

섬유보강 고성능시멘트계 그라우트가 적용된 강관 연결부의 부착특성에 대한 실험적 연구

An Experimental Study on the Bonding Characteristic of Steel Tubular Joint Connection filled with Fiber Reinforced High Performance Cementeous Grout

오 흥 섭^{1)*}
Hong-Seob Oh

서 교²⁾
Gyo Seo

김 상 현³⁾
Sang-Hyeon Kim

고 상 진⁴⁾
Sang-Jin Ko

이 현 기⁵⁾
Hyeon-Gi Lee

Abstract

This paper deals with the bonding characteristic of grouted joint connections of monopile support structures for offshore wind power facilities. For the integration of pile connection of wind power supporting structure, fiber reinforced high performance cementeous grout was developed and the ultimate compressive strength of it is 125MPa and the direct tensile strength is 7.5 MPa at 7 days. To assess the bond strength of grout filled in pile connection, small scaled direct bond tests under axially loaded was performed and analyzed according the existing guidelines. The fiber volume fraction (0%, 0.5% and 0.9%), aspect ratio of fiber (60 and 80) and the ratio of height to spacing of shear key (0.013 and 0.056) were adopted as the experimental variables. From the test results, the maximum bond strength among the all specimens was 30.8MPa and the bond strength of grouted connection was affected by the ratio of height to spacing of shear key than the fiber volume fraction.

Keywords : Bond strength, Grouted joint connections, High performance fiber reinforced grout, Shear key

1. 서론

화석연료 고갈 및 지구온난화 등으로 인하여 세계적으로 신재생에너지원의 개발과 활용이 증가하고 있는 추세이며, 국내에서도 대규모 풍력발전단지의 개발이 진행되고 있다 (EWEA, 2011). 풍력발전단지는 바람의 세기 및 효율성 등을 고려하여 점차 육지에서 해상으로 옮겨가고 있고, 유럽의 경우에는 이미 해양에 대단위 풍력발전 단지가 조성되어 전력을 생산하고 있다. EWEA (2011)의 자료에 의하면 해상풍력 발전용량이 7,000MW를 넘어서고 있으며, 1기당 발전용량이 5MW~10MW 이상인 발전기가 개발되고 있다. 해상풍력발전 설비의 지지구조는 Fig. 1에 나타난 것과 같이 블레이드와 발전기를 받치고 있는 기둥부 아래로 정의되며, 상부에 의해 전달되는 하중을 지반으로 전달해주는 역할을 하게

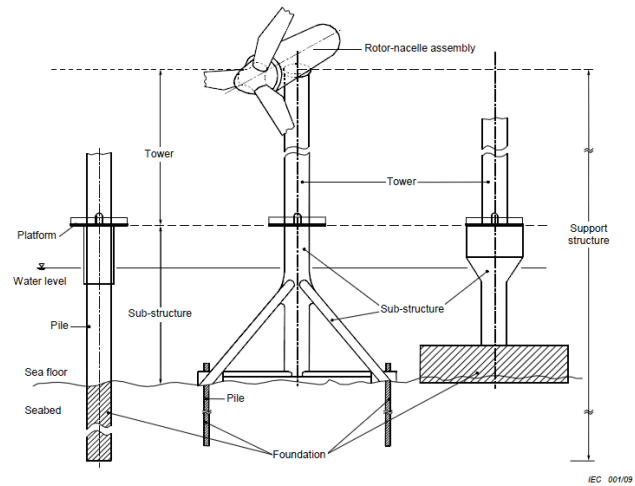


Fig. 1 Various support structures for offshore wind turbine [IEC61400-3,2009]

1) 정희원, 경남과학기술대학교 토목공학과 교수, 교신저자
2) 정희원, 경남과학기술대학교 토목공학과 석사과정
3) 정희원, 제트콘코리아 기술연구소 소장
4) 정희원, 제트콘코리아 기술연구소 대리
5) 정희원, 한양대학교 토목공학과 박사과정

* Corresponding author : opera69@chol.com

• 본 논문에 대한 토의를 2014년 12월 31일까지 학회로 보내주시면 2015년 1월호에 토론결과를 게재하겠습니다.

된다 (IEC61400-3, 2009).

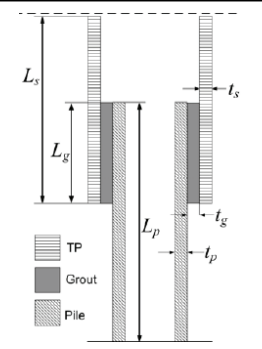
강재파일 또는 자켓식 지지구조의 경우에는 해상에서 대형파일을 해저지반에 근입시키고 해상에서 상부구조를 가설하기 때문에 기존의 용접 등의 방법을 적용하지 못하고, Transition Piece (TP)에 그라우트를 충전하여 상부구조와 지지구조가 일체화시키는 것이 일반적이다 (Inge Lotsberg, 2010; Kurian and Ganapathy, 2010; Nedžžad Dedić, 2009). 최근 발전용량 5MW 이상의 터빈이 개발됨에 따라 블레이드와 타워이 높이가 100mm 이상으로 증가하게 되고, TP부에 작용하는 압축, 비틀림, 휨 등의 응력 역시 증가하게 되어 연결부를 위한 고성능 그라우트의 필요성이 증가하게 되었다 (Lohaus and Anders, 2006). 국내에서는 Kang et al. (2010)과 Lee et al. (2011)에 의해서 초고성능 시멘트 복합체의 압축강도 특성과 섬유혼입물에 따른 시멘트복합체의 부착특성에 대한 연구가 수행되었으며, Lee (2012)에 의하여 저점도 그라우트의 적용성에 관한 연구가 진행되었으나, 풍력지지구조에 적합한 고강도, 고인성을 확보한 그라우트와 연결부 상세에 대한 연구는 거의 없는 상태이다. 따라서 본 연구에서는 풍력타워 연결부 (TP)의 형상과 전단기를 모사한 부착실험체에 국내에서 개발된 섬유보강 고성능 그라우트를 적용하여 축력하에서의 부착특성을 실험적으로 평가하고자 하였다.

