2 alloy3 alloy4

Fig. 6. Finite element model for a strand and casting alloy

영향이 크다. 반대로, 소켓의 후면부에서는 개별 강선에 비하여 주입 합금이 차지하는 부피율이 크기 때문에 복합재료의 특성에 개별 강선이 미치는 영향은 상대적으로 작다. 본 논문에서는 소켓 축방향으로 달라지는 복합재료의 특성을 보다 정확히 고려하기 위하여 스트랜드와 주입 합금재를 소켓 길이 방향으로 총 다섯 구간으로 나누어 모델링 하였다. Fig. 6은 다섯 구간으로 나누어 모델링 된 스트랜드와 주입 합금재의 모델링 형상을 나타낸 것이다. 또한, Table 2는 식 (2)~식 (5)를 이용하여 각 구간에 대하여 계산한 복합재료의 물성값을 정리한 것이다. 한편, 복합재료의 모델링에 사용된 유한요소는 3차원 입방형 요소(C3D8R)와 쉼기형 요소(C3D6)를 이용하였다.

3.3 소켓 본체와 주입 합금의 접촉 모델

소켓과 주입 합금재는 Fig. 4와 같이 일정 경사각을 갖는 쉼기 형태로 결합되어 있기 때문에, 소켓 구조에 인장력이 작용함에 따라서 소켓 내벽과 주입 합금재의 표면에서는 Fig. 2와 같이

작용-반작용 형태의 수직응력이 발생한다. 소켓 구조의 설계시, 소켓 내벽과 주입 합금재의 표면에서 접촉에 의하여 발생하는 수직응력은 식 (1)로 계산되었다.

소켓 내벽과 주입 합금재의 표면에 발생하는 접촉에 의한 수직응력은 유한요소 해석에서 표면 접촉 문제로 치환 될 수 있다. 서로 분리되어 모델링 된 두 변형체의 표면 접촉을 수치해석적으로 구현하기 위해서는 응력을 전달하는 표면으로 정의되는 주표면 (Master surface)과 응력을 전달 받는 표면으로 정의되는 접촉 대응표면(Slave surface)의 모델링이 필요하다. 두 변형체의 표면 접촉 현상을 구현하기 위한 수치해석적 기법은 크게 절점 접촉 모델(node based contact)과 표면 접촉 모델(surface based contact)로 구분된다. 두 접촉 모델은 주표면과 접촉 대응 표면 사이의 접촉 여부를 판별하는 기법의 차이로 구분되는 것으로, 절점 접촉 모델은 두 표면에서 정의된 절점을 기준으로 양 접촉면이 서로 접했는지 분리되었는지를 판별하는 해석적 기법이라 할 수 있고, 표면 접촉 모델은 표면에 위 치한 절점 사이를 선형 보간법에 의하여 표면화 한 후, 두 접촉면의 접촉 여부를 판별하는 해석기법이라 할 수 있다(Simulia, 2010). 절점 접촉 모델의 경우에는 계산량이 상대적으로 적은 반면, 두 표면 사이에 정의된 절점의 상대적 위치에 따라 접촉면의 접촉 상태를 정확히 판별하지 못할 가능성이 있다. 한편, 표면 접촉 모델은 두 접촉면의 접촉 상태를 정확히 모사할 수 있으나, 절점간 선형 보간으로 인하여 계산량이 과도하게 많아지는 문제점이 있다. 본 논문에서는 계산량의 축소보다는 두 접촉면 사이의 접촉 상태 및 엄밀한 접촉응력의 계산이 보다 중요한 것으로 판단되어 표면 접촉 모델을 적용하였다.

표면 접촉 모델에서 주표면과 접촉 대응표면의 일반적인 선택 기준은 주표면의 경우, 표면의 유한요소 Mesh가 접촉 대응표면에 비하여 다소 조밀하게 형성되며, 발생 접촉응력을 능동적인 입장에서 전달하는 변형체의 표면에 정의 된다는 것이다. 이러한 기준으로 볼 때, 소켓 본체와 개별 강선 및 주입 합금재를 대면하는 복합재료로 서로 분리되어 모델링 된 본 논문의 유한요소 모델에서는 복합재료의 표면을 주표면으로 하고, 소켓 본체의 내면을 접촉 대응표면으로 정의하는 것이 타당하다. Fig. 7은 본 논문에서 모델링 된 두 변형체의 주표면과 대응 접촉표면을 나타낸 것이다.

Table 2. Calculated properties of the orthotropic material for casting alloy

Part	E_{11} (MPa)	$E_{22}(=E_{33})$ (MPa)	$\nu_{12}(=\nu_{13})$	ν_{23}	$G_{12}(=G_{13})$ (MPa)	G_{23} (MPa)
alloy0	175452	150121	0.292	0.270	58393	59103
alloy1	136585	113661	0.282	0.270	44518	44748
alloy2	116227	100833	0.277	0.270	39590	39698
alloy3	106109	95478	0.275	0.270	37526	37590
alloy4	100433	92715	0.273	0.270	36459	36502

