

원심성형 철근콘크리트 말뚝 이음부의 보강 효과

주상훈, 황훈희*
한국도로협회 기술연구센터

Effect of Joint Reinforcement on Reinforced Concrete Pile by Centrifugal Casting

Sanghoon Joo, Hoonhee Hwang*
R&D Center, Korea Road Association

요약 최근 건축과 토목 구조물 기초에 적용되는 말뚝의 시공법은 환경 훼손, 소음 공해, 그리고 주위 민원을 최소화하기 위해 항타공법에서 매입공법 위주로 변화하는 추세를 보이고 있다. 이러한 시공방법의 변화로 인해 기존의 항타공법으로 사용되었던 말뚝 대신, 재료 및 구조적인 시스템 측면에서 보다 최적화되고 경제적인 매입용 말뚝의 개발이 요구되고 있다. 본 연구에서는 매입용 말뚝인 원심성형 철근콘크리트 말뚝의 보강된 이음방법을 제안하였다. 이전의 연구에서는 원심성형 철근콘크리트 말뚝에 대해 연장된 원형띠판과 스티드로 구성된 이음 보강방법이 기존 이음방법의 구조성능을 개선시킬 수 있을 것으로 검토되었다. 따라서, 본 연구에서는 이러한 이음방법의 구조성능을 말뚝의 휨과 전단 강도 실험을 통해 검증하였다. 이 제안된 이음방법은 설계에서 요구되는 휨과 전단 강도에 대해 충분한 성능을 보인 것으로 실험에서 나타났다. 또한, 전반적인 하중-처짐 거동이 이음부가 없는 일체형 구조에 근접하므로 설계에서 예상하는 거동과 성능이 안정적으로 현장 구조물에 반영될 수 있을 것으로 기대된다.

Abstract The construction of foundation piles for buildings and bridges is changing from pile driving to an injected precast pile method. The goal is to minimize environmental damage, noise pollution, and complaints from neighboring residents. However, it is necessary to develop economic piles that are optimized for precasting by a centrifugal method in terms of both the material and structural system. A reinforced joint method is proposed for reinforced concrete piles (RC piles) manufactured by centrifugal casting. A previous study concluded that the structural performance of the current joint system for RC piles could be improved by using a reinforced joint composed of extended circular band plates and studs. In this study, the structural performance of such a joint was validated experimentally by bending and shear strength measurements. The proposed joint reinforcement method showed adequate structural performance in terms of bending and shear strength. The overall load-deflection behavior is close to that of a structure without joints, so it is expected that the behavior and performance of the design can be reliably reflected in site structures.

Keywords : Precast, Pile, Reinforced Joint, High Strength, Spun Concrete Pile

1. 서론

항복강도 500 MPa와 600 MPa의 고강도 철근의 사용이 확대되고 안정적으로 공급되고 있다. 이에 따라 프리스트레스를 도입하지 않는 철근콘크리트 구조를 활용하

최근에는 고강도 철근의 개발이 활발하게 진행되어,

본 논문은 한국도로공사 연구과제로 수행되었음.

*Corresponding Author : Hoonhee Hwang(Korea Road Association)

email: poonhee@kroad.or.kr

Received August 16, 2019

Accepted November 1, 2019

Revised September 11, 2019

Published November 30, 2019

여 상대적으로 단순화된 공정을 갖는 매입공법 전용 기성(precast) 말뚝의 적용을 시도할 수 있는 환경이 조성되고 있다[1,2].

이와 관련된 선행 연구에서는 PHC(pretensioned spun high strength concrete) 말뚝의 효율적인 생산 시스템을 적용하여, Fig. 1과 같이 PHC 말뚝과 단면 형상, 크기, 콘크리트 기준압축강도 등은 동일하고 강봉과 철선을 모두 고강도 철근으로 대체한 원심성형 철근콘크리트 말뚝(reinforced concrete pile manufactured by centrifugal casting, 이하 원심성형 RC 말뚝) 실험체를 제작하였다[1]. 이 실험에서는 PHC 말뚝에 사용되는 용접식 이음방법을 적용한 기존 이음부를 갖는 원심성형 RC 말뚝의 휨 성능을 추가로 검증하였는데, 이음부가 없는 말뚝이 공칭수준의 휨 강도 수준을 충분히 만족시킨 것과는 달리 이음부가 있는 말뚝에서는 구조성능이 부족한 것으로 평가되었다. 이는 용접식 기존 이음방법에 있어서, PHC 말뚝의 경우에는 긴장력에 의해 말뚝에 압축력이 적용되므로 휨 인장에 대해 이음부의 이음판과 콘크리트 간의 벌어짐이 어느 정도 억제되는 반면, 긴장력이 도입되지 않는 원심성형 RC 말뚝에서는 Fig. 2와 같이 이음부의 용접부 대신 이음판과 콘크리트 간의 계면파괴가 발생되었기 때문인 것으로 나타났다[1,3].

