무수축 모르타르 충전형 슬리브 개발

Development of Non-Shrink Mortar Grouting Type Splice Sleeve

이영호* · 송재준** · 조재영*** · 김도학****

Lee, Young Ho · Song, Jae Joon · Cho, Jae Young · Kim, Do Hak

Abstract

This study aims to develop an economical precast hollow concrete column with high constructability which consists of only splice sleeve and general reinforcing bar without using PC tendons in order to reduce the construction period and cost. With this purpose, this study performed the finite element analysis and tension test by using some variables such as length of sleeve, diameter of rebar and curing method for suggesting a grouting type splice sleeve which is a new type joint rebar and developing an optimized splice sleeve. As a result, the analysis on the tension performance of splice sleeve did not show any destruction caused by pull-out in reinforcing bar but it only occurred destruction of tension bar or bolt shear rupture from the mechanical defect of sleeve. Therefore, the experiment showed high performance in tension of the suggested splice sleeve and verified the application of precast hollow concrete column.

Key words : Non-shrink mortar, Splice sleeve, Grouting, Precast column, Tensile strength, Necking

요 지

본 연구의 목적은 공기 단축과 초기 공사비를 절감하기 위해 PC 긴장재를 사용하지 않고, 슬리브와 일반 철근만으로 구성된 경제적이면서 시공성이 우수한 프리캐스트 교각 공법 개발에 있다. 이를 위해 본 연구에서는 신형식 철근이음 장치인 그라우팅 형 슬리브(Splice sleeve, 이하 슬리브)를 제안하고 최적의 슬리브를 개발하기 위하여 슬리브 길이, 철근직경, 양생방법 등을 변수로 하여 유한요소해석 및 인장실험을 수행하였다. 슬리브의 유한요소해석을 통하여 최적의 형상을 도출하였으며, 인장 성능 검토 결과, 철근의 인발에 의한 파괴는 발생하지 않았으며, 철근의 인장 파괴 혹은 슬리브의 기계적 결함에 의한 볼트 파단만이 관찰되었다. 제안된 슬리브는 우수한 인장성능을 갖고 있음을 확인하였으며 프리캐스트 교각에 무리 없이 적용할 수 있음을 검증하였다.

핵심용어 : 무수축 모르타르, 슬리브, 그라우팅, 프리캐스트 교각, 인장강도, 네킹

1. 서 론

철근 콘크리트 구조에서 사용하는 철근은 시공방법 및 생산규격에 의하여 이음이 필요하다. 이중 슬리브 이음 방식은 건축분야에서 프리캐스트 구조에 일부 사용하고 있는 공법으로 일반적인 시공방법은 그림 1과 같이 상부 블록에 슬리브를 매설하고 하부에서 나온 철근을 상부 슬리브에 삽입하는 형태이다(김형기, 1998, 2001; Yee, 2001). 하지만 이 방법은 철근 삽입 후 상부 슬리브에 에폭시 모르타르 등을 충전하기 위하여 슬리브에 그림 1의 ①, ②와 같이 별도의 관이 설치되어야 하는 단점이 있다. 이러한 공법은 모르타르 타설 및 관 설치부 마감 그리고 길게 노출된 돌출철근 등으로 인

해 시공성이 현저히 저하되어 프리캐스트 공법 적용시의 문제점으로 대두되고 있다. 또한 철근 정착을 위한 별도의 공법을 도입하지 않았기 때문에 슬리브의 직경과 길이가 커서 많은 철근을 필요로 하는 교각에는 부적합한 공법이다. 따라서 본 연구에서는 그림 2와 같이 슬리브 위치를 하부 블록에 두고 하부 블록에 미리 충전재를 충전한 후 상부 블록에서 나온 철근에 헤드를 부착하여 삽입하는 방법으로 연구를 진행하고자 한다. 이러한 공법은 블록 제작 시 보다 정밀한 제작이 요구되는 단점은 있으나, 슬리브에 별도의 관을 설치할 필요가 없고 현장 시공 시 추가 작업을 필요로 하지 않아 시공성이 향상되며 보다 확실하게 슬리브 내부 충진을 실시할 수 있어 구조적 안전성을 도모할 수 있다. 또한 슬리브

