

모르타르 충전식 철근이음의 구속효과

안병익¹⁾ · 김형기^{2)*} · 박복만³⁾

¹⁾건양대학교 건축공학과 ²⁾삼척대학교 건축학과 ³⁾명지대학교 건축공학과

(2002년 8월 21일 원고접수, 2002년 12월 17일 심사완료)

Confining Effect of Mortar Grouted Splice Sleeve on Reinforcing Bar

Byung-Ik Ahn¹⁾, Hyong-Kee Kim^{2)*}, and Bok-Man Park³⁾

¹⁾ Dept. of Architectural Engineering, Konyang University, Chungnam, 320-711, Korea

²⁾ Dept. of Architecture, Samcheok National University, Kangwon, 245-711, Korea

³⁾ Dept. of Architectural Engineering, Myongji University, Kyonggi, 449-728, Korea

(Received August 21, 2002, Accepted December 17, 2002)

ABSTRACT

The grouted splice sleeve has been applied widely due to its superior construction efficiency, such as the unneccessity of post concrete and the large allowable limit to the arrangement of reinforcing bars. However, studies on grout-filled splice sleeve still have not been sufficiently performed.

The purpose of this study is to investigate the confining effect of mortar grouted splice sleeve on reinforcing bar, known to strengthen the bond capacity between grout mortar and reinforcing bar. To accomplish this objective, totally 6 full-sized specimens were made and tested under monotonic loading. Each specimens were equipped with strain gauges at the 12 location of sleeve and reinforcing bar. The experimental variables adopted in this study are embedment length and size of reinforcing bars.

Following conclusions are obtained; 1) Under ultimate strength condition, the confining pressure of grouted splice sleeve calculated from measured tangential and axial strain of the sleeve is over 200~300kgf/cm² at any location of sleeve and improved with reduction in embedment length of reinforcing bar. 2) Untrauer and Henry's equation which describe bond strength of mortar as a function of its compressive strength and confining pressure, predicted the measured bond capacity of this test within the 5% limits.

Keywords : splice sleeve, grout mortar, confining effect, embedment length, bond stress

1. 서 론

국내외에서 프리캐스트 공법을 비롯한 철근 콘크리트 부재의 철근이음 방법중 하나로써 그라우트 충전식 철근이음을 적용하는 경우가 증가하는 추세이지만 이에 대한 연구는 아직도 불충분한 실정이다. 이에 본 논문에서는 그라우트 충전식 철근이음 시스템의 보다 적극적인 활용을 위해서 그동안 연구^{1,6~13)}의 미비한 부분을 보완하고 개선하여 그라우트 충전식 철근이음의 보다 합리적인 설계방법을 제시하여 실용화하고자 한다.

일반적으로 철근 콘크리트 구조에서 콘크리트를 구속하는 힘은 철근과 주변 콘크리트사이의 부착강도를 증가시키는 것으로 알려져있다. 이러한 구조적 특성은 축력이나 휨을 받는 부재를 중심으로 한 실험 및 해석적인 연구를 통하여 여러 연구자에 의해서 실시되었다^{2~4)}. 그러나 충

전 모르타르와 철근사이의 부착성능이 중요한 구조요소의 하나인 그라우트 충전식 철근이음에서 스플라이스 슬리브의 구속효과가 부착성능에 미치는 영향에 대한 연구¹⁾는 거의 없는 실정이다. 이에 본 논문에서는 모르타르 충전식 철근이음에서의 구속효과를 파악하기 위하여 슬리브 표면에 변형률 게이지를 부착한 실물크기의 D25, D19 철근용 스플라이스 슬리브 이음 실험체를 제작한 후에 가력 실험을 실시하였다. 이 실험의 결과로부터 모르타르 충전식 철근이음에 작용하는 구속응력을 구하여 기존의 구속효과를 고려한 부착강도식에 적용함으로써 슬리브의 구속작용이 모르타르 충전식 철근이음의 부착성능에 미치는 영향을 고찰하고자 한다.

2. 실 험

2.1 실험체 계획

본 실험에서 고려한 실험변수를 정리하면 다음과 같다.

* Corresponding author

Tel : 033-570-6596 Fax : 033-570-6599

E-mail : hyongkee@samcheok.ac.kr

1) 철근의 정착길이

(4.2d, 5.2d, 6.2d, 여기서 d는 철근의 공칭직경)

2) 철근규격(D25, D19)

그리고 상기와 같이 실험변수를 채택한 이유는 다음과 같다.

1) 철근의 정착길이: 현재 모르타르 충전식 철근이음에서 주로 사용되고 있는 철근 정착길이는 6d 이상으로 대부분 철근파단에 의해서 내력이 정해진다. 이에 본 연구에서는 정착길이 6.2d를 기본으로 이것보다 d, 2d 짧게 철근을 슬리브에 정착한 경우를 실험변수로 채택하여 철근 정착길이 차이에 따른 모르타르 충전식 철근이음의 파괴 형태를 비롯한 구조특성의 차이점을 고찰하고자 하였다.

2) 철근규격: 철근규격의 차이에 따른 구조성능을 비교하고자 채택하였다.

이상과 같은 실험변수로 Table 1과 같이 총 6개의 실험체를 실물크기로 제작하였다. 슬리브에 충전한 재료는 국내산 NS 200 고강도 무수축 모르타르를 사용하였다.