원심성형 RC 말뚝과 달리, PHC 말뚝의 경우에는 용접식 이음방법의 대안으로 여러 형태의 볼트체결식 이음방법이 개발되었으나 현장에서의 적용성 부족 등으로 크게 활성화되지 못하고 있다[4-8]. 일반적으로 볼트체결식 이음방법은 용접식과 비교하여 시공기간 및 품질관리의 측면에서 장점은 있으나 시공비가 비싸고 설치가 다소 복잡한 이유로 현장에 적극적으로 반영되지 못하고 있는 것으로 알려져 있으며 최근에는 이를 개선한 볼트체결식 이음방법도 개발되어 연구되고 있다[5,7,8].

선행 연구[3]에서는 유한요소해석에 의한 최적화 과정을 통해 Fig. 3과 같은 이음부 보강방법을 제시하였다. 이 보강방법은 말뚝 끝단을 둘러싸는 원형띠판을 연장하여 용접이음 시 이음판과 함께 접합시키고, 이음판과 콘크리트 간의 부착력을 증가시키기 위해 스티드를 설치하는 방법으로, 원형띠판의 파손을 지연시키고 스티드를 이용한 물리적 보강을 더하는 방안이다.

본 연구에서는 Fig. 3과 같은 보강방법을 토대로 원심성형 RC 말뚝의 실험체를 제작하였으며, 구조실험을 통해 이를 검증하였다. 구조실험은 휨과 전단에 대한 실험을 수행하였고, 이음부가 없는 일체형 원심성형 RC 말뚝과 비교하여 구조성능을 평가하였다.

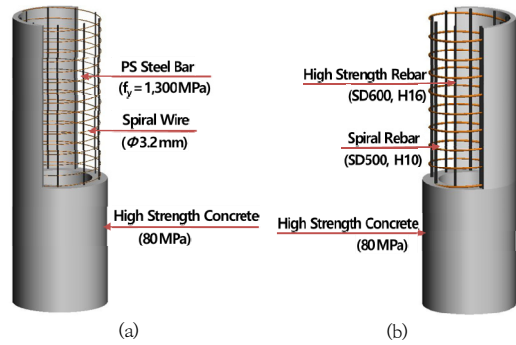


Fig. 1. Diagram of the spun RC pile[1] (a) PHC pile (b) RC pile

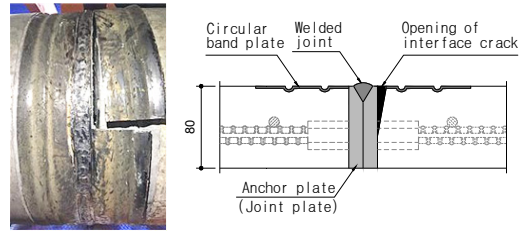


Fig. 2. Photograph and diagram of a crack opening between concrete and joint plates[1,3]

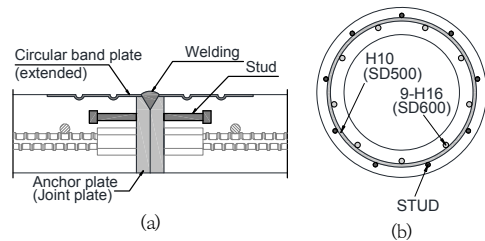


Fig. 3. Diagrams of the reinforced joint of the spun RC pile[3] (a) Side view (b) Cross-section

2. 실험체 제작 및 구조실험

원심성형 RC 말뚝의 실험체 단면은 Fig. 4, 5와 같이 외측 직경 500 mm, 두께 85 mm이고, 길이는 휨과 전단 실험체의 경우, 각각 12 m, 6 m이다. 콘크리트 기준 압축강도(f_{ck})는 80 MPa, 축방향 철근은 D16-9ea($f_y = 600$ MPa), 나선철근은 D10(95 mm 간격, $f_y = 500$ MPa)이 사용되었다. 말뚝 단부의 정착판과 이음부의 정착판 또는 이음판의 두께는 각각 12 mm, 14 mm이며, SS400 강재가 적용되었다. 원형띠판은 두께 2 mm, 폭

90 mm이고, 최소 인장강도(F_u)가 270 MPa 이상인 JIS G3131 SPHC 강재이다. 이음부의 보강방법으로, 콘크리트와 이음판의 벌어짐을 억제하기 위해 직경 13 mm, 길이 90 mm(헤드길이 10 mm 포함)의 스티드(SS400)를 각 이음판에 9개 설치하였다. 원형띠판을 연장하여 말뚝간 접합 시 이음판과 함께 용접할 경우에는 원형띠판이 손상될 수 있으므로 이에 영향을 받지 않는 범위에서 이음판 제작 시 원형띠판과 이음판을 용접하였다. 말뚝 외측의 콘크리트 공칭피복두께는 KDS 24 14 21[12]의 노출등급 EC2와 제작오차를 고려하여 35 mm를 적용하였다. 실험체는 이음부가 없는 일체형 말뚝과 보강방법이 적용된 이음부 말뚝을 모두 제작하였으며, 실험체 변수는 Table 1과 같다.