*정회원 · 한국건설기술연구원 구조교량연구실 수석연구원 (E-mail : lyh205@kict.re.kr)

**한국건설기술연구원 구조교량연구실 수석연구원

***정회원 · GS건설 기술연구소 선임연구원

****GS건설 기술연구소 책임연구원

① Splice sleeve ② Protector ③ Outlet Plug ④ Inlet Plug
⑤ Dust Cap ⑥ Sealing Disc ⑦⑧ Dust Cap ⑨⑩ Rubber Stopper
⑪⑫ PVC

그림 1. 기존 그라우팅형 프리캐스트 교각 시공 개념도

그림 2. 개량 그라우팅형 프리캐스트 교각 시공 개념도

내에 삽입되는 철근에 헤드를 설치하여 부착력이 증대되며, 이로 인해 슬리브 길이를 대폭 줄일 수 있다.

2. 슬리브 수치해석

2.1 수치해석 모델

슬리브에 대한 수치 해석을 위하여 ABAQUS v6.5.1 (2006)을 사용하여 그림 3과 같이 슬리브를 모델링하였다. 해석에는 3차원 축대칭(Axi-symmetric) 요소를 적용하였고 모르타르의 구성방정식은 콘크리트의 구성모델에 근거하여 Concrete Damaged plasticity model을 사용하였다. 모르타르의 탄성계수는 ACI 콘크리트 탄성계수 추정식에 의해서 계산된 3.51×10^2 GPa, 압축강도는 71.20 MPa 그리고 인장강도는 11.18 MPa를 적용하였다(ACI, 2005). Damaged plasticity model에서 Dilaton angle은 36.31, Eccentricity는 0.1로 가정하였고 초기 일축압축 항복응력과 초기 등 이축 압축 응력의 비를 1.16으로 가정하였다. 모르타르의 압축거동과 인장거동은 각각 그림 4, 그림 5와 같다.

철근과 슬리브는 von Mises의 파괴면을 따르는 탄소성 모델로 가정하였고 항복응력은 49.03 MPa로 1%의 경화변형률을 가지는 것으로 하였다. 탄성계수는 1.96 GPa를 적용하였다. 하중은 변위형태로 철근 하단에 재하시켰고 슬리브 상단을 고정단으로 고정하였다. 수치해석은 D29 및 D35 철근을 대상으로 유한요소 해석을 실시하였다.

2.2 해석결과

그림 6은 축방향 변위가 6.75 mm 일때 D29 슬리브 주응

그림 3. 슬리브 유한요소 모델

그림 4. 모르타르의 압축거동

그림 5. 모르타르의 인장거동

력 분포를 보여주고 있으며, 레전드는 최대주응력, 최소주응력을 나타내고 붉은색이 인장응력을 나타낸다. 그림에서 철근은 항복 응력에 도달하였지만 극한 응력에 도달하지 않은 상태를 보여주고 있으며, 모르타르 상단에 상당히 큰 압축응력이 발생하였음을 보여준다. 하중이 증가함에 따라서 철근에 더 이상의 응력이 발생하지 못하고 항복응력에서 머물고 있고 이는 모르타르에 파괴가 발생하여 더 이상의 하중을 지지하지 못하는 것으로 보인다.

그림 7은 축방향 변위가 6.75 mm 일때 D29 슬리브의 압축 및 인장손상 영역을 나타내며, 레전드는 손상입은 정도를 무차원화시킨 값이고 붉은색으로 갈수록 손상도가 큼을 나타낸다. 그림 7에 나타난 것과 같이 모르타르의 내부에 압축과

그림 6. D29 철근 슬리브 주응력도

그림 8. 개선된 D29 철근 슬리브 주응력도

그림 7. D29 철근 슬리브 압축인장 손상도

그림 9. 개선된 D29 철근 슬리브 압축인장 손상도

과가 발생하였고 슬리브 입구 부근과 철근머리 부근에서 상당한 인장균열이 발생한 것을 보여주고 있다. 더욱이 슬리브 입구 부근에서 발생한 인장균열과 상부에 발생한 압축균열이 연결되고 있어 슬리브가 모르타르에 의해 파괴에 도달하였음을 확인시켜 주고 있다.