대표적인 실험체 형상을 Fig. 1에 나타내었다. 또한 Fig. 2에 D25 철근이음의 슬리브 및 철근 표면에 부착한 변형률 게이지 위치를 각각 나타내었다. 특히 슬리브 표면에서는 슬리브 길이방향과 슬리브 원주방향의 변형률을 측정하였다.

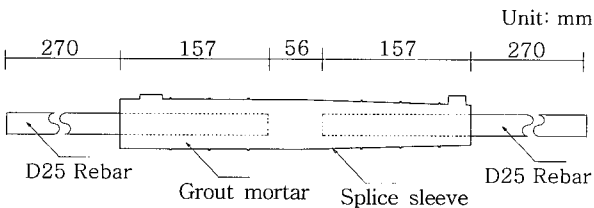


Fig. 1 Typical test specimen (D25, Embedment length of rebar=6.2d)

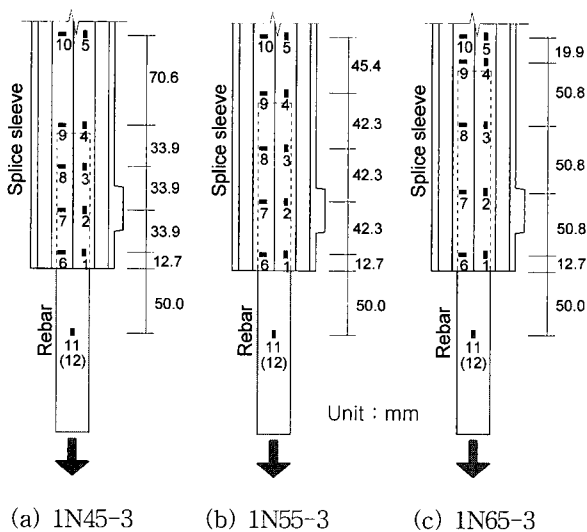
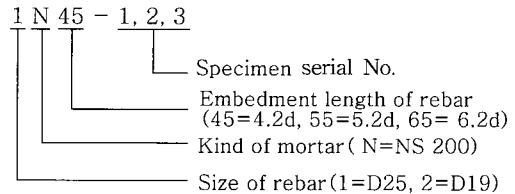


Fig. 2 Strain gauge location of sleeve and rebar

Table 1 Specimen lists

Specimen	Test parameter	
	Embedment length of rebar	Size of rebar
1N45-3	4.2d	D25
1N55-3	5.2d	
1N65-3	6.2d	
2N45-3	4.2d	D19
2N55-3	5.2d	
2N65-3	6.2d	

*Note;



2.2 실험체 제작

실험체의 모르타르 충전은 슬리브의 모르타르 충전상황이 현장과 동일한 조건이 되기 위해서 슬리브 고정용 장치를 제작하여 슬리브를 수직으로 세운 상태에서 슬리브 하부 주입구를 통하여 충전하는 방식을 사용하였다. 고강도 무수축 모르타르에 있어서 물/모르타르의 배합비는 17%로 하여 타설하였다. 그리고 물과 모르타르의 반죽은 소정의 혼합속도를 갖는 기계식 믹서(500~1000 rpm)를 사용하였고 반죽은 1회에 1포(1포는 25 kgf)씩 용기에 모르타르와 물의 소정량을 투입한 후에 믹서를 회전시켜 모르타르 덩어리가 없이 충분히 반죽되도록 하였다. 대체적으로 반죽시간은 약 3분 정도 소요되었다.

2.3 재료의 역학적 특성

2.3.1 철근

본 실험의 철근은 SD40을 사용하였고 시험편은 KSB 0801, 인장강도 시험방법은 KSB 0802에 따랐다. 철근 D25, D19에 대한 인장강도 시험결과를 Table 2에 나타내었다.

2.3.2 스플라이스 슬리브

스플라이스 슬리브 재료로는 구상 흑연 주철품 GCD 50을 사용하였고 시험편과 시험방법은 철근의 경우와 동일한 규정에 따랐다. 인장강도 시험결과를 Table 3에 나타내었다.

Table 2 Mechanical properties of reinforcing bars

Size of reinforcing bar	Yield strength (tf/cm ²)	Tensile strength (tf/cm ²)	Elongation ratio (%)
D25	4.12	6.05	22.3
D19	4.15	6.05	20.5

Table 3 Mechanical properties of splice sleeve

Yield strength (tf/cm ²)	Tensile strength (tf/cm ²)	Elongation ratio (%)	Modulus of elasticity (×10 ³ tf/cm ²)
4.22	5.73	16.0	1.7

Table 4 Compressive strengths of grout mortar

3 days (kgf/cm ²)	8 days (kgf/cm ²)	28 days (kgf/cm ²)	50 days* (kgf/cm ²)
380	529	621	660

* : the day of testing

2.3.3 고강도 그라우트 모르타르

본 실험에서 사용한 고강도 무수축 충전 모르타르의 압축강도 시험결과는 Table 4와 같다. 본 시험에서는 5 cm × 5 cm × 5 cm의 정육면체 공시체를 제작하여 압축시험은 ASTM C 109에 의거하여 실시하였다.