2. 풍력타워 연결부 (TP)의 요구조건

풍력지지구조는 상부의 터빈 제원과 외력 등이 상황에 따라 워낙 다양하기 때문에 표준 제원과 하중을 산정하는 것이 거의 불가능하다. 따라서 5MW급 지지구조의 경우에는 일반적으로 NREL에서 제시한 기본 제원을 사용하고 있으며, Table 1에는 Jonkman et al. (2009)이 제시한 NREL 5MW

Table 1 Shape specification and transition piece geometry of NREL standard 5MW wind turbine (Jonkman, 2009; Nedžžad Dedić, 2009)

Rotor Configuration	3 Blade
Rotor size (m)	126
Tower Height (m)	90
Rotor Weight (kN)	1,200
Tower Weight (kN)	2,250
Nacelle Weight (kN)	3,000
Typical TP Diameter (m)	6.0
Typical Pile Diameter (m)	5.65
Grout Thickness(t_g) (mm)	125
Grout Length(L_g) (m)	10



급 풍력발전기와 연결부의 일반 제원을 정리하였다. 타워의 높이는 90m이며, 상부타워부와 파일의 외경은 각각 6m와 5.65m로서 그라우트 두께는 125mm이다. 지지구조에 작용하는 외력은 너셀, 블레이드, 타워로 구성된 약 6,450kN의 순수자중이 연직하중으로 작용하고, 바람, 파도, 조류 등에 의한 동적하중이 작용하게 된다. Espinosa (2012)는 풍력발전지지구조 TP부에 발생하는 축력, 전단력, 모멘트 및 비틀림모멘트를 New Jersey지역의 해상 및 기상조건 (New Jersey Offshore Wind Energy, 2004)에서 각각 10,567kN, 5,980kN, 320,240kN·m, 29,360kN·m로 산정하고, 연결부의 τ_{xy} , τ_{xz} 및 Von Mises 응력이 각각 4.3MPa, 6.6MPa 및 194MPa 발생한다고 제시하였다.

TP 연결부에 발생하는 전단응력에 대하여 그라우트의 저항강도 및 연결부 설계방법은 아직 정확하게 정립되어 있지 않으나, DNV-OS-J101 (2011)와 NORSOK Standard (2012) 등에서 반경험적인 방법으로 부착강도 산정식을 제시하고 있고, API Recommended Practice (2008)에는 전단기와 그라우트부의 형상 조건에 대한 기준을 제시하고 있다.

그라우트로 충전된 TP부의 파괴는 축력, 전단력 및 비틀림모멘트의 조합에 의하여 발생하며, Fig. 2와 같이 (a) 전단기가 없는 경우의 미끄러짐에 의한 파괴 (f_{kf}), (b) 전단기가 있는 경우의 미끄러짐과 기계적 맞물림 작용에 의한 복합파괴 ($f_{kf} + f_{ks}$), (c) 그라우트의 전단파괴 (f_{kg})로 정의할 수 있다 (Hordyk 1996; Lotsberg, 2010; Schaumann and Wilke, 2007).

DNV (2011)와 NORSOK (2012)에서는 축력과 비틀림모멘트에 의한 연결부에 작용하는 전단응력을 아래와 같이 산정하도록 제시하고 있으며, 각 파괴형태에 대한 전단강도는 식 (4)~(10)에 따라 해석하도록 하고 있다.

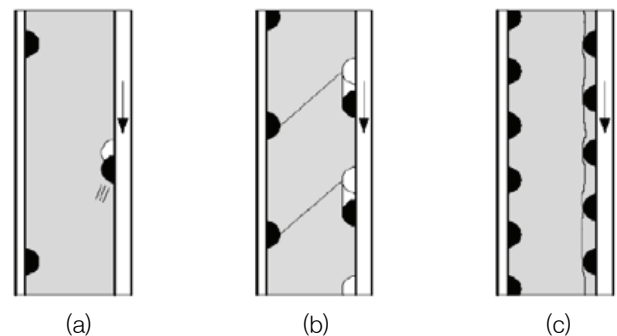


Fig. 2 Failure modes of axially loaded grouted joints (Hordyk 1996; Lotsberg, 2010)

$$\tau_{st} = \frac{M_t}{2 \cdot R_p^2 \cdot \pi \cdot L_g} \text{ in torsionally loaded case(1)}$$

$$\tau_{sa} = \frac{P}{2 \cdot R_p \cdot \pi \cdot L_g} \text{ in axially loaded case (2)}$$

$$\tau_{sb} = \sqrt{\tau_{sa}^2 + \tau_{st}^2} \text{ in combined loaded case (3)}$$

여기서, τ_{sa} 는 축력에 의한 전단응력, τ_{st} 는 비틀림모멘트에 의한 전단응력, L_g 는 그라우트연결부의 길이, M_t 는 계수하중에 의한 비틀림모멘트, P 는 계수하중에 의한 축력, R_p 는 파일의 외측반경 Norsok (2012)의 식 (9)는 전단키가 있는 경우의 계면전단강도와 미끄러짐 강도의 합으로 표현된 것으로 DNV (2011)의 식 (4)와 (5)의 합과 동일한 파괴형태를 나타내는 것이다.