Table 1. Summary of the test samples

	Sample name	Length	Joint
Flexure	RC500-F-NJ	12 m	without
	RC500-F-J	6 m + 6 m = 12 m	with
Shear	RC500-S-NJ	6 m	without
	RC500-S-J	3 m + 3 m = 6 m	with

※ RC500: spun RC pile with 500 mm(in diameter),
 F: flexure test sample, S: shear test sample, J: with reinforced joint, NJ: without joint

Fig. 6은 실험체 제작 모습으로, 철근 조립, 이음판에 스티드 설치, 콘크리트 타설, 그리고 원심성형과 증기양생 후, 완성된 두 개의 말뚝을 용접으로 접합시킨 모습을 나타낸 것이다.

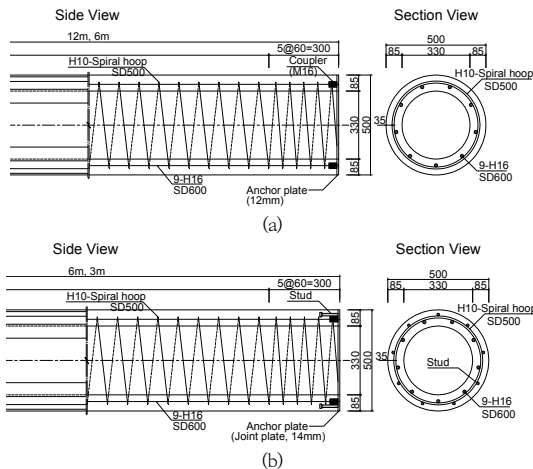


Fig. 4. Dimensions of the test samples (a) Without a joint (b) With a joint

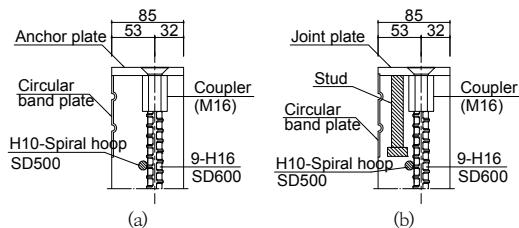


Fig. 5. Diagram of the joint plate (a) Anchor plate and (b) Joint plate

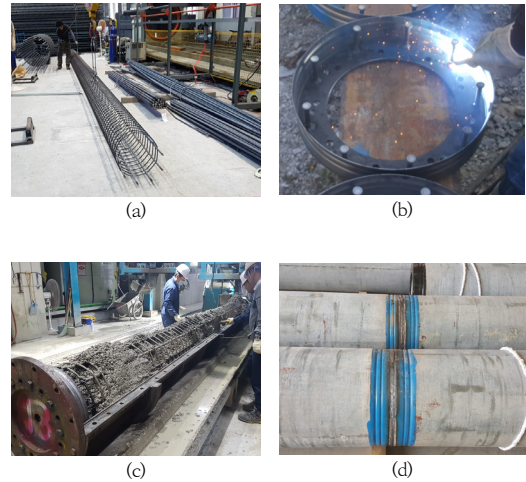
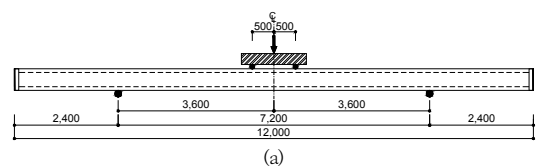


Fig. 6. Fabrication of the test samples (a) Rebar (b) Stud welding in the joint plate (c) Placing of concrete (d) Welded joint

구조실험은 5,000 kN 용량의 가력기를 사용하여 파괴 시까지 변위제어 방법으로 수행되었다. 이때 하중재하 조건은 KS F 4306[13]에 따라 각각 두 개씩의 재하점과 지지점을 갖는 4점 재하 실험방법이 적용되었다(Fig. 7, 8).



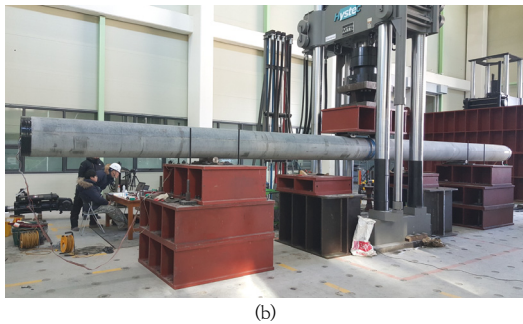


Fig. 7. Bending test setup (a) Schematic diagram (b) Photograph

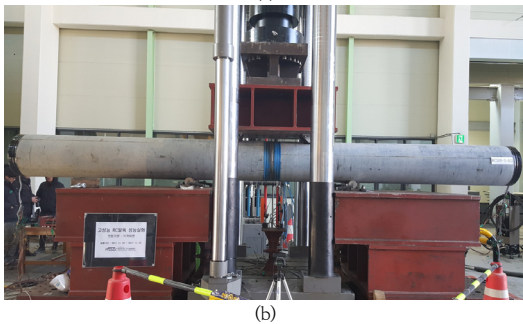
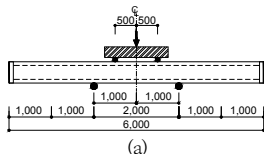