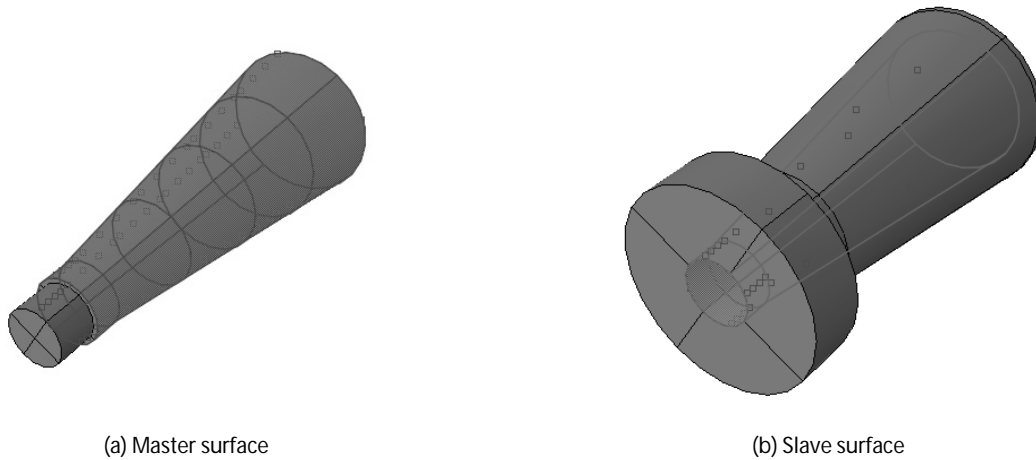


Fig. 7. Definition of contact surfaces on a socket

3.4 소켓 내벽과 주입 합금재의 마찰 모델:

Coulomb friction

소켓 내벽과 주입 합금재의 표면은 서로 접촉하여 있기 때문에 스트랜드에 인장력이 작용함에 따라 두 표면 사이의 접촉에 의한 수직응력은 증가하며, 이에 따라 표면에 작용하는 마찰력은 증가하게 된다. 본 논문에서는 두 표면의 마찰력을 모델링하기 위한 방법으로 일반적으로 널리 쓰이고 있는 Coulomb friction 모델을 적용하였다(Waismann et al., 2011). Coulomb friction 모델은 다음 식으로 정의된다.

$$\tau = \mu p \quad (6)$$

여기서, τ 는 두 표면 사이에 발생하는 마찰응력을 의미하고, μ 는 두 표면의 성질에 따라 결정되는 마찰계수를 나타낸다. p 는 두 표면 사이에서 접촉에 의하여 발생하는 수직 응력으로 정의되며, 일반적으로 접촉응력(Contact stress)으로 나타낸다. Coulomb friction 모델에서 접촉응력 p 는 소켓 설계법(식 (1))에서 두 표면에 작용하는 응력으로 정의한 바 있는 소켓 내벽과 주입 합금재 표면에 분포하는 수직응력과 동일한 의미이다.

본 논문에서는 작성된 유한요소 모델의 타당성을 검증하기 위하여 소켓 내벽과 주입 합금재 사이의 표면 상태를 고려한 마찰계수를 해석에 적용하였고, 해석 결과를 실험에서 얻은 결과와 비교하였다. 즉, 소켓 설계시에는 두 표면 사이의 마찰계수로 탄소강과 아연 합금 표면 사이의 마찰계수로 일반적으로 사용되는 0.2를 적용하였으나(Podolny and Scalzi, 1986), 본 논문의 유한요소 해석에서는 실제 소켓 제조시, 소켓 내벽이 아연 도금 되었다는 점을 감안하여 아연 도금된 표면 사이의 마찰계수 값에 가까운 0.7을 적용하여 해석하였다(Yoo et al., 2013). 또한, 마찰계수가 소켓의 거동 및

응력 분포에 미치는 영향을 조사하기 위하여 마찰계수 값을 변화시키며 해석을 수행하여 결과를 분석하였다.

3.5 경계조건 및 하중조건

서로 분리되어 모델링 된 소켓 본체와 소켓 내부 복합재료의 강제 운동(rigid body motion)을 구속하기 위하여 각 모델에 합당한 경계조건을 적용하였다. 소켓 본체의 경우에는 실제 거동 조건과 동일하도록 소켓 전면을 핀구속 시켰고, 소켓 내부 복합재료의 경우에는 내부 복합재료와 연결된 스트랜드 부의 앞 면을 횡구속 시켰다. 한편, 모델에 작용하는 하중은 복합재료와 연결된 스트랜드의 앞면이 인장력을 받아 소켓 축방향으로 변위를 일으키는 변위 하중 조건을 적용시켰다. 이 때, 축방향의 변위는 소켓 전면부에 핀 구속된 절점에서 발생하는 축방향 반력의 총합이 스트랜드의 허용 인장력(=2280 kN)이 되도록 재하 되었다.

4. 유한요소 해석 모델의 검증

4.1 스트랜드 인장실험

본 논문에서 적용한 유한요소 모델의 타당성을 검증하기 위한 방법으로, 인장 실험(Yoo et al., 2011)에서 측정된 소켓 표면의 변형을 분포와, 동일한 조건을 적용하여 해석한 유한요소 해석 결과를 비교하였다.

PPWS 인장 시험체의 스트랜드는 총 127본의 개별 강선(공칭 지름 5.4mm)이 육각형으로 평행하게 집속된 것으로 양 단은 본 논문에서 설계된 소켓으로 고정 마감되었으며, 소켓 전면간 거리는 5.5m이었다. 인장 실험은 시험체의 양 단을 각각 고정단과 가력기가 부착된 가동단에 설치하고 가력기에 점진적으로 하중을 가하는 방법으로 수행되었다. 가력 하중은 스트랜드 내부의 개별 강선이

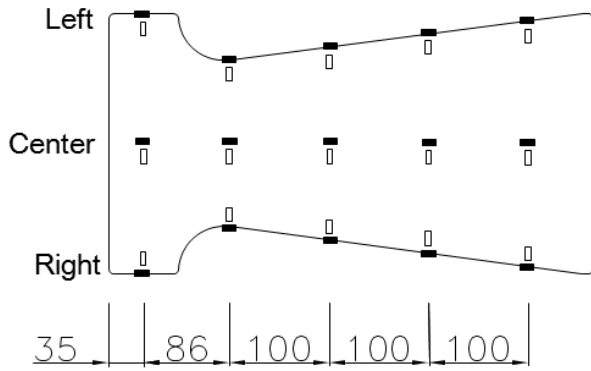


Fig. 8. Location of strain gauges on a socket

일정 본수 이상 파단 되어 전체 시험체의 하중-변위 곡선이 정점에 도달할 때 까지 증가 시켰다(Yoo et al., 2011). 인장 실험 중, 소켓 표면의 변형률을 측정하기 위하여 Fig. 8과 같이 고정단 소켓 외표면에 3축 변형률 게이지를 부착하였다. 소켓의 길이 방향 및 원주 방향에 따라 중앙과 좌, 우측에 걸쳐 게이지를 설치하여 소켓 표면의 축방향 변형률(Axial strain)과 원주 방향 변형률(Hoop strain)을 모두 측정할 수 있도록 하였다.