D29 슬리브에서 발생한 모르타르의 파괴를 방지하고 철근에 파단이 발생하도록 유도하기 위해서 D29 슬리브의 형상을 개선하여 해석을 실시하였다. 본 연구에서는 슬리브의 내면 직경을 55.3 mm에서 60 mm로 증가시켜 모르타르의 용적을 늘였고 이를 유한요소 해석을 통하여 슬리브의 파괴모드를 확인하였다. 유한요소 해석결과 최종의 축하중은 508.16 kN 이었고 이는 D29 철근의 극한강도 764.92 MPa로부터 추정된 최대 축하중 값 505.22 kN과 비슷한 값을 나타내었다. 그림 8과 그림 9는 축방향 변위가 5.11 mm일 때 개선된 D29 슬리브에 대한 유한 요소 해석 결과를 나타내고 있다.

그림 8은 주응력 분포를 보여주고 있는데, 철근은 항복 응력을 지나 극한응력에 도달하였고 모르타르 상단에 상당히 큰 압축응력이 발생하였음을 보여준다. 그림 9는 인장 및 압축손상 영역을 나타낸다. 그림 9에 나타난 것과 같이 모르타르의 내부에 압축파괴가 발생하였고 철근 머리부분 모르타르에서 인장균열이 발생한 것을 보여주고 있으나 이는 압축과 파괴부분과 연결되지 않은 국부 균열로서 슬리브의 파괴로 발달되지 않았음을 보여주고 있다.

해석결과 D35 슬리브의 최종 축하중은 564.08 kN이었고 이는 실험에서 관찰된 값보다 다소 작은 값이다. 그림 10과

그림 11은 축방향 변위가 4.81 mm일때 D35 슬리브에 대한 유한 요소 해석 결과를 나타내고 있다. 그림 10은 주응력 분포를 보여주고 있는데, 철근이 항복응력을 지나 극한 응력에 도달하였고, 철근 머리부분에 의해서 몰탈 상단에 압축응력이 발생하였음을 보여준다. 그림 11은 모르타르의 내부에 압축 파괴가 발생하였음을 보여주고 있으며 또한 철근머리의 압축과 파괴 부근에서 인장 균열이 발생하였음을 보여주고 있다. 하지만 슬리브 입구 부근에서는 인장균열이 발생하지 않았다. 그림 10의 변형 형상에서도 알 수 있듯이 슬리브의 최종 변형 모습이 실험에서 관찰된 것과 유사하며, 특히 철근에서 넥킹으로 인하여 단면이 줄어드는 것이 유한요소해석에서도 관찰되어, D35 철근 슬리브는 기존 단면형상만으로 충분한 인장 저항 능력이 있는 것으로 나타났다.

3. 슬리브 인장실험

3.1 실험 개요

본 공법의 실용화를 위해서는 슬리브의 성능이 가장 우선시 되어야 한다. 이를 위하여 슬리브 길이, 철근직경, 양생방법 등을 실험변수로 하여 인장성능 실험을 실시하였다.