Fig. 8. Shearing test setup (a) Schematic diagram (b) Photograph

3. 구조성능 평가

3.1 파괴양상

구조실험은 각 실험체가 최대 하중 도달 후, 약 20%의 하중 감소가 나타났을 때 하중재하를 종료하였다. 휨 실험체는 모두 수직균열의 분포를 보였으며, 전형적인 휨 균열의 파괴양상을 나타냈다. 이음부가 없는 일체형 휨 실험체(RC500-F-NJ)의 경우, Fig. 9와 같이 실험체의 중앙 상부에서 콘크리트가 압축으로 파괴되는 모습을 보였다. Fig. 10과 같이 이음부가 있는 휨 실험체(RC500-F-J)의 경우에는 일체형 실험체보다 수직균열의 범위와 높이가 작게 나타났는데, 이는 하중재하 중 후반부터 원형띠판 끝부분에서 발생한 콘크리트 균열로 인해 실험체의 파괴거동이 나타났기 때문이다.



Fig. 9. Concrete cracks in sample RC500-F-NJ after the bending test

이음부가 보강된 휨 실험체(RC500-F-J)에서는 콘크리트와 이음판 간의 벌어짐이 억제됨으로 인해 이음부의 손상은 발생하지 않았으나, 원형띠판의 요철(홈)과 스타드의 헤드부분이 휨 인장에 저항하면서 Fig. 10과 같이 원형띠판 끝부분의 홈에서 말뚝 본체의 콘크리트가 손상되는 모습을 보였다. Fig. 11은 실험체 중앙부의 원형띠판 끝부분을 절단한 단면 모습으로, 원형띠판의 가장자리에서 콘크리트가 손상된 것을 볼 수 있다.



Fig. 10. Concrete cracks in sample RC500-F-J after the bending test

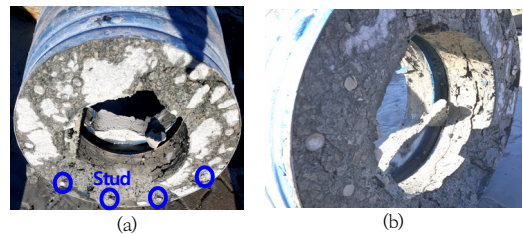


Fig. 11. Photographs of the cross-sections cut at the edge of the circular band plate in sample RC500-F-J

KS F 4306[13]에 따라 깊은 보의 조건으로 실험이 수행된 전단 실험체는 이음부의 유무에 관계없이 모두 경사균열의 분포를 나타내면서 파괴되는 유사한 양상을 보임 Fig. 12와 Fig. 13에서 볼 수 있다. 이때 이음부가 있는 실험체(RC500-S-J)에 대한 육안 관찰에서 이음부 및 주변 콘크리트의 균열, 이격 등 외형상 손상 징후는 발견되지 않았다.

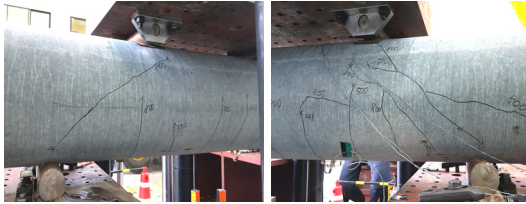


Fig. 12. Concrete cracks in sample RC500-S-NJ



Fig. 13. Concrete cracks in sample RC500-S-J

3.2 휨 성능 평가

Fig. 14는 이음부가 없는 일체형 휨 실험체(RC500-F-NJ)와 이음부가 보강된 휨 실험체(RC500-F-J)의 하중-변위 관계를 비교한 것으로, 여기서 변위는 실험체 중앙에서 측정된 처짐 값이다. 이때 이음부 보강 실험체인 RC500-F-J는 두 개가 제작되어 동일한 조건으로 구조 실험이 수행되었다.

실험체 RC500-F-J(1), (2)는 변위 76 mm, 87 mm에서 각각 150.8 kN, 157.2 kN의 최대 하중에 도달한 직후 13~18 % 급격한 하중 감소를 보였는데, 이는 앞에서 기술한 바와 같이 원형띠판 끝부분의 홈에서 말뚝 본체의 콘크리트가 집중적으로 손상되어 실험체에 영향을 주었기 때문이다. 실험체 RC500-F-NJ는 이음부가 있는 실험체 RC500-F-J보다 큰 연성거동을 보였으며, 최대 하중은 180.3 kN으로 약 15~20 % 큰 수준을 나타냈다. 실험체 RC500-F-J의 하중-변위 곡선에서 급격한 하중 감소가 나타나지 않은 구간, 즉 약 90 mm의 변위까지 하중 수준을 평가해 보면, 실험체 RC500-F-J(1), (2)

의 최대 하중은 실험체 RC500-F-NJ와의 동일한 변위에서 각각 93 %, 94 %의 수준을 보였다.