4.2 유한요소해석 결과와 실험 측정 결과의 비교

Fig. 9는 스트랜드에 허용인장력이 작용하는 경우, 실험에서 측정된 소켓 외표면의 변형률과 동일한 조건에서 해석된 유한요소 해석 모델에서 소켓 표면의 변형률을 비교한 것이다. 이 때, 소켓은 Fig. 3의 제원을 따르며, 3.3절에서 기술한 바대로 실제 소켓 제조시 변화된 소켓 내표면의 이연도금 조건을 고려하여, 소켓 내표면과

주입 합금재 표면의 마찰계수를 0.7로 적용하여 해석하였다. Fig. 9(a)는 소켓 축방향의 변형률(Axial strain)을 비교한 것이고, Fig. 9(b)는 소켓 원주 방향의 변형률(Hoop strain)을 비교한 것이다. Fig. 9에서 기호로 표시된 점은 Fig. 8의 소켓 표면 위치에서 실험에 의하여 측정된 변형률을 나타낸 것이고, 실선은 유한요소 해석에서 얻은 결과를 나타낸 것이다.

실험에서 얻어진 소켓 표면의 축방향 변형률은 소켓의 원주 방향에 따라 중앙(C)과 좌(L), 우측(R)에 걸쳐 거의 일치하여, 인장 실험 도중에 소켓에 편심 하중이 작용하는 등의 비정상적인 경우는 없었음을 확인 할 수 있다. 한편, 실험에서 측정된 소켓 원주 방향의 변형률은 소켓의 원주 방향에 따라 다소 차이를 보였으나, 대체적인 변형률의 경향은 거의 일치 하였다.

Fig. 9에서 확인할 수 있는 바와 같이 유한요소 해석에서 산정된 소켓 외표면의 변형률 분포는 실험에서 측정된 변형률 분포와 잘 일치하였다. 본 논문에서 적용한 마찰 접촉 모델과 표면 사이의 마찰계수 및 직교 이방성 복합재료로 구현된 개별 강선과 주입 합금재의 유한요소 해석 모델은 실제 소켓 구조의 거동을 잘 반영하고 있음을 알 수 있다.

5. 소켓 구조의 거동 해석

5.1 소켓의 응력 분포

소켓 내면과 주입 합금재 표면의 마찰계수 및 두 구조의 접촉에 의한 수직응력이 소켓 구조에 미치는 영향을 조사하기 위하여 두 표면의 마찰계수를 변화 시키며 해석하고 결과를 분석하였다. 이 때, 두 표면 사이의 마찰계수는 마찰이 발생하지 않는 이상적인

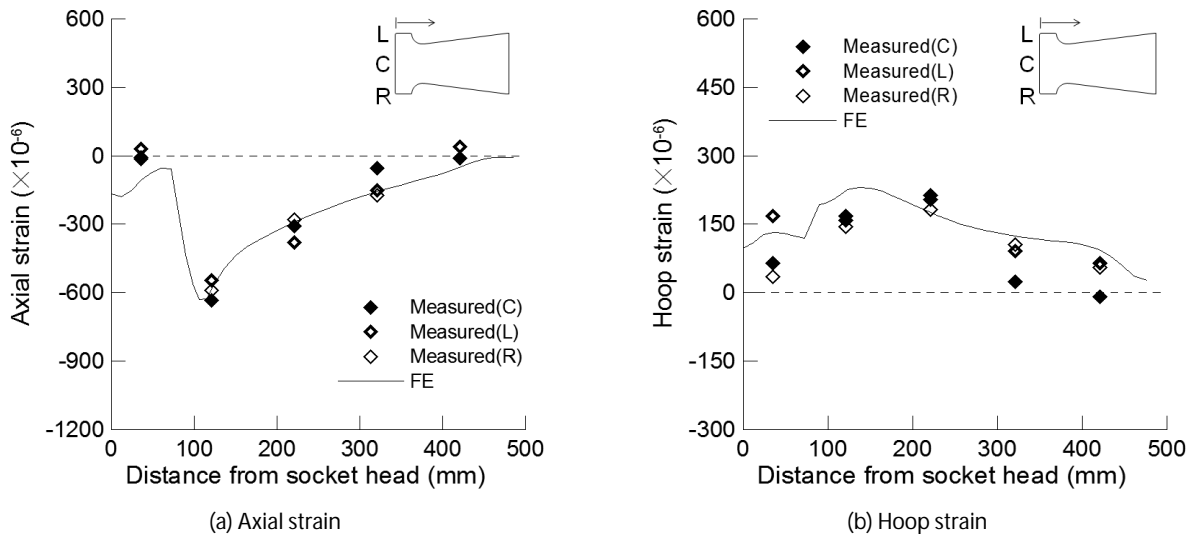


Fig. 9. Comparison of strains measured from test and obtained from analysis

Table 3. Distribution of the effective stresses on a socket

Surface	Stress range (MPa)	$\mu=0.0$	$\mu=0.05$	$\mu=0.2$	$\mu=0.45$	$\mu=0.7$
Inside	<p>S, Mises (Avg: 75%)</p> <ul style="list-style-type: none"> +4.000e+02 +3.667e+02 +3.333e+02 +3.000e+02 +2.667e+02 +2.333e+02 +2.000e+02 +1.667e+02 +1.333e+02 +1.000e+02 +6.667e+01 +3.333e+01 +0.000e+00 					