2.4 가력 및 측정방법

2.4.1 가력방법

본 실험은 200 t 만능시험기를 이용하여 실시하였으며, 실험체를 Fig. 3과 같이 설치하여 가력하였다. 슬리브 이음부분의 변형량은 Fig. 3에 나타내고 있는 것처럼 슬리브 상하의 단부에서 20 mm 떨어진 철근위치에 설치한 측정장치 사이에서 변위계를 이용하여 측정하였다.

가력스케줄⁵⁾은 실험체의 접합철근기준으로 철근의 설계기준 항복강도의 95% 인장응력이 작용할 때까지 점증

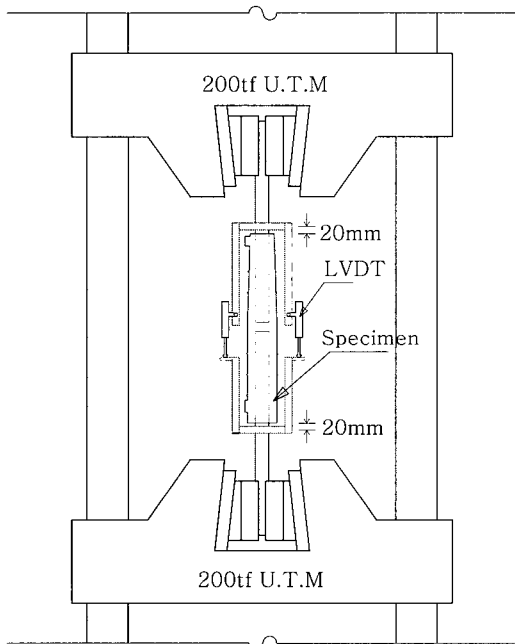


Fig. 3 Specimen setup

적으로 하중을 가하고 하중을 제거한 후에 다시 인장력을 점증적으로 가하여 실험체가 파괴될 때까지 실시하였다.

2.4.2 측정 방법

본 실험에서는 각 단계별로 다음과 같은 항목을 측정하여 기록하였다.

- 1) 실험체에 가한 하중
- 2) 실험체의 변위 측정거리간 상대변위
- 3) 슬리브 및 철근 표면의 변형률

2.5 실험결과

Table 5에 실험결과를 나타내었고 Fig. 4, 5에 대표적인 실험체의 최종 파괴상황을 나타내었다. 그리고 Fig. 6, 7에 실험체 1N45-3과 1N65-3의 슬리브 및 철근 표면의 변형률 분포를 나타내었다. 이 그림에서 보여주는 일련의 번호는 Fig. 2에서 표시한 슬리브 및 철근 표면의 변형률 게이지 부착위치를 나타낸 것이고 세로축의 응력은 실험체에 가한 하중을 철근의 공칭단면적으로 나눈 것이다.

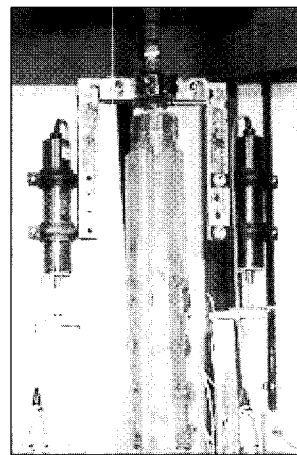


Fig. 4 Fracture of rebar (Specimen 1N65-3)

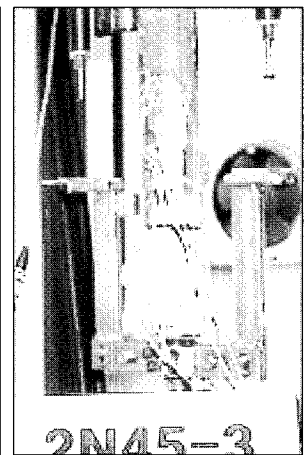
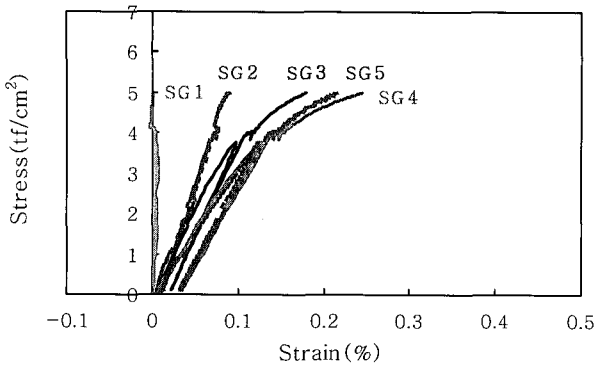


Fig. 5 Bond failure (Specimen 2N45-3)

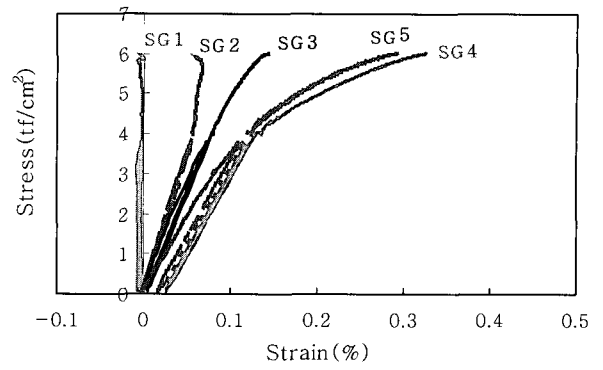
Table 5 Result of test

Specimen	Maximum strength (tf/cm ²)	Failure mode
1N45-3	5.00	Bond failure
1N55-3	5.53	Fracture of sleeve
1N65-3	6.04	Fracture of rebar
2N45-3*	5.02	Bond failure
2N55-3*	5.44	Bond failure
2N65-3	5.74	Bond failure