실험체 RC500-F-J는 상대적으로 일체형 실험체보다 연성이 작은 수준을 나타냈지만, 최대 하중은 공칭휨강도 수준인 145.3 kN보다 큰 수준을 보였으며, 설계 시 필요한 강도 수준을 확보하는 것으로 평가된다. 여기서, 하중 145.3 kN은 재료계수의 감소를 적용하지 않은 ($\phi_c = \phi_s = 1$) 공칭수준의 휨강도 235 kN·m와 실험체의 자중(2.7 kN/m)을 고려하여 구조역학적으로 계산된 값이다. 이때 콘크리트의 압축강도는 KS F 2454[14]에 따라 수행된 압축강도시험의 결과(83 MPa)가 적용되었고, 주철근(축방향 철근)의 항복강도는 제작사로부터 제공된 시험성적서의 값(652 MPa)이 계산에 사용되었다.

Fig. 15는 선행연구[1]의 기존 이음부(unreinforced joint)와 보강된 상세를 갖는 본 연구의 실험결과를 함께 나타낸 것이다. 하중-변위 관계의 비교에서 기존 이음부의 최대 하중은 132 kN으로서 공칭강도 이하의 수준임을 알 수 있다. 그러나, 이음부가 보강된 실험체 RC500-F-J(1), (2)의 최대 하중은 각각 150.8 kN, 157.2 kN으로 기존 이음부 실험체의 최대 하중보다 약 1.17배(1.14배, 1.19배의 평균) 큰 수준이며, 공칭강도를 상회하는 수준으로 향상되었다. 이에 대한 하중 수준을 Table 2에 비교하였다.

또한, 각 그래프의 기울기에 대한 비교로부터 Fig. 15에서는 보강된 이음부의 적용에 의해 기울기의 상승 즉, 강성이 증가 되었음을 알 수 있으며, 이로 인하여 이음부가 없는 경우에 근접하였음을 Fig. 15에서 볼 수 있다.

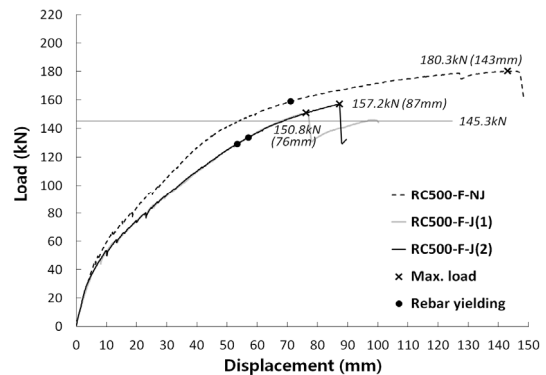


Fig. 14. Comparison of the load-displacement curves (bending test)

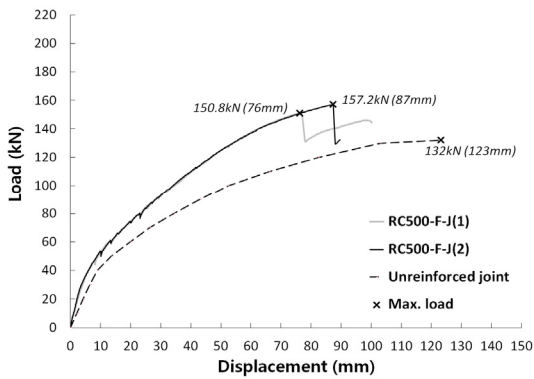


Fig. 15. Load-displacement curves for the reinforced and unreinforced joints following the bending tests

Table 2. Comparison of the load level (bending test)

	RC500-F-J(1), (①)	RC500-F-J(2), (②)	Unreinforced joint, (③)	①/③	②/③
Main rebar yielding(kN)	129	134	103	1.25	1.30
Max.load(kN) (up to 150mm)	150.8	157.2	132	1.14	1.19
Max.load(kN) (up to 90mm)	150.8	157.2	124	1.22	1.27

3.3 전단 성능 평가

KDS 24 14 21[12]에 따르면, 받침점 내면으로부터 $0.5d \leq x \leq 2.0d$ 인 구간 내에 하중이 작용하는 깊은 부재의 설계전단강도 V_d 는 아치작용을 고려하여 산정할 수 있다고 기술하고 있다. 본 연구의 전단 성능 실험조건은 이에 해당되므로, 기준에 제시된 Eq. (1)과 Eq. (2)에 의해 전단강도 평가를 수행하였다.

$$V_d = V_{cd} + \phi_s f_{vy} A_v \left(\frac{0.75x}{s} \right) \quad (1)$$

$$V_{cd} = \left[0.85 \phi_c \kappa (\rho f_{ck})^{1/3} \left(\frac{2d}{x} \right) + 0.15 f_n \right] b_w d \quad (2)$$