본 연구에서 사용된 슬리브의 형상은 그림 12와 같으며, 표 1에 철근 직경별 제원을 나타내었다. 슬리브는 대경부/소경부 슬리브와 철근으로 구성되어 있다. 대경부 내에는 모르타르가 타설되고 대경부 속에 철근을 위치하게 되며 이 철근

그림 10. D35 철근 슬리브 주응력도

그림 11. D35 철근 슬리브 압축/인장 손상도

그림 12. 슬리브 형상

표 1. 슬리브 규격

철근규격	D	D1	L	L1	L2
D25	55	38	125	99	26
D29	63	43	145	115	30
D32	69	48	160	126	34
D35	74.5	53	175	138	37

머리에는 수나사형태로 만들고 철근 끝단에 암나사 형태의 부착 보강구를 장착하였다. 슬리브의 소경부는 암나사 형식으로 만들었고 이는 다시 수나사 형식의 머리를 가지는 철근과 연결되었다. 슬리브 실린더 내면에 돌출부분을 설치하여 부착 성능이 증가되도록 하였으며, 슬리브 실린더 소경부 끝단은 나사식 이음형태로 철근과 연결되어있다. 실험에 사용된 모르타르는 압축강도 70 MPa로 해석에 적용한 물성과 동일한 물

표 2. 실험체 제원

실험체 명	철근직경	에폭시 양생방법	슬리브 길이
D16-80-T-1	D16	일반양생	80mm
D16-80-T-2	D16	일반양생	80mm
D16-80-S-1	D16	증기양생	80mm
D16-80-S-2	D16	증기양생	80mm
D16-86-T-1	D16	일반양생	86mm
D16-86-T-2	D16	일반양생	86mm
D16-86-S-1	D16	증기양생	86mm
D16-86-S-2	D16	증기양생	86mm
D35-175-T-1	D35	일반양생	175mm
D35-175-T-2	D35	일반양생	175mm
D35-175-S-1	D35	증기양생	175mm
D35-175-S-2	D35	증기양생	175mm
D35-192-T-1	D35	일반양생	192mm
D35-192-T-2	D35	일반양생	192mm
D35-192-T-3	D35	일반양생	192mm
D35-192-S-1	D35	증기양생	192mm
D35-192-S-2	D35	증기양생	192 mm

그림 13. 인장실험용 실험체

그림 14. 인장실험 전경

성치로 제작하였다.

슬리브의 성능 검증 실험엔 총 17개의 실험체가 수행되었다. 실험은 3,000 kN UTM(Universal Testing Machine)을 사용하였다. 실험체에 사용한 철근은 항복응력 400 MPa인 D16과 D35를 사용하였으며, 슬리브 길이와 양생방법을 실험 변수로 선택하였다. 슬리브 길이는 각 철근별 2 종류로 하였으며, 양생방법은 일반양생과 증기양생에 대하여 각각 실험을

실시하였다. 각 실험체는 2개씩 수행되었으며, 철근 직경 D35, 슬리브 길이 192mm, 일반양생의 경우만 3개의 실험체가 수행되었다. 본 실험체의 분류는 표 2와 같으며, 사용된 실험체의 사진과 실험전경은 각각 그림 13과 그림 14에 나타내었다.

3.2 실험 결과

실험은 UTM의 그림으로 철근의 양쪽 끝을 잡고 인장시키는 방법으로 진행되었다. 실험 수행 시 철근에서의 파단 여부와 슬리브와 철근이 분리되는 현상이 나타나는 지를 세밀히 검토하였다. D16 계열 실험체는 D16-80-T1 실험체가 UTM 그림에서 철근이 이탈되는 접합 문제로 인하여 철근파단까지 실험을 실시하지 못하였다. 그리고 D16-80-S-1, D16-86-S-1 2개의 실험체에서 철근과 슬리브가 분리되는 현상이 나타났다. D16 계열의 실험체는 본 연구에 적합하게 슬리브의 형상을 변화시키는 과정에서 슬리브에 부착되어 있는 너트의 직경을 잘못 설계하여 철근 직경보다 다소 크게 제작되었다. 이는 단순한 설계 착오에 기인한 것으로 판단하여 슬리브와 너트를 용접한 후 나머지 D16 계열 실험체에 대하여 실험을 실시하였다. 용접 후 실시한 D16 계열 실험체의 실험결과 모든 실험체에서 철근부분에서 파단이 발생하였다.