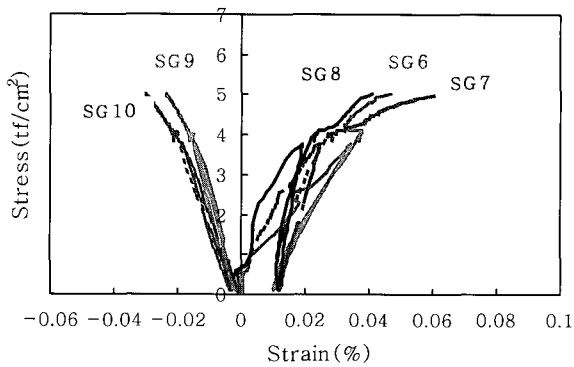
* : Specimens of which strain failed to be measured



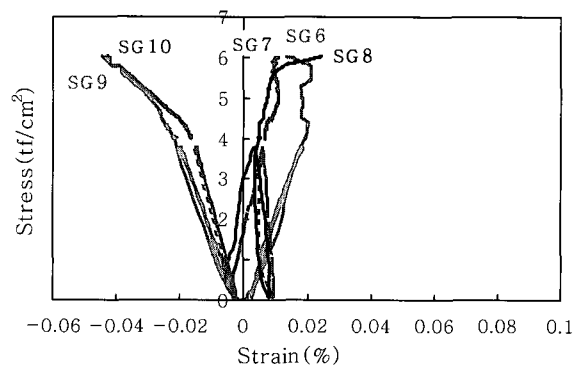
(a) Axial strains in sleeve versus stress in the bar



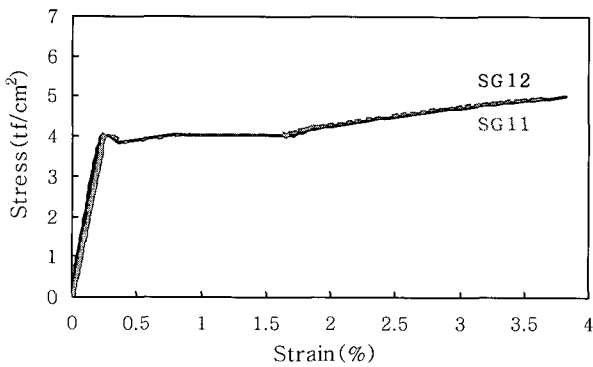
(a) Axial strains in sleeve versus stress in the bar



(b) Tangential strains in sleeve versus stress in the bar



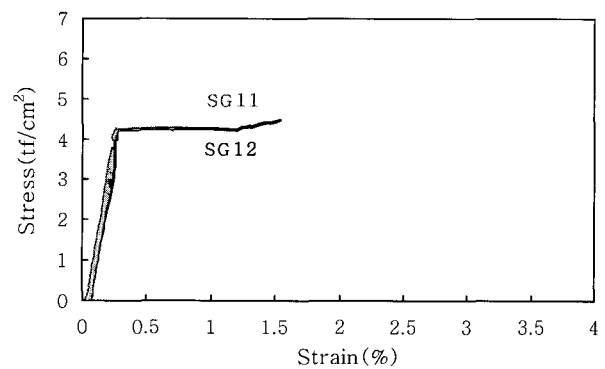
(b) Tangential strains in sleeve versus stress in the bar



(c) Stress-strain curve for rebars

Fig. 6 Stress-strain relationship measured for Specimen 1N45-3

최종적으로 부착과파가 발생한 실험체 1N45-3(철근 D25이고 철근 정착길이 4.2d)의 경우에는 Fig. 6 (c)에 나타난 것과 같이 철근에 작용하는 응력이 4.05 tf/cm² 정도 일 때에 항복하기 시작하여 소성상태에 들어갔다. 한편 슬리브 표면의 길이방향 변형률 분포는 Fig. 6 (a)에 나타난 것과 같이 슬리브 단부 부근에서 제일 작고 슬리브 중앙부에 접근할수록 증가하는 경향이 보이고 최대하중이 작용할 때에는 슬리브의 중앙부 근처는 0.25% 정도의 변형률을 나타냈다. 그리고 슬리브 원주방향의 변형률 분포



(c) Stress-strain curve for rebars

Fig. 7 Stress-strain relationship measured for Specimen 1N65-3

는 Fig. 6 (b)에 나타난 것과 같이 최대하중이 작용할 때에 슬리브 단부 부근에서 최고 0.07% 정도의 인장방향의 변형률이 발생하였고 슬리브 중앙부 근처에서는 길이방향의 큰 변형률이 발생함에 따라 원주방향으로는 0.03% 정도의 압축방향 변형률이 나타났다.