여기서, ϕ_c 와 ϕ_s 는 각각 콘크리트와 철근의 재료계수로써 공칭강도와와의 비교를 위해 1.0을 적용하였다. f_{ck} 는 콘크리트의 기준압축강도, f_{vy} 는 전단철근의 항복강도, A_v 는 전단 철근량($71.33 \times 2e = 142.66 \text{ mm}^2$), x 는 500 mm, 그리고 s 는 전단철근 간격(95 mm)을 나타낸다. κ 는 $1 + \sqrt{200/d} \leq 2.0$ 으로 산정할 수 있다. d 는 단면유

효깊이(400 mm)이고, ρ 는 $A_s/(b_w d) = 198.6 \times 9 / (226 \times 400) = 0.02 \leq 0.02$ 이다. f_n 은 프리스트레스 등 축력에 관한 항이며, 본 연구의 대상인 RC말뚝에서는 고려되는 사항이 없으므로 무시된다.

Fig. 16은 이음부가 없는 일체형 전단 실험체(RC500-S-NJ)와 이음부가 보강된 전단 실험체(RC500-S-J)의 하중-변위 관계를 비교한 것으로, 여기서 변위는 실험체 중앙에서 측정된 처짐 값이다. 최대 하중은 일체형 실험체의 경우, 1,140.8 kN, 이음부가 보강된 실험체의 경우는 1,187.6 kN으로서 동등한 수준의 강도를 나타낸 것으로 판단된다. 한편, 후자는 전자보다 상대적으로 큰 변위발생과 연성거동을 보였는데, 이는 일체형 실험체에서는 전단철근(나선철근)의 항복 없이 복부 콘크리트가 압축파괴되면서 급격한 하중의 감소를 보이는 구조거동을 나타냈고, 반면에 이음부가 보강된 실험체에서는 이음부의 유연적인 거동과 함께 응력이 분배됨으로써 전단철근이 항복하는 구조거동을 보였기 때문이다. 이때 실험체 모두 주철근(축방향 철근)이 항복하지 않았다.

실험결과와 최대 하중과 실험체의 자중(2.7 kN/m)을 토대로, 각 실험체의 최대 전단력을 산정하면 실험체 RC500-S-NJ와 RC500-S-J는 각각 573.1 kN, 596.5 kN으로 계산된다. 이를 Eq. (1)과 Eq. (2)에 의해 산정된 공칭수준의 전단강도 530.1 kN과 비교해 보면, 실험체 모두 요구되는 강도 수준을 상회하며, 보강된 이음부를 갖는 경우 공칭강도 대비 1.13배의 전단강도를 확보하는 것으로 평가된다. 여기서, 하중 530.1 kN은 재료계수의 감소를 적용하지 않고($\phi_c = \phi_s = 1$), 콘크리트 압축강도와 전단철근의 항복강도를 각각 83 MPa, 500 MPa로 적용하여 계산된 값이다.

Fig. 17, Fig. 18은 각각 일체형 전단 실험체(RC500-S-NJ)와 이음부가 보강된 전단 실험체(RC500-S-J)에서 전단철근의 변형률을 나타낸 것이다. 콘크리트구조기준[16] 해설 따르면, 철근의 항복응력(f_y)이 400 MPa를 초과하는 철근은 f_y 의 값을 변형률 0.0035에 해당하는 응력값으로 규정하고 있다. 일체형 실험체에서 발생된 최대 변형률은 0.0025로 측정되었으므로 항복수준의 변형률을 나타내지 않았다. 반면, 이음부가 보강된 실험체에서는 약 892 kN의 하중에서 항복수준 이상의 변형률을 보임을 확인할 수 있다. 한편, Fig. 19는 일체형과 이음부가 보강된 실험체의 하부철근(축방향 주철근)에 대한 변형률을 나타낸 것으로, 최대 변형률

은 각각 0.0032, 0.0030으로 나타났으며, 항복수준을 보이지 않았으므로 전단에 대한 거동을 잘 반영하고 있음을 볼 수 있다.

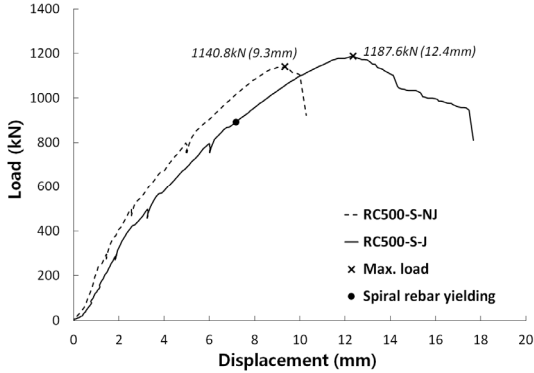


Fig. 16. Comparison of the load-displacement curves (shearing test)