DNV-OS-J101 (2011)

Interface shear strength due to friction :

$$\tau_{kf} = \frac{\mu \cdot E_s}{F} \cdot \left[\frac{\delta}{R_p} \right] \quad (4)$$

Interface shear strength due to shear key :

$$\tau_{ks} = \frac{\mu \cdot E_s}{F} \cdot \left[\frac{h}{21 \cdot s} \cdot f_{ck}^{0.4} \cdot \sqrt{\frac{t_p}{R_p}} \right] \cdot \frac{s}{L_g} \cdot N \quad (5)$$

Shear strength of grout :

$$\tau_{kg} = k \cdot f_{ck}^{0.7} (1 - e^{-2L/R_p}) \quad (6)$$

$$F = \frac{R_p}{t_p} + \frac{E_s t_g}{E_g R_p} + \frac{R_s}{t_s} \quad (7)$$

여기서, E_g 는 그라우트 탄성계수 (MPa), E_s 는 강재 탄성계수 (MPa), F 는 유연도 계수, N 는 전단키 갯수, R_s 는 TP의 외측 반지름, h 는 전단키 높이, f_{ck} 는 그라우트 압축강도 (5cm 입방체), k 는 초기재령 감소계수 ($1 - 3\sqrt{\Delta/R_p}$, $s/\sqrt{R_p t_p} < 3$ 또는 1.0, $s/\sqrt{R_p t_p} \geq 3$), s 는 전단키 간격, t_g 는 그라우트 두께, t_p 는 파일두께, t_s 는 TP의 두께 (Fig. 3 참조), Δ

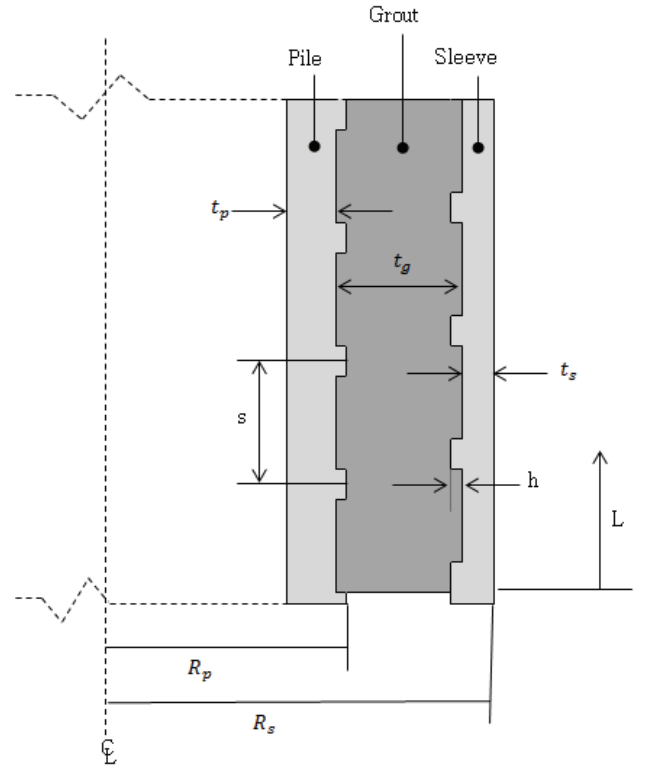


Fig. 3 Grouted pile to sleeve (TP) connection

초기재령 변동량, δ 는 압연강재의 요철 높이 (0.07mm), μ 는 그라우트와 강재의 마찰계수로 거칠게 처리된 경우 일반적으로 0.4 적용, τ_{kf} 는 마찰에 의한 계면전단강도, τ_{ks} 는 전단키에 의한 전단강도, τ_{kg} 는 그라우트 전단강도

NORSOK Standard (2012)

Interface shear strength due to friction :

$$\tau_{bkf} = \frac{C_I \cdot E_s}{C_f \cdot 2R_p} \quad (8)$$

Interface shear strength due to shear key :

$$\tau_{bks} = \frac{C_I \cdot E_s}{C_f \cdot 2R_p} + C_p \cdot 140 \left(\frac{h}{s} \right)^{0.8} \cdot C_s^{0.6} \cdot f_{ck}^{0.3} \quad (9)$$

Shear strength of grout :

$$f_{bkg} = \left[0.75 - 1.4 \cdot \left(\frac{h}{s} \right) \right] \cdot f_{ck}^{0.5} \quad (10)$$

여기서, C_f 는 표면 요철 (0.084mm), m 는 강제와 그라우트의 탄성계수비 일반적으로 18적용), C_f 는 유연도 계수로서 F와 동일, C_p 는 파일의 크기계수 (=1.5: $R_p < 150mm$, $(R_p/500)^2 - (2 \cdot R_p/500) + 2$: $150 < R_p < 500mm$, 1.0 : $R_p \geq 500mm$), C_s 는 반경에 대한 강성계수 (= $[(2R_p/t_p) + (2R_s/t_s)]^{-1} + (1/m) \cdot (2R_g/t_g)^{-1}$)

3. 실험계획

3.1 사용재료

모노파일 지지구조는 슬리브 (sleeve)라 불리는 상부 강관과 파일 (pile)로 정의되는 하부 강관으로 구성되며, 연결부는 전단키의 유무에 관계없이 원추형 또는 강관형태로 공장 제작되어 현장에서 그라우트로 일체화된다. 자켓구조물에 적용되는 NORSOK (2012)에서는 그라우트의 강도를 20~80MPa로 정의하고 있으나, 높은 외력이 작용하는 모노파일 경우에는 일반적으로 압축강도 100MPa 이상의 고성능그라우트를 적용하는 것이 일반적이다.

연결부 충전 및 강도확보를 위하여 충분한 유동성과 100MPa 이상의 압축강도를 갖는 고성능그라우트 (HPCG)를 개발하였으며, 화학조성은 Table 2에 정리하였다. 최대치수 2.0mm 이하의 제강슬래그를 골재로 사용하였으며, 단위중량 8.0g/cm², 직경 0.3mm이고 형상비 (l/d)가 각각 40 (12mm)과 53 (16mm)인 Fig. 4와 같은 직선 스테인레스 강섬유를 그라우트에 혼

Table 2 Chemical properties of cement grout

Design Strength (MPa)	SiO ₂ (%)	Al ₂ O ₃ (%)	Fe ₂ O ₃ (%)	CaO (%)	MgO (%)	BaO (%)	SO ₃ (%)	Ig-loss (%)
140	20.30	14.70	1.33	41.50	1.63	0.00	18.70	1.84

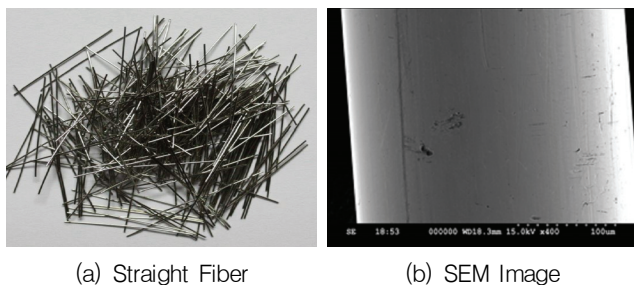


Fig. 4 Straight stainless steel fiber image used for high performance cementitious grout

입하여 부착거동을 향상시키고자 하였다.