슬리브 파단이 최종적으로 발생한 실험체 1N55-3(철근 D25이고 철근 정착길이 5.2d)의 경우에는 철근에 작용하는 응력이 4.1 tf/cm² 정도일 때에 항복하기 시작하여 소성상태에 진입하였다. 한편 슬리브 표면의 길이방향 변형

를 분포는 상기의 실험체와 마찬가지로 슬리브 단부 부근에서 제일 작고 슬리브 중앙부에 접근할수록 증가하는 경향이 보이고 최대하중이 작용할 때에는 슬리브의 중앙부에서 3d 떨어진 위치까지 항복상태를 훨씬 초과하는 변형률이 발생하였다. 이것은 슬리브 자체의 제작상 오류로 인하여 단면두께가 일정하지 않게 생산되어서 중앙부 부근에서 슬리브 자체가 파단되었기 때문이다. 그리고 슬리브 원주방향의 변형도 분포는 슬리브 단부 부근에서 최고 0.04 % 정도의 인장방향 변형도가 발생하였고 슬리브 중앙부 근처의 슬리브가 파단된 위치에서는 길이방향의 큰 변형도가 발생함에 따라 원주방향으로 0.06 % 정도의 압축방향 변형도가 나타났다.

철근파단이 최종적으로 발생한 실험체 1N65-3(철근 D25이고 철근 정착길이 6.2d)의 경우에는 Fig. 7 (c)에 나타난 것과 같이 철근에 작용하는 응력이 4.2 tf/cm² 정도일 때에 철근이 항복하기 시작하여 소성상태에 들어간 후에 철근 변형률이 1.5% 부근에 도달하는 시점에서 철근에 부착한 게이지의 이상으로 더 이상의 철근 변형률을 측정하지 못하였다. 한편 슬리브 표면의 길이방향 변형률 분포는 Fig. 7 (a)에 나타난 것과 같이 상기의 실험체와 유사하게 나타났고 최대하중이 작용할 때에는 슬리브의 중앙부 근처는 0.32 % 정도의 변형률을 나타냈다. 그리고 슬리브 원주방향의 변형률 분포는 Fig. 7 (b)에 나타난 것과 같이 최대하중이 작용할 때에 슬리브 단부 부근에서 최고 0.02 % 정도의 인장방향의 변형률이 발생하였고 슬리브 중앙부 근처에서는 길이방향으로 큰 변형률이 발생함에 따라 원주방향으로는 0.05 % 정도의 압축방향 변형률이 나타났다.

최종적으로 부착파괴가 발생한 실험체 2N65-3(철근 D19이고 철근 정착길이 6.2d)의 경우에는 실험체 1N65-3와 유사하게 철근과 슬리브 변형률 분포가 나타났다. 철근에 작용하는 응력이 4.03 tf/cm² 정도일 때에 철근이 항복하기 시작하여 소성상태에 들어갔다. 슬리브 길이방향의 변형률은 최대하중이 작용할 때에 슬리브의 중앙부 근처

에서 0.26 % 정도의 변형률을 나타냈다. 그리고 슬리브 원주방향의 변형률 분포는 슬리브 단부 부근에서 최고 0.03 % 정도의 인장방향 변형률이 발생하였고 슬리브 중앙부 근처에서는 길이방향의 큰 변형률이 발생함에 따라 원주방향으로 0.03 % 정도의 압축방향 변형률이 나타났다.

3. 슬리브 구속효과를 고려한 부착성능에 관한 고찰

3.1 슬리브 횡방향 구속력의 산정

철근 콘크리트 부재의 응력전달 과정과 같이 모르타르 충전식 철근이음도 철근을 통하여 모르타르로 응력이 전달되지만 슬리브라는 부분에 의하여 모르타르의 할렬균열 발생을 억제하는 구속효과를 가지고 있다는 점이 상이하다.

본 실험에서 측정된 슬리브 표면의 변형률 분포로부터 슬리브에 작용하는 구속력을 산정할 수 있다.

Fig. 8에서 나타내고 있는 슬리브 실험체의 자유물체도로¹⁾로부터 슬리브에 작용하는 구속응력 f_n 을 다음과 같이 구할 수 있다.

$$T_s = \sigma_{sx} \cdot t \cdot \Delta l \quad (1)$$

$$f_n = \frac{2 T_s}{d_i \cdot \Delta l} = \frac{2 \sigma_{sx} \cdot t \cdot \Delta l}{d_i \cdot \Delta l} = \frac{2 \sigma_{sx} \cdot t}{d_i} \quad (2)$$

여기서, T_s : 슬리브 미소길이 Δl 에 작용하는 원주 방향의 힘,
 σ_{sx} : 슬리브에 작용하는 원주방향의 응력,
 t : 슬리브의 두께,
 Δl : 슬리브 미소길이,
 d_i : 슬리브의 내경

그런데 상기의 슬리브에는 원주방향뿐만 아니라 슬리브 길이방향의 힘이 작용하고 있으므로 응력과 변형률 관계를 다음과 같이 나타낼 수 있다.