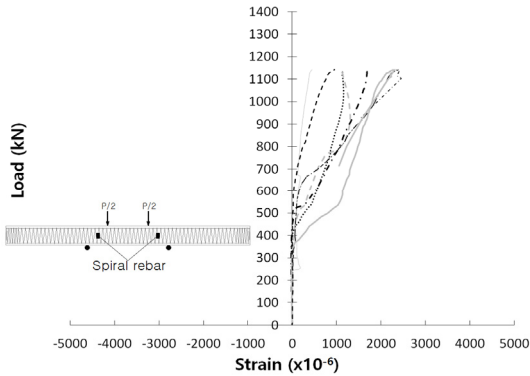


Fig. 17. Load-strain curves of spiral rebars for RC500-S-NJ

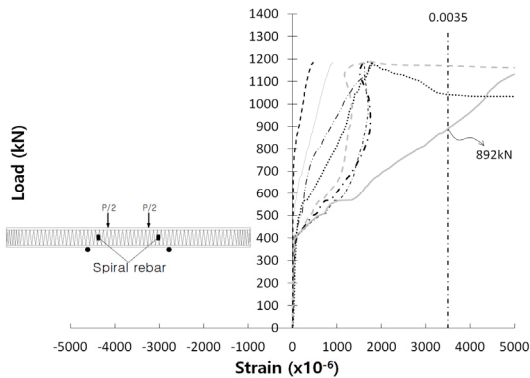


Fig. 18. Load-strain curves of spiral rebars for RC500-S-J

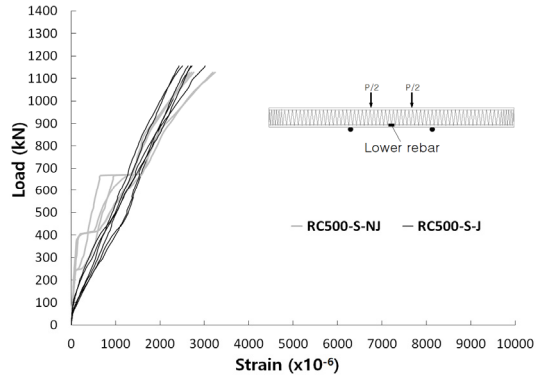


Fig. 19. Load-strain curves of lower rebars for RC500-S-NJ and RC500-S-J

Table 3. Comparison of the load level (shearing test)

	RC500-S-NJ, (1)	RC500-S-J, (2)	②/①
Main rebar yielding(kN)	-	-	-
Spiral rebar yielding(kN)	-	892	-
Max. load(kN)	1,140.8	1,187.6	1.04

4. 결론 및 고찰

PHC 말뚝의 강봉과 철선을 모두 고강도 철근으로 대체하는 원심성형 철근콘크리트 말뚝을 제작하였다. 또한, 원심성형 RC 말뚝의 이음부에 최소의 이음 철구(또는 철재)를 적용한 보강방법을 토대로, 이음부가 보강된 말뚝을 제작하여 구조성능을 평가하였으며, 휨과 전단에 대한 구조실험을 통해 이음부의 보강효과를 검증하였다.

휨 성능의 경우, 이음부가 보강된 실험체는 기존 이음부를 갖는 경우와 비교할 때 최대강도가 약 1.17배 향상되었다. 또한, 이음부 보강에 의해 강성도 증가되어 동일 변위에서 측정된 하중값이 일체형 실험체의 93% ~ 94% 수준으로 근접하였다. 이로 인하여 공칭강도 이하의 성능을 보인 기존 이음부의 취약성이 보강된 이음부 상세를 적용함에 따라 공칭강도를 상회하는 수준으로 개선되었다.

전단 성능의 경우도 이음부가 보강된 실험체는 설계 시 필요한 공칭강도보다 1.13배 큰 수준의 전단 강도를 확보하는 것으로 평가되었다. 또한, 보강된 실험체는 일체형 실험체와 유사한 수준의 하중-처짐 거동을 나타냈으므로 충분한 전단성능을 갖는 것으로 판단된다.

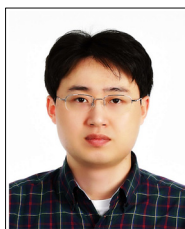
결론적으로, 본 연구에서 제안된 이음부의 보강방법은 기존 이음부의 취약성을 극복하여 설계 시 요구되는 공칭 수준의 휨과 전단 강도를 모두 확보하는 것으로 평가되었다. 또한, 전반적인 하중-처짐 거동이 이음부가 없는 일체형 구조에 근접하므로 설계에서 예상하는 거동과 성능이 안정적으로 현장 구조물에 반영될 수 있을 것으로 기대된다.