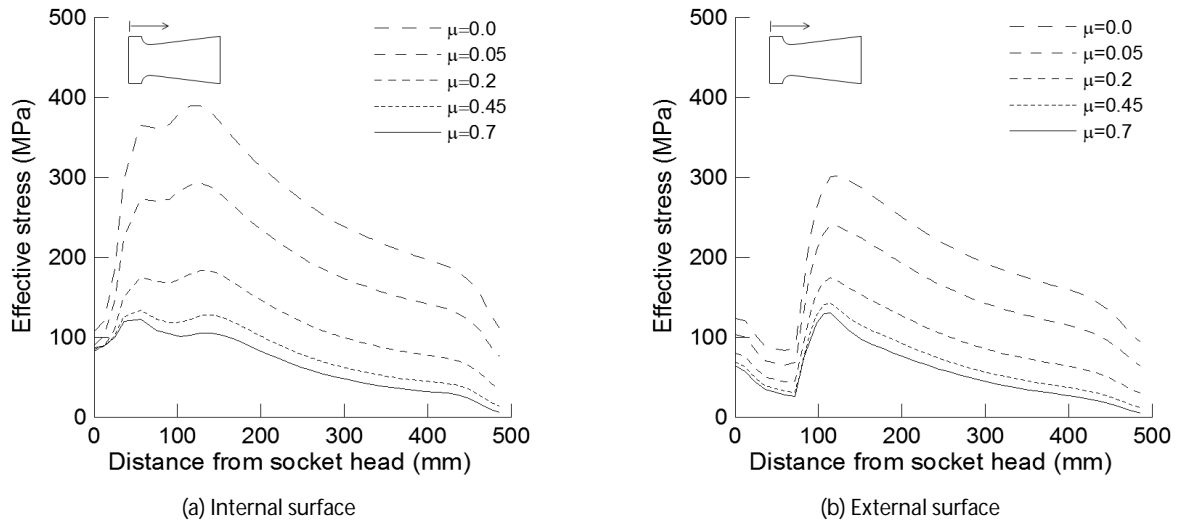


Fig. 10. Effective stresses on a socket with respect to fictional coefficients

상태($\mu=0.0$)로부터 0.05, 0.2, 0.45 및 0.7로 변화시켰다.

소켓은 스트랜드의 인장력에 의하여 축방향 응력과 원주방향 응력 및 원주 직각방향 응력이 모두 발생하는 삼축응력 상태에 있게 된다. 따라서, 소켓의 전반적인 응력 분포 및 응력 집중도를 판단하기 위해서는 삼축응력 상태에서 유효응력(Effective stress)을 계산하여 판단하는 것이 효율적이다. Table 3은 마찰계수가 변화함에 따라 소켓 내면과 외면에 발생하는 유효응력의 분포를 나타낸 것이다. 마찰이 전혀 없는 이상적인 상황을 가정한 경우, 췌기 효과에 의하여 소켓 내면의 전면부에 과도한 응력이 폭넓게 집중됨을 알 수 있으며, 소켓 외면의 경우에도 소켓 목 부위에

상당한 크기의 응력이 집중되고 있다. 그러나 매우 미소한 양이라도 일단 마찰력이 작용하는 경우에는 소켓 내면과 외면의 응력 집중 현상은 마찰이 없는 경우에 비하여 상당량 완화되고 있음을 알 수 있다. 이는 췌기 효과에 의하여 소켓의 전면부에 집중되는 유효응력이 소켓 내면과 주입 합금재 사이의 마찰에 의하여 효과적으로 감소되고 있음을 보여주는 것이다.

마찰에 의하여 소켓에 발생하는 유효응력이 감소되는 효과는 소켓의 축방향에 따라 소켓 내면과 외면의 유효응력을 나타낸 Fig. 10을 통해서 보다 명확하게 확인할 수 있다. 마찰이 없는 이상적인 경우, 소켓 내면의 전면부에는 소켓 재질의 항복강도

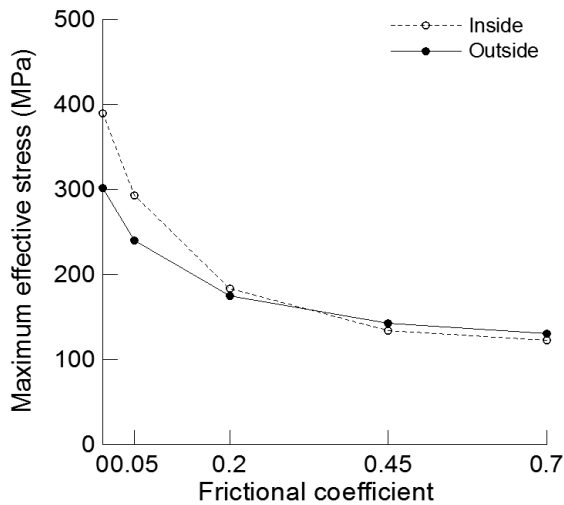


Fig. 11. The maximum effective stress on a socket with respect to frictional coefficients

(275MPa)를 훨씬 상회하는 유효응력이 발생하는 반면, 소켓 후면의 유효응력은 급격하게 감소하여, 소켓 전면부에 과도한 응력이 집중되고 있음을 알 수 있다. 한편, 소켓 내면과 주입 합금 표면의 마찰계수가 증가하여도 쉐기 효과에 의한 소켓 전면부의 응력 집중 현상은 그대로 나타나고 있다. 그러나 이러한 응력 집중 현상은 마찰계수가 증가함에 따라 크게 완화되어, 소켓 설계 당시 적용했던 마찰계수 0.2까지 소켓 전면의 응력 집중부의 최대 유효응력은 급격히 감소하고, 그 이상의 마찰계수가 적용된 경우에 발생하는 최대 유효응력은 소켓 재료의 항복강도 이내로 분포함을 알 수 있다. 소켓 외면의 경우에도 소켓 내면의 응력 분포와 유사한 경향을 보인다.