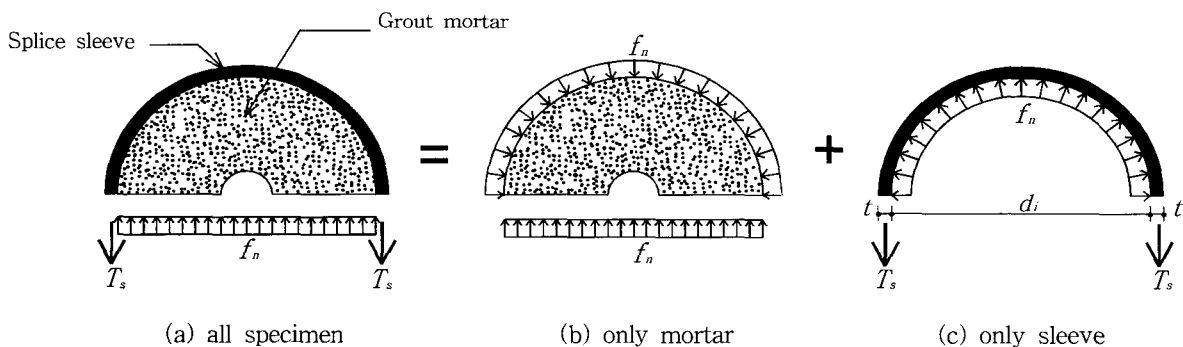


Fig. 8 Freebody diagram of specimen¹⁾

$$\epsilon_{sx} = \frac{\sigma_{sx}}{E_{sx}} - \frac{\sigma_{sy}}{E_{sy}} \nu_{sy} \quad (3)$$

$$\epsilon_{sy} = \frac{\sigma_{sy}}{E_{sy}} - \frac{\sigma_{sx}}{E_{sx}} \nu_{sx} \quad (4)$$

$$\sigma_{sx} = \frac{E_{sx}}{1 - \nu_{sx} \cdot \nu_{sy}} (\epsilon_{sx} + \nu_{sy} \cdot \epsilon_{sy}) \quad (5)$$

여기서,

- ϵ_{sx} : 슬리브에 작용하는 원주방향의 변형률,
- ϵ_{sy} : 슬리브에 작용하는 길이방향의 변형률,
- E_{sx} : 슬리브 원주방향의 탄성계수,
- E_{sy} : 슬리브 길이방향의 탄성계수,
- σ_{sx} : 슬리브에 작용하는 원주방향의 응력,
- σ_{sy} : 슬리브에 작용하는 길이방향의 응력,
- ν_{sx} : 슬리브 원주방향의 프아송 비,
- ν_{sy} : 슬리브 길이방향의 프아송 비

그리고, $\nu_{sx} = \nu_{sy} = \nu_s$ 라고 하면 식 (5)는 다음과 같다.

$$\sigma_{sx} = \frac{E_s}{1 - \nu_s^2} (\epsilon_{sx} + \nu_s \cdot \epsilon_{sy}) \quad (6)$$

- 여기서, E_s : 슬리브의 탄성계수,
- ν_s : 슬리브의 프아송 비

상기의 식 (6)을 식 (2)에 대입하면 다음과 같다.

$$f_n = \frac{2 E_s}{1 - \nu_s^2} (\epsilon_{sx} + \nu_s \cdot \epsilon_{sy}) \frac{t}{d_i} \quad (7)$$

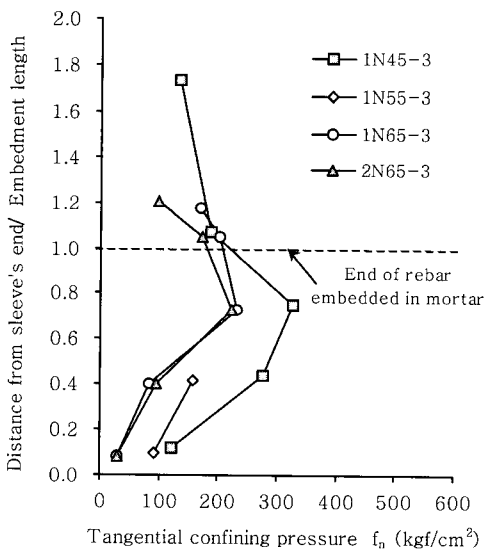


Fig. 9 Tangential confining pressure in sleeve

상기의 식 (7)을 이용하여 본 실험체의 최대하중시에 원주방향에 작용하는 구속응력을 구한 것이 Fig. 9와 같다. 여기서 슬리브에 작용하는 원주방향 및 길이방향의 변형률은 실험체에 부착한 변형률 게이지값을 이용하였고 슬리브의 탄성계수(E_s)는 재료시험의 결과인 1.7×10^6 kgf/cm², 슬리브의 프아송 비(ν_s)는 0.3으로 하였다.

Fig. 9에서 보여주는 것처럼 원주방향 구속응력은 철근의 정착길이, 철근규격에 관계없이 철근의 전 정착길이에 걸쳐서 응력분포가 유사한 경향을 나타냈다. 철근의 정착 길이가 4.2d이고 최종적으로 부착파괴가 발생한 1N45-3 실험체는 최고 329 kgf/cm² 정도의 원주방향 구속응력이 작용하였고 철근 정착길이의 거의 전체에 걸쳐서 다른 실험체보다 큰 구속응력이 작용하였다. 반면에 철근의 정착 길이가 6.2d이고 최종적으로 철근파단이 발생한 1N65-3 실험체는 최고 233 kgf/cm² 정도의 원주방향 구속응력이 작용하였다. 그리고 예기치 않게 슬리브가 최종적으로 파 단된 철근의 정착길이가 5.2d인 1N55-3 실험체는 최대하 중 작용시에 슬리브 파단부 근처에는 상당히 큰 변형률이 집중적으로 발생하여 그 위치로부터 어느 정도 거리가 있 는 슬리브 파단의 영향이 적은 곳의 구속응력만을 Fig. 9 에 표시하였다. Fig. 9로부터 철근의 정착길이가 5.2d인 1N55-3 실험체의 전체적인 구속응력 분포는 1N45-3과 1N65-3의 중간정도일 것으로 추정된다. 또한 D19철근을 사용하고 정착길이가 6.2d이고 최종적으로 부착파괴가 발 생한 2N65-3 실험체는 1N65-3 실험체와 최종 파괴형식은 상이하지만 거의 일치하는 구속응력분포를 나타내었다.