3.2 실험체 제작 및 실험방법

해상풍력 지지구조 연결부에 대한 제한조건을 충족시키기 위하여 DNV의 최소규정을 고려한 Anders (2007)과 Anders and Lohaus (2008)의 연구에 적용된 부착시험체를 제작하였으며, 형상은 Fig. 5에 도시하였다. 강관에 사용된 강재는 SS450강재를 사용하여 축하중 작용시 강재의 변형이 최소화될 수 있도록 하였다. 기존의 연구 (Anders, 2007; Anders and Lohaus, 2008; DNV, 2011)를 참고하여 연결강관내부는 전단키가 없는 경우와 전단키가 있는 경우 ($h/s = 0.013$ 과 0.056)로 구분하여 실험을 수행하였으며 변수는 Table 3에 정리하였다. 고성능 그라우트의 섬유혼입율은 작업성을 위하여 부피비로 각각 0%, 0.5% (중량비 1.5%) 및 0.9% (중량비 3%)를 혼입하였다.

압축, 인장 및 부착실험은 28일 양생후 실시하였으며, 2,000kN

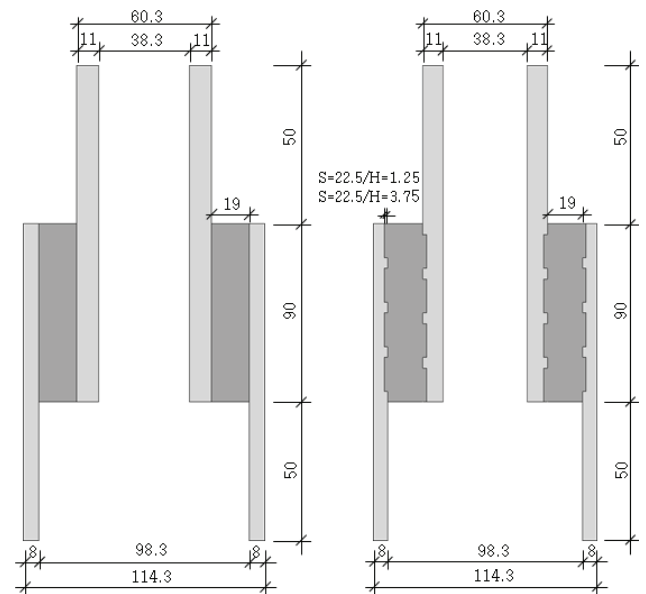


Fig. 5 Cross-sectional detailing of bond specimens

Table 3 Experimental variables

Fiber Volume Fraction (%)	Fiber length	Shear key pattern		
		h/s=0	h/s=0.013	h/s=0.056
0%	-	2	2	2
0.5%	12mm	2	2	2
	16mm	2	2	2
0.9%	12mm	2	2	2
	16mm	2	2	2

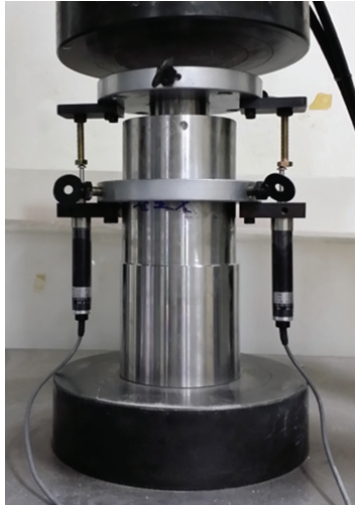


Fig. 6 Test Setup

용량의 UTM을 사용하여 변위제어 방식으로 변위량 8mm까지 0.2mm/min의 속도로 하중을 가력하였다. 부착실험체의 슬립량을 평가하기 위하여 Fig. 6과 같은 콤프레소미터를 제작 설치하여, 슬립량을 측정하였다.

4. 실험결과 및 고찰

4.1 고성능 그라우트의 재료특성

섬유혼입율과 섬유길이에 따른 섬유보강 고성능그라우트(HPCG)의 압축강도시험 결과는 Fig 7에 나타내었다. 섬유혼입율이 증가할수록 압축강도가 약간 증가하였으며, 섬유길이의 영향은 크지 않은 것으로 나타났다. 재령에 따라 1일 강도가 28일의 약 73%였으나, 7일 강도가 28일 강도와 거의 동일하여 현장 시공시 시공기간을 줄일 수 있을 것으로 판단된다.

고성능그라우트에 대한 인장성능을 평가하기 위하여 KS L5104에 따라 모르타르의 직접인장강도를 평가하였으며, 결과는 Fig. 8에 정리하였다.

압축강도와 유사하게 섬유혼입율이 증가할수록 인장강도가 증가하는 것으로 분석되었으며, 28일 인장강도 최대값은 9.4MPa (형상비 53, 혼입율 0.9%)와 9.36MPa (형상비 40, 혼입율 0.9%)로 분석되었다. 7일 인장강도의 경우에는 형상비 53, 혼입율 0.9% 변수에서 실험체의 제작실수로 강도가 낮게 나타났으나, 형상비 40의 강섬유가 0.9%혼입된 경우의 8.9MPa로 예측되어 전체적으로 7일 양생후 인장강도가 28일 인장강도의 95%를 상회하는 분석되었다.