Fig. 11은 마찰계수에 따라 소켓에 발생하는 최대 유효응력의 변화를 나타낸 것이다. 본 논문에서 고려한 마찰계수 중에서 최대의 경우($\mu=0.7$)에 소켓의 내벽에 발생한 최대 유효응력은 마찰이 없는 경우의 소켓 내면 유효응력에 비하여 약 80% 가량 크게 감소된다. 또한, 이 값은 소켓 설계시에 일반적으로 적용하고 있는 마찰계수 0.2의 경우에 비해서도 약 20% 가량 감소된 것이다. 결과적으로 소켓 내벽 및 외벽에 발생하는 최대 유효응력은 소켓 내벽과 주입 합금재 표면의 마찰계수 증가에 의하여 상당량 감소될 수 있었으며, 현행 소켓 설계법에서 일반적으로 적용하고 있는 마찰계수인 0.2 이상에서 소켓 내/외벽의 최대 유효응력은 소켓 재료의 허용응력 이내로 분포함을 확인할 수 있었다.

이와 같은 해석 결과는 소켓 제조 단계에서 마찰계수를 증진시킬 수 있는 도장 혹은 도금 등과 같은 간단한 표면 처리 작업만을 통해서도 소켓과 주입 합금재에 작용하는 응력을 상당량 완화시킬 수 있다는 점을 시사한다. 한편 이와는 반대로, 실제 발현되는

두 표면의 마찰계수가 소켓 설계시에 가정했던 마찰계수에 비하여 작은 경우, 소켓 전면부에는 설계 당시에는 고려되지 못한 과도한 응력 집중이 발생될 수도 있음을 나타내는 것이다. 따라서 소켓 설계에 있어서 소켓 내벽과 주입 합금재의 표면 마찰계수는 매우 중요한 설계 변수라 할 수 있으며, 실제 발현되는 두 표면의 마찰계수가 소켓 설계 당시 고려했던 마찰계수(0.2) 보다 작다고 판단되는 경우에는 반드시 소켓 전면부의 엄밀한 응력 해석을 통하여 소켓의 안정성을 검토하여야 한다.

5.2 복합재료로 모델링 된 주입 합금재의 응력 분포

소켓의 경우와 마찬가지로 마찰계수에 따른 주입 합금재의 응력 분포를 조사하고 결과를 분석하였다. 본 논문에서 소켓 내부의 주입 합금 부분은 개별강선과 주입 합금재의 물성을 모두 고려한 직교 이방성 복합재료로 모델링되었다. 소켓의 응력 분포에서 사용되었던 유효응력(Von-Mises stress)의 개념은 등방성 재료에 대해서만 적용이 가능하기 때문에, 직교 이방성 재료로 모델링 된 복합재료의 발생응력은 유효응력이 아닌 최소 주응력(최대 압축 발생)으로 대체하여 나타내었다.

Fig. 12와 Fig. 13은 소켓 전면으로부터의 거리에 따른 소켓 내부 복합재료의 최소 주응력의 변화와, 마찰계수의 변화에 따른 최소 주응력의 변화를 나타낸 것이다. 소켓의 응력 분포 경향과 마찬가지로 쉐기 효과에 의하여 소켓의 목 부분에서 가장 큰 주응력이 발생함을 알 수 있으며, 소켓 내면과 주입 합금 표면 사이의 마찰계수가 증가함에 따라 복합재에 발생하는 최소 주응력의 절대 값은 급격히 감소하였다. 따라서, 소켓 내면과 주입 합금재 표면 사이의 마찰은 소켓의 유효응력 뿐 아니라 주입 합금재의 응력 완화에도 기여하고 있음을 알 수 있다. 결과적으로 소켓 내/외벽의

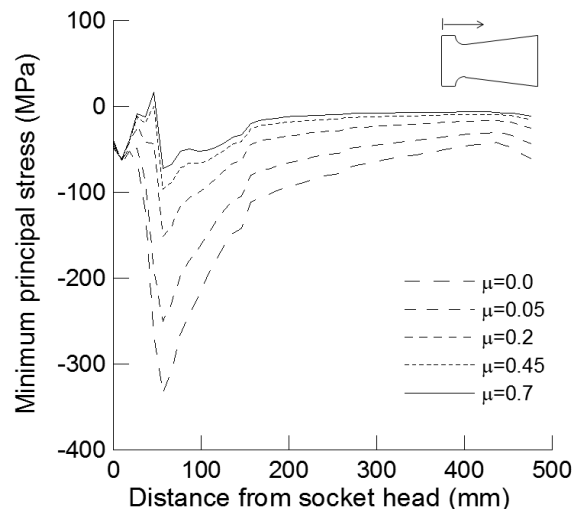


Fig. 12. The minimum principal stress of casting alloy

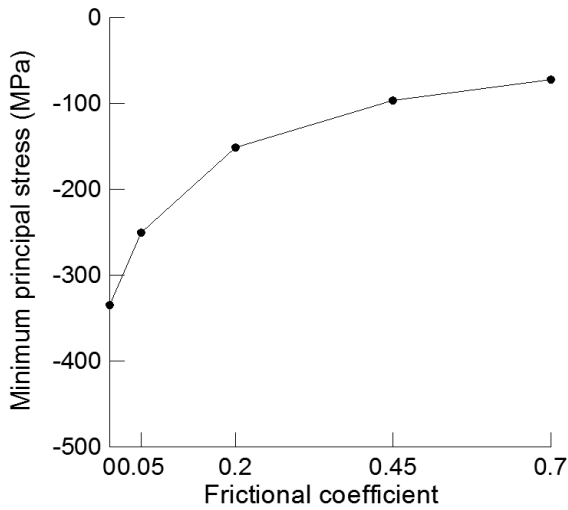


Fig. 13. Variation of the minimum principal stress of casting alloy with respect to frictional coefficients