D35 계열 실험체에서도 D16 계열 실험체와 유사하게 D35-175-T1 실험체 실험 도중에 실험체가 UTM 그림에서 이탈하는 현상이 발생하여 철근파단까지 실험을 실시하지 못하였다. 또한, D35-192-T2 실험체는 슬리브 너트를 완전히 체결하지 않고 실험을 실시하여 철근이 슬리브에 빠져 나와 철근파단까지 실험을 실시하지 못하였다. D35-192-T1 실험체는 실험도중 계측장치의 전원이 끊어져 계측은 실패하였지만

(a) D16 실험체

(b) D35 실험체

그림 15. 파단 형상

철근이 파단이 파단 되는 것을 확인할 수 있었다. 이 외의 실험체는 모두 정상적으로 실험을 종료하였으며, 모든 실험체가 그림 15와 같이 슬리브 상단에 매설된 철근에서 파단이 발생하였다. 각 실험체별 실험결과를 표 3에 나타내었다. 실험변수로 선택한 슬리브 길이와 양생방법에 의한 실험결과를 비교해 보면, 슬리브 길이와 양생방법에 의한 파괴형상 차이는 나타나지 않았다.

각 실험체별 하중-변위 관계를 그림 16~그림 19에 나타내었다. 그림 16과 그림 17은 D16 계열 실험체의 하중-변위 관계로, 각 그림을 보면 D16 계열의 실험체는 약 30 kN 내에서 하중-변위 곡선의 기울기가 수평으로 나타난 후 본래의 기울기로 회복하였으며, 모든 실험체가 하중 80 kN 이상에서 항복이 발생하였고 약 130 kN 내외에서 철근 파단이 발생하였다. 30 kN 부근에서 기울기가 변한 것은 슬리브와 너트를 용접하였음에도 불구하고 철근이 조금 뺄어져 나온 상태에서 완전 결합이 되었기 때문으로 판단된다. 하지만, 표 3에서와 같이 모든 실험체의 항복응력이 400 MPa 이상이고, 파괴응력이 640 MPa 내외인 것으로 나타났고 모든 실험체에서 철근 파단이 발생한 것으로 보아 D16 철근용 슬리브의

표 3. 인장실험 결과

실험체 명	항복		최대		비고
	하중 (kN)	응력 (MPa)	하중 (kN)	응력 (MPa)	
D16-80-T-1	82.0	408.4	-	-	UTM 기계 오류
D16-80-T-2	84.3	419.8	128.9	641.9	
D16-80-S-1	-	-	-	-	철근이 슬리브에서 빠져 나옴
D16-80-S-2	85.6	426.3	132.7	660.9	
D16-86-T-1	82.2	409.4	130.3	648.9	
D16-86-T-2	81.6	406.4	129.0	642.4	
D16-86-S-1	-	-	-	-	철근이 슬리브에서 빠져 나옴
D16-86-S-2	83.1	413.8	128.0	637.5	
D35-175-T-1	-	-	-	-	UTM 기계 오류
D35-175-T-2	428.2	445.3	620.4	645.2	
D35-175-S-1	427.5	444.6	619.9	644.6	
D35-175-S-2	412.1	428.5	594.5	618.2	
D35-192-T-1	-	-	-	-	철근 파단, 계측 장치 오류로 미 계측됨
D35-192-T-2	419.0	435.7	-	-	철근이 슬리브에서 빠져 나옴
D35-192-T-3	410.1	426.5	618.5	643.2	
D35-192-S-1	440.3	457.9	615.8	640.4	
D35-192-S-2	421.6	438.4	593.8	617.5

그림 16. D16-80 실험체의 하중-변위 곡선

그림 18. D35-175 실험체의 하중-변위 곡선

그림 17. D16-86 실험체의 하중-변위 곡선

그림 19. D35-192 실험체의 하중-변위 곡선

구조성능에는 문제가 없는 것으로 판단된다. 또한 양생방법에 의한 항복하중과 파괴하중의 차이는 발생하지 않았으며, D16 철근용 슬리브 길이를 80 mm, 86 mm로 하였을 경우에 대해서도 실험결과와 차이는 나타나지 않았다.