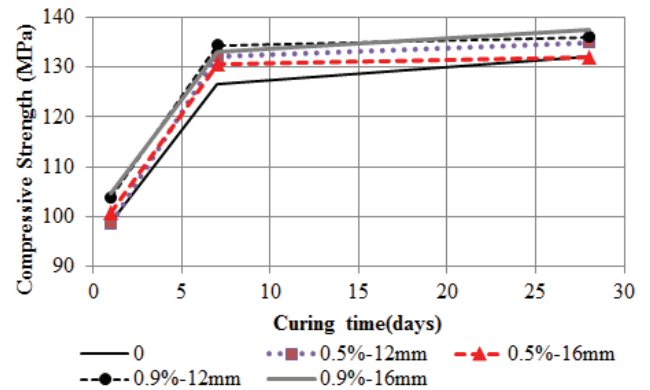


Fig. 7 Compressive strength of HPCG

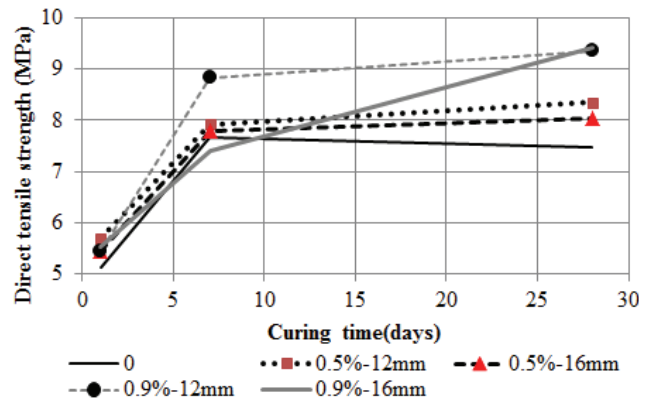


Fig. 8 Direct tensile strength of HPCG

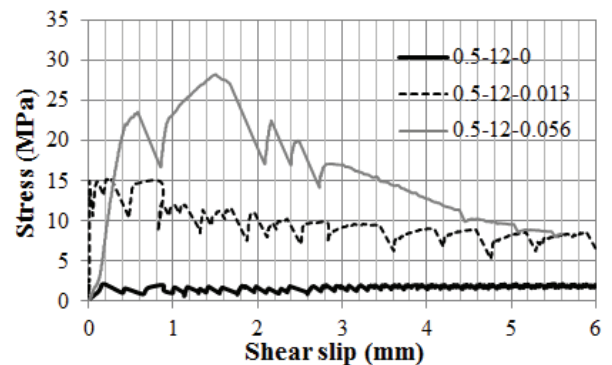
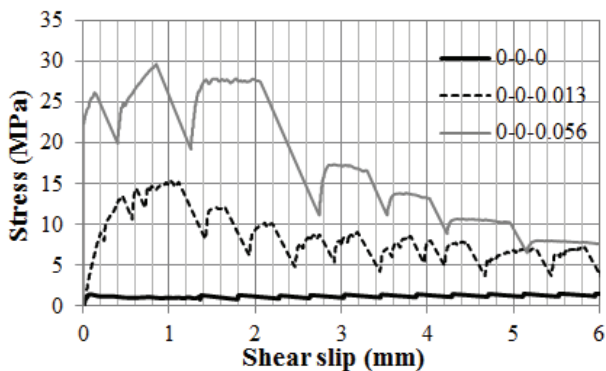
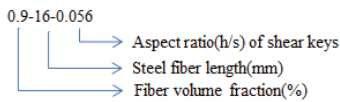
4.2 고성능 그라우트의 부착강도 특성

그라우트의 전단부착실험은 충전후 28일 동안 기건양생한 후 실시하였으며, 결과는 Table 4에 정리하였다. 부착강도는 초기강도와 최대강도로 구분하여 정리하였고, 그라우트 파괴시의 인성을 내부균열발생전 초기 탄성에너지량과 소성상태까지의 에너지총량으로 평가하기 위하여 응력-슬립곡선의 면적으로 계산하였다. 초기강도 및 탄성상태는 그라우트 내부균열 또는 평형조건의 변화 등으로 인하여 응력-슬립곡선상에서 응력이 처음 감소하게 되는 1차 변곡점까지로 정의하였으며, 소성상태는 파괴가 완전히 진행되었다고 판단되는 슬립량 5.0mm 까지로 정의하였다.

실험결과 부착강도는 섬유혼입율보다는 전단기의 영향이 큰 것으로 분석되었다. 그라우트의 두께가 19mm였기 때문에 12mm와 16mm의 섬유길이의 영향은 크지 않았던 것으로 판단되었으나, 초기탄성강도는 섬유혼입율이 증가할수록 미소하게 증가한 것으로 나타났다. 동일한 전단기 조건인 경우에는 섬유길이가 길어질수록 강도가 높게 나타났으나, 전

Table 4 Summarized test results

	Initial Strength		Ultimate Strength		DNV-OS-J10			NORSOK			Elastic Energy	Total Energy	$\frac{Elastic}{Total}$ (%)
	Stress (MPa)	Slip (mm)	Stress (MPa)	Slip (mm)	τ_{kf}	τ_{ks}	τ_{kj}	τ_{bkf}	τ_{bks}	τ_{bjk}			
0-0-0	1.5	0.08	1.5	0.08	2.0	0.00	30.4	13.1	13.1	8.6	19.6	702.1	35.8
0-0-0.013	13.0	0.41	15.3	1.02	2.0	7.3	30.4	13.1	30.0	7.7	453.9	6697.6	14.8
0-0-0.056	26.0	0.24	29.7	0.89	2.0	21.8	30.4	13.1	53.7	5.9	950.8	14448.8	15.2
0.5-12-0	2.2	0.18	2.2	0.18	2.0	0.0	30.9	13.1	13.1	8.7	16.5	1045.8	63.4
0.5-12-0.013	15.0	0.15	15.4	0.56	2.0	7.4	30.9	13.1	30.1	7.8	540.2	8161.7	15.1
0.5-12-0.056	23.6	0.58	28.3	1.50	2.0	22.2	30.9	13.1	54.0	6.0	870.6	12496.4	14.4
0.5-16-0	2.7	0.15	2.7	0.15	2.0	0.0	30.4	13.1	13.1	8.6	84.7	1492.9	17.6
0.5-16-0.013	15.3	0.63	17.5	1.05	2.0	7.3	30.4	13.1	30.0	7.7	565.1	7539.7	13.3
0.5-16-0.056	22.7	0.37	30.8	1.59	2.0	21.9	30.4	13.1	53.7	5.9	785.0	14185.7	18.1
0.9-12-0	2.1	0.12	2.1	0.12	2.0	0.0	31.1	13.1	13.1	8.8	14.8	1022.7	69.1
0.9-12-0.013	14.8	0.53	16.2	0.94	2.0	7.5	31.1	13.1	30.1	7.8	536.7	8741.5	15.0
0.9-12-0.056	25.9	0.52	27.7	1.59	2.0	22.4	31.1	13.1	54.1	6.0	948.7	15232.3	16.3
0.9-16-0	1.83	0.15	2.3	1.48	2.0	0.0	31.3	13.1	13.1	8.8	16.8	1073.3	63.9
0.9-16-0.013	16.2	0.66	17.3	1.00	2.0	7.5	31.3	13.1	30.2	7.9	593.3	9020.5	15.2
0.9-16-0.056	25.0	0.45	28.0	1.19	2.0	22.5	31.3	13.1	54.2	6.1	893.8	13331.6	14.9