응력 분포와 마찬가지로 마찰계수는 소켓 내부 복합재료의 응력 분포에 큰 영향을 주는 인자라 할 수 있으며, 소켓 설계 당시에 고려했던 마찰계수에 비하여 실제 발현되는 마찰계수의 값이 작은 경우, 소켓 내부 복합재료의 안정성에 대한 추가적인 응력 검토가 필요함을 알 수 있다.

5.3 접촉 응력 분포

식 (6)의 Column friction 모델에서 소켓 내면과 주입 합금재 표면에서 마찰응력을 유발하는 수직응력은 접촉응력 p 로 정의된다. 한편, 2.2절에서 언급된바 있는 소켓의 설계법에서는 수직응력에

대한 설계식을 소켓 내면의 경사각과 소켓 내면 및 주입합금재 표면 사이의 마찰계수에 따라 식 (1)로 정의하였다. 소켓 설계에서 사용되는 식 (1)은 소켓 내부의 주입 합금재에 의하여 소켓 내벽에 전달되는 수직응력을 표현한 것이므로 마찰 모델에서 접촉에 의한 수직응력과 동일한 의미를 갖는다.

Fig. 14는 유한요소 해석에서 산정된 소켓 내면과 주입 합금재에 작용하는 접촉에 의한 수직응력을 소켓 전면으로부터의 거리에 따라 나타낸 것이다. Fig. 14(a)는 마찰계수가 없는 이상적인 상황의 수직응력을 나타낸 것이고, Fig. 14(b)는 본 논문에서 고려한 마찰계수 중 최대인 0.7의 경우에서 수직응력을 나타낸 것이다. 또한, 소켓의 설계법에서 수직응력을 정의한 식 (1)의 값도 Fig. 14에 비교하여 같이 나타내었다.

소켓 내면과 주입 합금재 표면에서 발생하는 접촉에 의한 수직응력은 서로 작용-반작용의 관계에 있기 때문에 Fig. 14에서 보는 바와 같이 두 표면의 수직응력은 소켓 축방향에 따라 거의 동일함을 알 수 있다. 또한, Fig. 14는 소켓 전면부에서 매우 큰 수직응력이 발생하고 소켓 후면부에서는 수직응력이 급격히 감소하는 전형적인 썬기 효과를 잘 보여주고 있다. Fig. 14(a)와 Fig. 14(b)를 비교하면, 소켓과 주입 합금재의 분포응력과 마찬가지로 접촉에 의한 수직응력 역시 두 표면사이의 마찰에 의하여 상당량 감소하고 있음을 알 수 있다.

한편, 소켓 설계법에서 식 (1)에 의하여 정의된 수직응력은 소켓 내벽 경사각과 표면 마찰계수에 의하여 결정되는 값으로 소켓 축방향에 걸쳐 일정하다고 가정되었기 때문에, 소켓 구조에서 발생하는 썬기 효과는 반영하지 못한다. 예상한 바대로 식 (1)로 계산된 표면의 수직응력은 유한요소 해석에서 계산된 최대 접촉응력과는

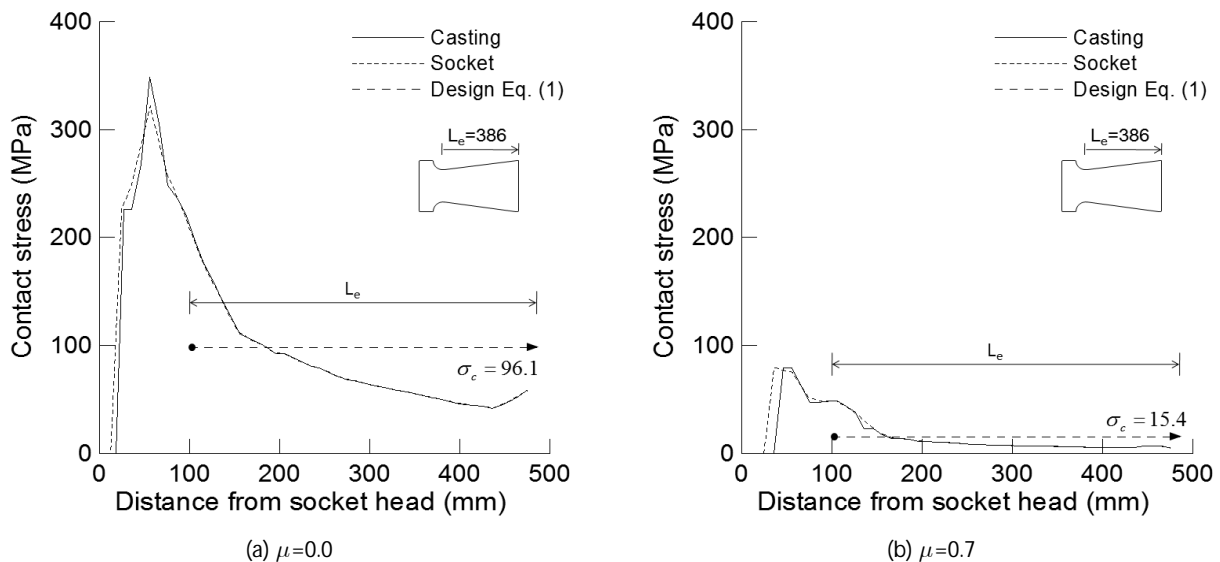


Fig. 14. Contact stresses on the internal surface of a socket and the surface of casting alloy

매우 큰 차이가 있다. 그러나 식 (1)이 유효 주입 합금부에서만 작용하는 것으로 가정되었다는 점을 감안하면, 유효 구간(성긴 점선으로 표시)에서 식 (1)에 의하여 계산된 수직응력은 대략 유한 요소 해석에서 산정된 최대와 최소 표면 접촉응력의 평균값을 대표하고 있다고 보인다.