3.2 Untrauer 제안식에 의한 부착강도 산정

Untrauer와 Henry⁴⁾는 횡방향 구속효과를 고려한 부착 강도를 다음과 같이 제안하였다.

$$U = (18 + 0.45\sqrt{f_n})\sqrt{f'_c} \quad (8)$$

- 여기서, U : 부착강도(psi),
- f_n : 횡방향 구속응력(psi),
- f'_c : 콘크리트 압축강도(psi)

상기의 식 (8)을 CGS 단위로 변환시키면서 횡방향 구 속응력이 작용하는 모르타르 충전식 철근이음에 적용하면 부착응력은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\tau = (4.76 + 0.45\sqrt{f_n})\sqrt{f_m} \quad (9)$$

여기서,

- τ : 모르타르 충전식 철근이음 부착강도(kgf/cm²),
- f_n : 횡방향 구속응력(kgf/cm²),
- f_m : 충전 모르타르 압축강도(kgf/cm²)

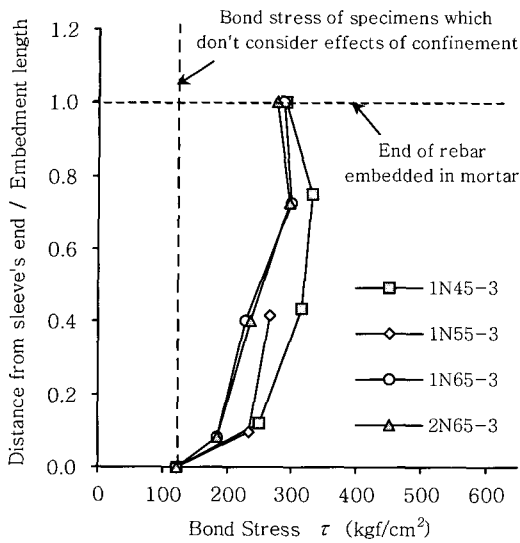


Fig. 10 Bond stress considering tangential confining effect in sleeve

Table 6 Comparison between measured and calculated bond strength

Specimen	Measured strength P_{test} (tf)	Calculated strength P_{cal} (tf)	P_{test} / P_{cal}
1N45-3	25.36	24.82	1.022
1N65-3	30.60	30.75	0.995
2N65-3	16.48	17.35	0.950

앞에서 구한 본 실험의 4개 실험체에 대해서 최대하중 작용시 횡방향 구속응력의 결과를 상기의 식 (9)에 적용하여 부착응력을 철근 정착길이의 범위에서 산정한 것이 Fig. 10이다. 여기서 실험에서 변형률 게이지를 부착하지 않은 슬리브 단부에서의 횡방향 구속응력은 없는 것으로 가정하였고 철근 정착길이의 끝부분은 이곳을 사이에 둔 가장 가까운 2개 위치의 결과를 직선보간하여 산정하였다. Fig. 10에서는 슬리브에 의한 횡방향 구속효과로 인하여 구속작용이 없는 경우에 비하여 최고 2~3배 정도까지 증가된 부착응력을 나타내고 있다는 것을 보여준다. 그리고 Table 6은 최대하중 작용시 상기의 식에 적용하여 구한 부착강도의 계산값과 실험값을 직접 비교한 것이다. 여기서 각 실험체의 부착강도 계산값은 Fig. 10의 부착응력을 철근의 정착길이에 걸쳐서 적분하여 산정한 것이다. 이 결과로부터 Untrauer와 Henry가 횡방향 구속효과를 고려하여 제안한 부착강도 산정방법은 본 실험값을 5% 이내의 편차범위에서 예측하고 있다는 것을 알 수 있다.

4. 결 론

모르타르 충전식 철근이음에서의 구속효과를 파악하기

위하여 슬리브 표면에 변형률 게이지를 부착한 실물크기의 D25, D19 철근용 스플라이스 슬리브 이음 실험체를 제작한 후에 가력실험을 실시하였다. 이 실험결과로부터 슬리브의 구속효과가 모르타르 충전식 철근이음의 부착성능에 미치는 영향을 고찰하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

1) 본 실험에서 측정된 슬리브 표면의 변형률 분포로부터 철근이음에 작용하는 구속력을 산정한 결과, 철근이음 실험체에 최고 200~300 kgf/cm² 이상의 원주방향 구속응력이 작용하였고 이런 구속응력은 철근 정착길이가 감소할수록 커지는 경향이 있었다.

2) 횡방향 구속효과를 고려한 Untrauer와 Henry의 부착강도식에 측정된 슬리브 표면의 변형률로부터 구한 구속응력을 적용하면 슬리브에 의한 횡방향 구속효과는 부착응력을 최고 2~3배 정도까지 증가시켰다.