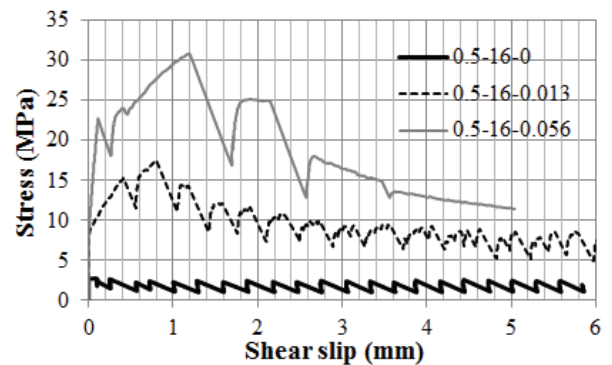


(a) Fiber length = 12mm

Fig. 9 Bond stress vs shear slip of grouted TP connection without steel fiber

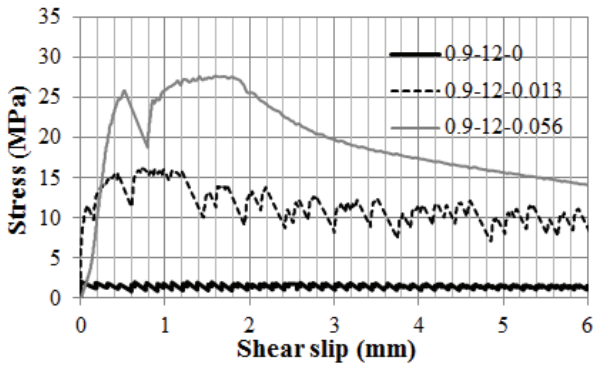
체적으로는 섬유혼입율 0.5%, 전단키 높이/간격비 0.056, 섬유길이 16mm에서 강도가 가장 크게 나타났다. 다른 실험체의 경우에는 섬유가 혼입되지 않은 실험체 (0-0-0.056)의 경우와 유사하거나 약간 작은 것으로 관찰되었다.

Fig. 9~11에는 실험변수별 전단부착응력과 슬립과의 관계를 도시하였다. 하중가력 초기에는 거의 선형적으로 응력이 증가하였으나, 그라우트의 내부균열이 발생한 후 골재의 맞물림 및 섬유의 균열 억제 등으로 응력의 증가와 감소를 반복하며 극한하중까지 증가한 후 응력이 단계적으로 감소하면서 파괴되었다. 최대강도 이후 거동에서는 섬유혼입된 그

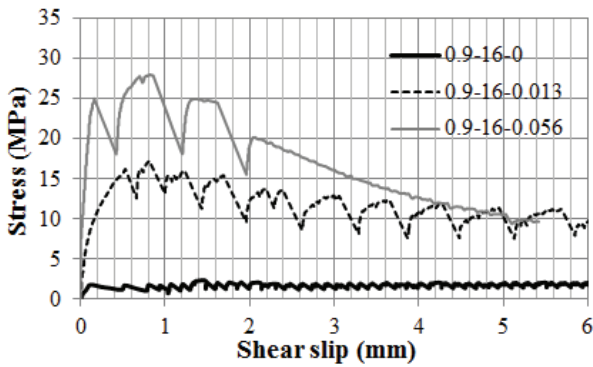


(b) Fiber length = 16mm

Fig. 10 Bond stress vs shear slip of grouted TP connection with steel fiber ($V_f=0.5\%$)



(a) Fiber length = 12mm



(b) Fiber length = 16mm

Fig. 11 Bond stress vs shear slip of grouted TP connection with steel fiber ($V_f=0.9\%$)

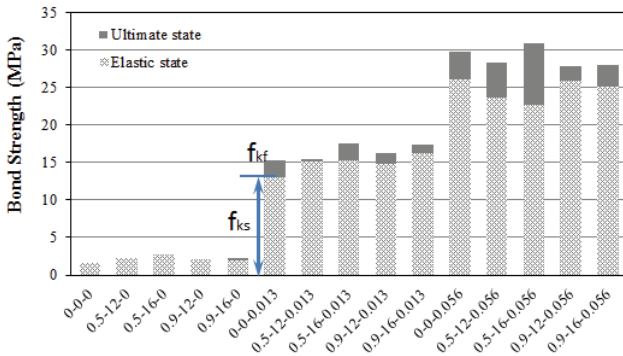


Fig. 12 Elastic strength and ultimate strength of specimens

라우트의 경우가 최대강도 이후 상대적으로 완만한 연화거동을 갖는 것으로 나타났다.