식 (1)과 유한요소 해석에서 산정된 접촉에 의한 수직응력의 관계를 보다 자세히 고찰하기 위해서 유한요소 해석에서 소켓 축방향으로 계산된 접촉응력의 분포를 상자수염도(Box and whisker plot)를 이용하여 Fig. 15에 나타내었다. 또한, 마찰계수에 따라 식 (1)로 계산된 설계법에서의 수직응력도 Fig. 15에 비교하여 나타내었다. Fig. 15에 나타난대로 상자수염도에서는 분포값의 최대값과 최소값이 그래프의 최상단과 최하단에 수염으로 표현되며, 분포값의 상부 및 하부 사분위값(25%)은 상자의 상단과 하단에 표현된다. 또한, 상자의 중간에 위치한 실선은 분포값 중에서의 중간값을 의미한다.

이와 같은 상자수염도의 정의를 기반으로 Fig. 15를 살펴보면, 상단과 하단 사분위값은 분포응력의 최대값과는 큰 차이를 보이며, 분포응력의 최소값 근처로 치우쳐 있음을 알 수 있다. 상자의 상단 사분위값은 응력 분포값의 75%를 대변하는 것이기 때문에, 유한요소 해석에서 산정된 소켓 내벽의 접촉응력은 썩기효과에 의하여 집중되는 소켓 전면부의 일부 집중 응력을 제외하고는 대부분 상부 사분위값 아래에 분포해 있는 것이다. 소켓 설계법에서 식 (1)로 계산된 수직응력은 Fig. 15에서 보는 바대로 유한요소 해석에서 얻은 접촉에 의한 수직응력의 상하부 사분위값의 평균값을 대표하고 있음을 알 수 있다. 즉, 설계식 (1)은 소켓과 주입 합금제에서 발생하는 썩기 효과에 의한 응력 분포값은 배제하고, 나머지

부분에 대한 접촉 수직응력을 대표할 수 있는 평균값으로 정의된 것이라고 할 수 있다.

결론적으로 소켓 설계식 (1)은 소켓의 유효길이 내에 분포하는 접촉에 의한 수직응력의 대부분을 잘 대변하고 있으며 설계 목적으로 적용되는 것은 타당하다고 판단된다. 왜냐하면 소켓 내벽과 주입 합금제의 마찰에 의하여 소켓 설계식 (1)에서 고려되지 못한 소켓 전면부의 집중 응력이 상당량 감소될 수 있기 때문이다(5.1절 및 5.2절 참조). 이러한 점을 고려하지 않고 소켓 전면부 일부에 과도하게 집중되는 수직응력을 설계식에 포함하는 경우, 소켓의 과다 설계를 초래할 수 있다. 그러나, 전 절에서 언급된 바와 같이 소켓 내벽과 주입 합금제 표면 사이의 마찰에 있어서 설계 당시 고려했던 마찰계수에 비하여 실제 발현되는 마찰계수가 작다고 판단되는 경우에는 설계 결과에 대해서 반드시 엄밀한 응력 해석을 통하여 소켓 구조의 안정성을 검토하여야만 한다.

6. 결론

본 논문에서는 소켓 구조의 거동을 엄밀하게 해석하기 위한 유한요소 해석 방법을 제안하였고, 마찰계수에 따른 소켓 및 주입 합금제의 거동을 분석하였다. 소켓 내면과 주입 합금제 표면 사이의 마찰을 고려하기 위하여 Coulomb friction을 기반으로 한 접촉 모델을 적용하였고, 두 표면의 접촉을 모사하기 위하여 표면접촉 모델을 도입하였다. 소켓 구조의 재료적 특성을 정확히 반영하기 위하여 탄소강 주강품으로 제작된 소켓은 등방성 재료로 모델링 하였고, 주입 합금제는 개별 강선의 영향을 고려하여 직교 이방성 복합재료로 모델링 하였다. 인장 실험에서 측정된 소켓 외표면의 변형률과 유한요소 해석 결과를 비교하여, 작성된 유한요소 해석 모델의 타당성을 검증하였다. 작성된 수치모델을 대상으로 하여 소켓 내면과 주입 합금제 표면사이의 마찰계수에 따른 소켓과 주입 합금 복합체의 응력 분포를 조사하였고, 소켓 내면과 주입 합금제의 접촉응력을 수치적으로 산정하였다. 또한, 설계법에서 적용하고 있는 수직응력식과 유한요소 해석에서 얻은 결과를 비교하여 설계식의 의미를 재고찰하였다. 연구 결과로 얻은 결론을 정리하면 다음과 같다.

(1) 본 논문에서 도입한 직교 이방성 복합재료 모델과, Coulomb friction 및 표면접촉 모델을 활용하여 작성된 소켓의 유한요소 해석 모델은 소켓의 실제 거동을 잘 반영하였다. 인장 실험에서 얻은 소켓 외표면의 변형률은 제안된 모델을 사용한 유한요소 해석에서 산정된 변형률과 잘 일치하는 것으로 나타났다. 또한, 제안된 모델은 원추형 소켓에서 발생하는 소켓 전면부에서 응력이 집중되고 후면부에서 급격히 감소되는 썩기 현상을 예측할 수 있었다.