3) Untrauer와 Henry가 횡방향 구속효과를 고려하여 제안한 부착강도 산정방법은 본 실험값을 5% 이내의 편차범위에서 예측할 수 있었다.

참고 문헌

1. Amin Einea, Takashi Yamane, and Mather K. Tadros, "Grout-Filled Pipe Splices for Precast Concrete Construction," *PCI Journal*, January-February 1995, pp.82~93.
2. Parviz Soroushian and Ki-Bong Choi, "Local Bond of Deformed Bars with Different Diameters in Confined Concrete," *ACI Structural Journal*, March-April 1989, pp.217~222.
3. Parviz Soroushian, Ki-Bong Choi, Gill-Hyun Park, and Farhang Aslani, "Bond of Deformed Bars to Concrete: Effects of Confinement and Strength of Concrete," *ACI Materials Journal*, May-June 1991, pp.227~232.
4. Raymond E. Untrauer and Robert L. Henry, "Influence of Normal Pressure on Bond Strength," *ACI Journal*, May 1965, pp.577~585.
5. 日本建築學會, "鐵筋콘크리트 造配筋指針同解説," 1986年, pp.271~279.
6. 鈴木計夫 外 4人, "鋼管スリーブを用いたグラウト充填式 継手に関する研究(その5:破壊タイプ別の継手内部のひび割れおよび變形狀況, その6: 載荷段階ごとの継手内部狀況および應力傳達機構)," 日本建築學會大會學術講演梗概集(北海道), 1995. 8, pp.21~24.
7. 鈴木計夫 外 2人, "グラウト充填式鐵筋継手に関する研究の動向," 日本コンクリート工學, Vol.34, No.4, 1996年 4月, pp.15~23.
8. 鈴木計夫 外 3人, "鋼管スリーブを用いたグラウト充填式

- 鐵筋繼手の繰返し荷重下における基礎的性能” 日本建築學會構造系論文集 第496號, 1997. 6, pp.91~98.
9. 中野克彦 外 3人, “モルタル充填式鐵筋繼手を用いたプレキャスト部材の構造性能評價に関する研究(その3: 應力傳達機構に関する基礎研究 Part 1),” 日本建築學會大會學術講演梗概集(北海道), 1995. 8, pp.33~34.
 10. 林芳尚 外 3人, “鋼管スリーブを用いたグラウト充填式鐵筋繼手の繰返し荷重下における基礎的性能,” 日本建築學會構造系論文集 第496號, 1997. 6, pp.91~98.
 11. 松崎育弘 外 3人, “モルタル充填式鐵筋繼手を用いたプレキャスト部材の構造性能評價に関する研究(その3: 應力傳達機構に関する基礎研究 Part 1),” 日本建築學會大會學術講演梗概集(北海道), 1995. 8, pp.29~34.
 12. 松崎育弘 外 3人, “モルタル充填式鐵筋繼手を用いたプレキャスト部材の構造性能評價に関する研究(その4: 應力傳達機構に関する基礎研究 Part 2),” 日本建築學會大會學術講演梗概集(近畿), 1996. 9, pp.755~756.
 13. 김형기, “그라우트 충전식 鐵筋이음의 應力傳達機構와 附着性能에 관한 研究,” 大韓建築學會論文集 構造系 15권 11호, 1999. 11, pp.11~17.

요 약

모르타르 충전식 철근이음은 철근위치의 오차를 쉽게 흡수하여 시공이 용이하고 또한 콘크리트 타설을 최소화할 수 있는 프리캐스트 공법의 철근이음 방법중 하나로서 적용하는 경우가 증가하는 추세이다. 그러나 아직도 이에 대한 연구는 불충분한 실정으로 그라우트 충전식 철근이음 시스템의 보다 적극적인 활용을 위해서는 그 동안 연구의 미비한 부분을 보완하고 개선하여 그라우트 충전식 철근이음의 보다 합리적인 설계방법을 제시하여 실용화시킬 필요가 있다.

이에 본 연구에서는 모르타르 충전식 철근이음에서의 구속효과를 파악하기 위하여 슬리브 표면에 변형률 게이지를 부착한 실험크기의 D25, D19 철근용 스플라이스 슬리브 이음 실험체를 제작한 후에 가력실험을 실시하였다. 이 실험결과로부터 슬리브의 구속효과가 모르타르 충전식 철근이음의 부착성능에 미치는 영향을 고찰하여 다음과 같은 결론을 얻었다. 본 실험에서 측정된 슬리브 표면의 변형률 분포로부터 철근이음에 작용하는 구속력을 산정한 결과, 철근이음 실험체에 최고 200~300kgf/cm² 이상의 원주방향 구속응력이 작용하였고 이런 구속응력은 철근 정착길이가 감소할수록 커지는 경향이 있었다. 또한 횡방향 구속효과를 고려한 Untrauer와 Henry의 부착강도식에 측정된 슬리브 표면의 변형률로부터 구한 구속응력을 적용하면 본 연구의 실험값을 5% 이내의 편차범위에서 예측할 수 있었다.

핵심용어 : 스플라이스 슬리브, 충전 모르타르, 구속효과, 철근 정착길이, 부착응력