Fig. 12에는 초기탄성강도와 극한강도를 나타내었다. 전단키가 없는 경우에는 초기부착강도와 극한강도가 거의 동일하게 나타났으나, 전단키의 높이/간격비 (h/s)가 증가함에 따라 초기강도와 극한강도의 차이가 커지는 것으로 분석되었다. 파괴형태는 Anders and Lohaus (2008)의 연구와 유사하게 전단키가 없는 경우의 파괴는 Fig. 2(a)와 유사한 전단키

가 없는 경우의 미끄러짐에 의한 파괴 (f_{kf})로 판단되며, 전단키가 있는 경우는 Fig. 2(b)의 미끄러짐과 기계적 맞물림 작용에 의한 복합파괴 ($f_{kf} + f_{ks}$) 또는 (c)의 그라우트 전단 파괴 (f_{kg})가 발생한 것으로 판단된다.

Table 4에는 식 (4)~(10)을 사용하여 이론부착강도를 정리하였으며, Hordyk (1996)와 DNV (2011)에 제시되어 있는 것과 같이 부착강도 (τ_k)는 미끄러짐 강도 (τ_{kf})와 전단키의 계면전단강도 (τ_{ks})의 합 또는 그라우트 전단강도 (τ_{kg})에 의해 결정되는 것을 나타낸다. 전단키가 없는 경우의 부착강도는 1.5~2.7MPa로 관찰되었으며, 이는 이론적인 미끄러짐 강도 (τ_{kf}) 2.0MPa과 크게 차이가 나지 않는 것으로 판단된다. 전단키의 형상이 $h/s=0.013$ 인 경우의 강도는 15.3~17.5로 관찰되었고, 이론 미끄러짐강도 (τ_{kf}) 2.0MPa과 계면전단강도 (τ_{ks}) 7.0MPa보다 큰 것으로 관찰되었다. Fig. 12에 나타낸 것과 같이 전단키의 h/s 가 0.013인 변수의 극한강도와 초기탄성강도의 차이가 미끄러짐 파괴가 발생한 전단키가 없는 경우의 극한강도와 거의 유사하게 분석되어 초기 파괴이후 그라우트의 미끄러짐에 의하여 파괴가 진전되는 것으로 판단되며, 이는 Anders and Lohaus (2008)의 실험결과와도 유사한 것으로 판단된다. 전단키 $h/s=0.056$ 경우는 미끄러짐 (τ_{kf})+계면전단 (τ_{ks}) 강도와 그라우트 전단강도 (τ_{kg}) 사이에 파괴강도가 존재하는 것으로 나타나 파괴형태의 천이구간인 것으로 판단된다.

Fig. 13에는 부착-슬립곡선상의 면적을 에너지로 가정하여 변수별 총 에너지량을 도시하였다. 강도의 경우와 같이 섬유 혼입량이 증가할수록 에너지량도 증가하였으나, 전단키에 비해서는 미소한 것으로 나타났다. 전단키가 있는 경우에 관계없이 초기 탄성에너지의 크기는 거의 동일하였으나, 초기탄성 이후에서 5.0mm 슬립까지의 전체 소성에너지량은

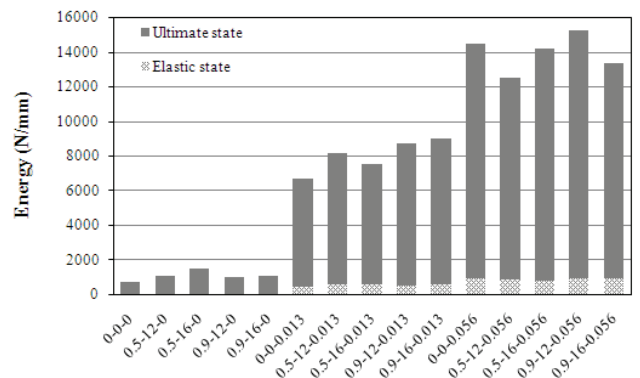


Fig. 13 Total elastic and plastic energy up to slip 5.0mm

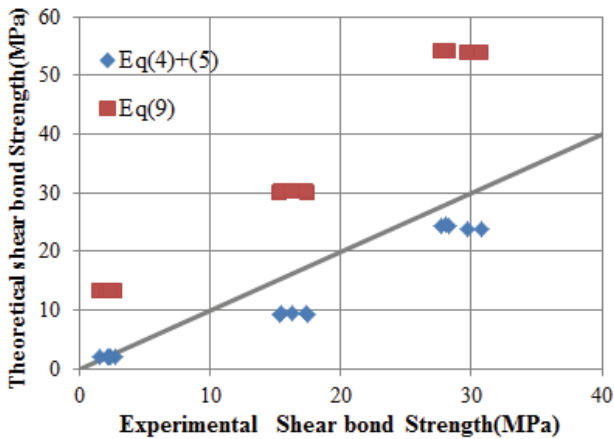


Fig. 14 Theoretical and experimental bond strength of grouted connection

전단키의 h/s 비가 커질수록 증가하는 것으로 관찰되었다.

Fig. 14에는 Table 4에 정리된 실험에 의한 전단부착강도와 DNV (2011)와 NORSOK (2012)에 의한 이론적 강도의 관계를 도시하였다. 전체적으로 NORSOK (2012)의 해석값이 과다하게 산정되는 것으로 나타났으며, 이는 NORSOK (2012)의 경우 강재의 표면마찰계수를 반영하지 않았기 때문에 미끄러짐강도가 과다산정되고, 파일크기에 따른 크기효과를 과다하게 반영하였기 때문인 것으로 판단된다. 이에 반하여 DNV (2011)의 경우에는 실험치와 비교하여 작게 산정되었다. 또한 파괴모드가 변화되는 전단키 h/s 가 0.056의 경우에는 DNV (2011)의 식 (4)와 (5)의 미끄러짐과 기계적 맞물림에 의한 계면전단강도와 식 (6)의 그라우트 전단파괴 강도와 거의 유사하게 분석되어 파괴형태가 변화되는 구간인 것으로 판단된다.

5. 결론

본 연구에서는 해상풍력타워 연결부를 위한 고성능 그라우트를 개발하였으며, 전단부착실험을 통하여 그라우트의 부착거동을 실험적으로 평가하였다.