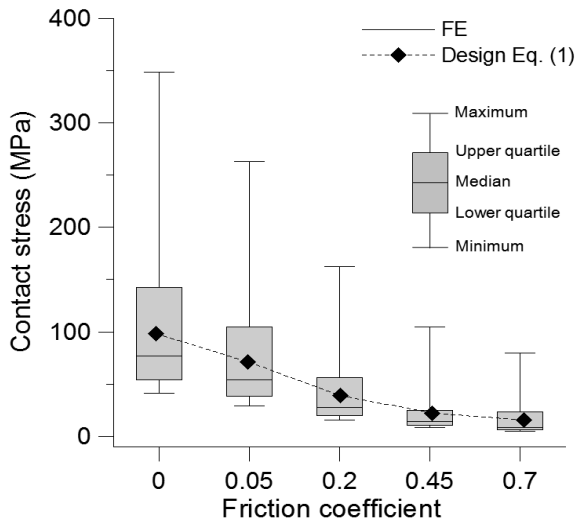


Fig. 15. Variation on the contact stress with respect to frictional coefficients

- (2) 소켓 내면 및 주입 합금재 표면의 마찰은 소켓의 응력 분포에 큰 영향을 미치는 주요한 인자이며, 소켓과 주입 합금재의 발생 응력을 상당량 완화 시키는 효과를 나타냈다. 따라서 소켓 내면의 마찰계수를 증진시킬 수 있는 간단한 표면 처리 방법을 적용하여 소켓과 주입 합금재에 발생하는 응력을 최대 80%가량 감소시킬 수 있을 것으로 판단된다.
- (3) 현행 소켓 설계식은 소켓의 유효길이 내에 분포하는 접촉에 의한 수직응력의 대부분을 잘 대변하고 있었으며 설계 목적으로 적용되는 것은 타당하다고 판단된다. 그러나 소켓 내벽과 주입 합금재 표면 사이의 마찰에 있어서 설계 당시 고려했던 마찰계수에 비하여 실제 발현되는 마찰계수가 작다고 판단되는 경우에는 설계 결과에 대해서 반드시 엄밀한 응력 해석을 통하여 소켓 구조의 안정성을 별도로 검토하여야만 한다.

감사의 글

본 연구는 국토해양부 건설기술혁신사업 초장대교량사업단 제2 핵심과제의 연구비 지원(과제번호: 08기술혁신E01-초장대교량사업단)에 의하여 수행되었습니다. 연구비 지원에 감사드립니다.

References

- Brandon, J. E., Chaplin C. R. and Ridge, I. M. L. (2001). "Analysis of a resin socket termination for a wire rope." *J. of Strain Anal. Eng.*, Vol. 36, No. 1, pp. 71-88.
- Brandon, J. E. and Ridge, I. M. L. (2003). "Comparison of white metal and resin socket terminations for wire ropes." *J. of Strain Anal. Eng.*, Vol. 38, No. 2, pp. 149-160.
- Feyrer, K. (2010). *Wire ropes - tension, endurance, reliability*, Springer, Germany.
- Flory, J. F., McKenna, H. A. and Gibson, P. T. (1995). "Improvement in potted socket terminations." *OCEANS '95. MTS/IEEE. Challenges of Our Changing Global Environment. Conference Proceedings*, Vol. 2, pp. 1345-1353.
- HSBA-Honshu Shikoku Bridge Authority (1989). *HBS 3503 Prefabricated parallel wire strand*.
- JSA-Japanese Standard Association (1995). *JIS F 3432 Ship's steel wire sockets*.
- Komura, T., Wada, K., Takano, H. and Sakamoto, Y. (1990). "Study into mechanical properties and design method of large cable sockets." *Structural/Earthquake Eng., JSCE*, Vol. 7, No. 2, pp. 251-262.
- Korean Agency for Technology Standards (2001). *KS D 4101 Carbon steel castings*.
- NADCA-North American Die Casting Association (2006). *NADCA product specification standards for die castings*, USA.
- Podolny, W. and Scalzi, J. B. (1986). *Construction and design of cable-stayed bridges*, Wiley.
- Seo, J. W., Jung, W., Cho, E. K. and Yoo, H. (2010). "Parametric analysis to determine optimum geometries of PPWS sockets in cable-suspension bridges." *2010 Annual Conference of Korean Society of Steel Construction*, pp. 35-36 (in Korean).
- Simulia (2010). *ABAQUS Analysis user's manual*.
- Verreet, R. (1999). *Wire rope end connections*, CASAR, Germany.
- Waisman, H., Montoya, A., Betti, R. and Noyan, L. C. (2011). "Load transfer and recovery length in parallel wires of suspension bridge cables." *J. of Eng. Mech., ASCE*, Vol. 137, No. 4, pp. 227-237.
- Wire Rope Technical Board (2005). *Wire rope users manual*, 4th edition. USA.
- Yoo, H., Jung, W. and Seo, J. W. (2010a). "Design and verification of safety factor for PPWS sockets of suspension bridges." *2010 Annual Conference of Korean Society of Civil Engineers*, p. 2517 (in Korean).
- Yoo, H., Lee, S. H. and Seo, J. W. (2013). "Effect of the tapered angle on the ultimate load factors of PPWS sockets in main cables of suspension bridges." *J. of Civil Eng., KSCE*, Vol. 33, No. 1, pp. 47-59 (in Korean).
- Yoo, H., Seo, J. W. and Lee, S. H. (2011). "Applicability verification of high-strength parallel wire strands by tensile tests." *J. of Civil Eng., KSCE*, Vol. 31, No. 6A, pp. 435-447 (in Korean).
- Yoo, H., Seo, J. W., Jung, W. and Lee, S. H. (2010b). "Parametric study of optimum design variables of PPWS socket and stability analysis." *2010 COSEIK Annual Conference*, Computational Structural Engineering Institute of Korea.