D35 계열 실험체의 하중-변위 관계는 그림 18과 그림 19에 나타내었다. 각각의 그림을 보면, D16 계열 실험체의 실험결과와 달리 항복 이전에 기울기가 변하는 구간이 나타나지 않고 전형적인 철근의 하중-변위 곡선을 나타내고 있다. D35 계열 실험체에서도 양생방법과 슬리브 길이 차이에 의한 항복하중과 파괴하중의 차이는 발생하지 않았다.

4. 결 론

슬리브의 성능 검증을 위하여 D16 철근과 D35 철근을 사용하여 유한요소해석 및 인장실험을 실시한 결과 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

유한요소 해석 결과 D29 슬리브의 경우 하중 증가에 따라서 철근이 항복한 이후에 모르타르에 발생한 균열의 진전에 따라서 더 이상을 하중을 견디지 못하였다. D29 슬리브의 내면 직경만을 55.3 mm에서 60 mm로 증가시키고 나머지 부분들은 동일하게 모델링하여 해석한 결과 슬리브의 파괴가 모르타르의 파괴가 아닌 철근의 파단으로 지배되는 것이 확인되었다.

D35 슬리브의 경우 실험에서 관찰된 것과 거의 동일한 거동이 수치모델에서 나타났고 철근의 네킹 현상까지 묘사되었다.

일부 슬리브 너트의 제작 및 체결 과정에서 오류가 발생한 실험체를 제외하면 모든 실험체에서 철근이 파단되어 본 실험에서 사용한 슬리브의 성능을 확인할 수 있었다. 또한 양생방법에 의한 실험결과와 차이는 발생하지 않은 것으로 보아 슬리브 양생 시 증기양생 등 특수한 방법이 필요하지 않고 일반 양생으로 충분하다는 것을 확인할 수 있었다. D16 철근에서는 슬리브 길이가 80 mm인 경우와 86 mm인 경우 모두에서 철근이 파단되고 파괴하중의 차이도 발생하지 않아, D16 철근의 슬리브 길이는 80 mm로 제작하여도 무방한 것으로 나타났으며 D35 철근에서는 슬리브 길이가 175 mm인 경우와 192 mm인 경우 모두에서 철근이 파단되고 파괴형상의 차이도 발생하지 않아, D35 철근의 슬리브 길이는 175 mm 이상으로 제작하면 성능 발휘에 문제가 없는 것으로 나타났다.

참고문헌

김형기 (1998) 반복하중을 받는 철근이음용 스플라이스 슬리브의 구조성능에 관한 연구, **대한건축학회논문집**, 제14권, 제9호, pp. 73-81.

김형기, 안병익, 남재현, 박복만 (2001) 고강도 모르타르 충전식 철근이음의 구조성능에 관한 실험연구, **한국콘크리트학회논문집**, 제13권, 제5호, pp. 516-524.

김형기 (2004) 각종 그라우트 충전식 철근이음의 내력에 대한 비교평가, **한국콘크리트학회논문집**, 제16권, 제5호, pp. 635-643.

안병익, 김형기, 박복만 (2003) 모르타르 충전식 철근이음과 구속 효과, **한국콘크리트학회논문집**, 제15권, 제1호, pp.102-109.

Yee, A.A. (2001) Structural and economic benefits of precast/pre-stressed concrete construction, *PCI Journal*, Vol. 46, No.4, July-August. pp. 34-42.

ACI Committee 318 (2005) Building code requirements for struc-

tural concrete. *American Concrete Institute*, Farmington Hills, Mich.

Kim, Y.M. (2000) *A Study of pipe splice sleeves for use in precast beam-column connections*, M.S. Thesis, The University of Texas at Austin.

ABAQUS Manual (2006) Example Problem, Verification, Theory,. Version 6.5.1, Hibbit, Karlsson and Sorensen, Inc.

© 논문접수일 : 11년 03월 08일
 © 심사의뢰일 : 11년 03월 09일
 © 심사완료일 : 11년 03월 14일