실험결과 그라우트 연결부의 부착거동은 섬유혼입을 또는 섬유형상보다는 전단키의 높이/간격비가 중요하고, 전단키의 유무에 따라 미끄러짐파괴에서 맞물림에 의한 계면전단에 의한 파괴로 변화시키는 것으로 분석되었다.

직선 강섬유의 혼입에 의해 미소한 부착강도 증진과 소성영역에서의 연성파괴를 유도할 수 있는 것으로 분석되었다.

전단키의 높이/간격비 (h/s)가 증가할수록 파괴형태가 맞물림작용에 의한 계면전단파괴에서 그라우트의 전단파괴로 변

화되는 것으로 나타나 대용량 풍력발전 지지구조의 설치를 위해서는 연결부 그라우트재료의 강도 증진과 함께 최적의 전단키 높이/간격 선정이 필요한 것으로 판단된다.

감사의 글

본 연구는 한국에너지기술평가원의 지원 (000000001513)과 경남과학기술대학교 기성희 연구비 지원으로 수행되었으며, 저자들은 이에 감사드립니다.

References

1. American Petroleum Institute (2008), API RP14F: Recommendation of Electrical System for Offshore Production Platforms, 284.
2. Anders, S. (2007), Von der Fakultät für Bauingenieurwesen und Geodäsie der Gottfried Wilhelm, Ph.D. Dissertation, Leibniz Universität Hannover.
3. Anders, S., and Lohaus, L. (2008), Optimized High-Performance Concrete in Grouted Connections, Tailor Made Concrete Structures-Walraven & Stoelhorst eds, 369-374.
4. Atlantic Renewable Energy Corporation, AWS Scientific, Inc. (2004), New Jersey Offshore Wind Energy: Feasibility Study, New Jersey Board of Public Utilities, 236.
5. Det Norske Veritas (2011), Offshore Standard DNV-OS-J101, Design of Offshore Wind Turbine Structures, 213.
6. Espinosa, J. G. (2012), Design and Calculus of the Foundation Structure of an Offshore Monopile Wind Turbine, Universitat Politecnica de Catalunya, 85.
7. EWEA (2011), Wind in our Sails, EWEA Offshore 2011, Amsterdam, 92.
8. Hordyk, M. (1996), The Static and Fatigue Strength of Grouted Pile sleeve Connections, *Fatigue in Offshore Structures*, 2, 635-657.
9. IEC 61400, (2009), International Standard Wind turbines-Part 3: Design requirements for offshore wind turbines, International Electrotechnical Commission, 268.
10. Jonkman, J., Butterfield, S., Musial, W., and Scott, G. (2009), Definition of a 5-MW Reference Wind Turbine for Offshore System Development, NREL, 75.
11. Kang, S. T., Park, J. J., Ryu, G. S., and Kim, S. W. (2010), The Effect of Steel-Fiber Reinforcement on the Compressive Strength of Ultra High Performance Cementitious Composites (UHPC), *Journal of the Korea Institute for Structural Maintenance and Inspection*, 14(5), 110-118 (in Korean, with English abstract).
12. Kurian, V. J., Ganapathy, C. (2010), Monopile Foundations for Offshore Wind Turbines, *International Conference on Sustainable Building and Infrastructure*, ICSBI, Kuala Lumpur, Malaysia, 15-17.
13. Lee, B. Y. (2012), Strain-Hardening Cementitious Composites with Low Viscosity Suitable for Grouting Application, *Journal of the Korea Institute for Structural Maintenance and*

-
- Inspection*, 16(1), 55-63 (in Korean, with English abstract).
14. Lee, J. H., Park, C. G. (2011), Effect of Fiber Volume Fraction on Bond Properties of Structural Synthetic Fiber in Polypropylene Fiber Reinforced Cement Composites, *Journal of the Korea Institute for Structural Maintenance and Inspection*, 15(4), 125-135 (in Korean, with English abstract).
 15. Lohaus, L., and Anders, S. (2006), Static and Fatigue behaviour of High-Performance Concrete in “Grouted Joints” for hybrid structures, *Proceedings of the 2nd Int. fib Congress*, Naples.
 16. Lotsberg, I. (2010), Developments of Grouted Connections in Monopile Foundations, *IABSE Seminar*, Copenhagen.
 17. Nedžžad Dedić (2009), Analysis of Grouted Connection in Monopile Wind Turbine Foundations Subjected to Horizontal Load Transfer, Aalborg University.
 18. NORSOK standard (2012), Design of Steel Structures Annex K Special Design Provisions for Jackets, 151-193.
 19. Schaumann, P., Wilke, F. (2007), Design of Large Diameter Hybrid Connections Grouted with High Performance Concrete, *ISOPE 2007-Proceedings of the Seventeenth International Offshore and Polar Engineering Conference*, Lisboa.
- Received : 08/06/2014
 Revised : 09/15/2014
 Accepted : 09/23/2014

요 지

본 연구에서는 모노파일지지구조의 고성능 그라우트연결부의 부착거동을 다루고 있다. 강관파일 연결부의 일체화를 위하여 섬유보강 고성능 그라우트를 개발하였으며, 재령 7일 압축강도 125MPa와 직인장강도 7.5MPa를 나타내었다. 축하중을 받는 상태에서의 그라우트의 부착거동을 평가하기 위하여 강관파일에 그라우트를 충전하여 부착실험을 수행하였으며, 그 결과를 기존의 설계기준과 분석하였다. 실험변수는 섬유혼입율 (0%, 0.5% and 0.9%), 섬유의 형상비 (60 and 80)와 전단키의 높이와 간격의 비 (0.013 and 0.056)로 선정하였다. 실험결과 최대부착강도는 30.8MPa로 관찰되었으며, 섬유 혼입율보다는 전단키의 높이와 간격의 비가 부착강도에 영향을 미치는 것으로 분석되었다.

핵심 용어 : 부착강도, 그라우트 연결부, 고성능 섬유보강 그라우트, 전단키