References

- [1] H. H. Hwang, J. H. Bae, S. H. Joo and E. S. Kwon, "Flexure Performance of Enhanced Spun Concrete Piles", *Journal of the Korean Society of Safety*, Vol. 33, No. 3, pp.52-57, 2018.
DOI: <https://doi.org/10.14346/JKOSOS.2018.33.3.52>
- [2] J. R. Cho, Y. J. Kim, W. J. Chin, H. S. Kim, H. Yoon and C. S. Park, "Flexural Capacity of High Performance Reinforced Concrete Pile According to Section Details", *Proceedings of the Korea Concrete Institute Conference*, Andong, Korea, Vol. 29, No. 2, pp.339-340, November 2017.
- [3] S. H. Joo, J. H. Bae, H. H. Hwang and J. H. Lee, "A Numerical Study on Flexure Performance of Enhanced Spun RC Pile with Reinforced Joint", *Journal of the Korean Society of Safety*, Vol. 33, No. 5, pp.70-77, 2018.
DOI: <https://doi.org/10.14346/JKOSOS.2018.33.5.70>
- [4] B. C. Kim, C. Y. Song, H. S. Kwon and H. S. Lim, "A Bolting Method for Connecting PHC Piles", *Proceedings of the Korean Society of Civil Engineers Conference*, Gwangju, Korea, Vol. 2006, No. 10, pp.4410-4413, October 2006.
- [5] Y. J. Lee, S. H. Jang, H. S. Lim, H. G. Lee and H. S. Yang, "The Driveability Analyses of PHC Piles with Bolted Connections Through Dynamic Load Tests", *Proceedings of the Korean Society of Civil Engineers Conference*, Daejeon, Korea, Vol. 2008, No. 10, pp.1956-1959, October 2008.
- [6] A. Youn and S. B. Kim, "Flexural Strength of PHC and Steel Pile Joint", *Journal of the Institute of Construction Technology, Chungbuk National University*, Vol. 34 No. 2, pp.47-51, 2015.
- [7] W. S. Yoon, E. S. Bang, W. Y. Ju, S. K. Kim and Y. S. Chae, "A Study on the Characteristics of PHC Pile Connected Using Numerical Analysis", *Proceedings of Korean Geosynthetics Society Conference*, Seoul, Korea, Vol. 2015, No. 4, pp. 111-114, April 2015.
- [8] M. H. Lee, *The Behavior of PHC Pile Connected by Bolted Rectangular Steel Tubular Type*, Master's thesis, Suwon University, Suwon, Republic of Korea, 2015.
- [9] S. W. Oh and J. D. Lee, "Characteristic of Bearing Capacity and Reliability-based Evaluation of Pile-Driving Formulas for H pile", *Journal of the Korean Institute for Industrial Safety*, Vol. 18, No. 1, pp.81-88, 2003.
- [10] K. H. Park and W. S. Park, "Evaluation of Pile-Ground Interaction Models of Wind Turbine with Twisted Tripod Support Structure for Seismic Safety Analysis", *Journal of the Korean Society of Safety*, Vol. 33, No. 1, pp.81-87, 2018.
DOI: <https://doi.org/10.14346/JKOSOS.2018.33.1.81>
- [11] J. M. Lee and D. H. Kim, "A Study on the Strength Evaluation of Micropile with Expanded Drill Hole", *Journal of the Korean Society of Safety*, Vol. 29, No. 5, pp.74-81, 2014.
DOI: <https://doi.org/10.14346/JKOSOS.2014.29.5.074>
- [12] Ministry of Land, Infrastructure and Transport, Concrete Design Code(Limit states design method), Korean Design Standard(KDS) 24 14 21 : 2016.
- [13] Korean Industrial Standards, Pretensioned spun high strength concrete piles, KS F 4306.
- [14] Korean Industrial Standards, Standard test method for compressive strength of spun concrete, KS F 2454.
- [15] Y Shin, M Kim, J Ko and S Jeoung, "Proposed design chart of mechanical joints on steel-PHC composite piles", *Journal of the Materials and Structures*, Vol. 47, Issue 7, pp.1221-1238, 2014.
DOI: <https://doi.org/10.1617/s11527-013-0124-3>
- [16] Ministry of Land, Transport and Maritime Affairs, Concrete Structure Code, Korea Concrete Institute, 2012.

주 상 훈(Sanghoon Joo)

[정회원]



- 2001년 2월 : 단국대학교 대학원 토목공학과 공학석사
- 2015년 2월 : 단국대학교 대학원 토목환경공학과 (공학박사)
- 2002년 1월 ~ 2006년 10월 : 건화엔지니어링, 유신코퍼레이션 향만부
- 2008년 8월 ~ 2012년 5월 : 케이씨산업개발 기술연구소
- 2012년 6월 ~ 현재 : 정진이엔씨(주), 한국도로협회 연구자문위원

<관심분야>

구조공학, 초고성능콘크리트, 스마트건설

황 훈 희(Hoonhee Hwang)

[정회원]



- 1998년 2월 : 단국대학교 대학원 토목공학과 (공학석사)
- 2006년 2월 : 단국대학교 대학원 토목공학과 (공학박사)
- 2006년 7월 ~ 2008년 2월 : 한국 건설기술연구원 박사후연구원
- 2008년 3월 ~ 현재 : 한국도로협회 기술연구센터장

〈관심분야〉

구조공학, 초고성능콘크리트, 스마트건설