

# RC 비틀림部材의 力學特性에 관한 實驗 研究

Experimental Study on Mechanical Characteristics of  
Reinforced Concrete Torsional Members

申	鉉	默*
Shin,	Hyun	Mook
金	銀	謙**
Kim,	Eun	Kyum

## Abstract

In the previous paper<sup>(1)</sup>, the discussion has been made about theoretical estimation of Load-Deformation Response for reinforced concrete torsional members in the over-all load region. It is the purpose of this investigation to introduce pure torsional testing method, to discuss experimentally the effects that the change of the wall thickness and the reinforcement ratio contribute to the torsional strength and the crack characteristics of reinforced concrete members.

## 要 旨

前報<sup>(1)</sup>에서는 全荷重段階에서 RC비틀림 部材의 荷重履歷曲線을 이론적으로 추정하는데 목적을 두었다. 本 論文은 前報에 연속되는 연구로서 비틀림實驗 內容을 상세히 소개하는 동시에 RC비틀림部材의 壁두께 및 鐵筋比가 비틀림強度에 미치는 영향을 비롯하여, 그의 균열특성에 대해서도 실험결과에 바탕을 두어 比較·考察하는 데 목적을 둔다.

## 1. 序 論

RC 部材의 비틀림에 관한 연구는 Rausch, E.<sup>(2)</sup>의 立體트러스 類似理論에서 비롯되었다. 이 이론은 Brecht, R.의 thin tube 理論과 靱 剪斷에 대한 平面트러스類似理論을 조합시킨 것이다.

그런데 이 이론에 의한 극한비틀림強度는 대부분의 경우 지나치게 過大評價되고 있다는 지적이 있어 왔다. 1935年 Andersen, P.<sup>(3)</sup>은 그의 실험결과

로부터 鐵筋에 有效係數개념을 도입하고, 특히 비틀림耐力에 대한 콘크리트 기여도를 고려해 넣음으로써 Rausch, E.의 이론식을 수정한 실험식을 제안하였으며, 1950年 Cowan, H. J.<sup>(4)</sup>이 strain energy method를 사용하여 Andersen, P.의 實驗式에 대한 이론식의 증명을 시도하였다.

그 후 1968年 Portland Cement Association에서 Hsu, T. T. C.<sup>(5)</sup>가 실시한 典型的인 RC보의 비틀림 실험으로부터 Cowan, H. J.의 有效係數개념이 적절하지 못하다는 이유를 들어, 이를 다시 실험에 의해 조정함으로써 극한시 비틀림強度의 정밀도를

\*參與會員·成均館大學校 工科大學 教授, 土木工學科

\*\*正會員·서울産業大學 助教授, 土木工學科

높이고져 하였다.

1969年 Lampert, P., Thurlimann, B.<sup>(6)</sup>은 Rausch, E.가 제안한 式이 過大評價되고 있는 원인을 지금 까지와는 달리 剪斷흐름의 通路에 대한 定義의 부적절함으로 간주하여, 剪斷흐름의 중심선은 RC部材 모서리部の 軸方向鐵筋 中心을 연결하는 線과 일치한다고 하는 임의의 가정을 통해 실험치와의 접근을 시도하였다.

Collins, M. P., Mitchell, D.<sup>(7)</sup>은 1980年 RC 및 PC보의 비틀림실험에서 극한시에는 콘크리트 스트러트의 압축력에 의해 콘크리트 덮개가 박리되며, 또한 콘크리트 스트러트가 휨部材와 같이 거동한다는 사실로부터 Ransh, E.의 立體트러스이론을 수정하여 load-deformation response 관계곡선을 구하였다.

Hsu, T. T. C., Mo, Y. L.<sup>(8)</sup>은 1983年에 콘크리트 스트러트의 강도는 斜方向균열에 의해 현저하게 감소된다는 이른바 콘크리트의 softening 現象을 트러스이론에 고려해 넣음으로서 보다 合理的인 load-deformation response 관계를 제시하였다.

그러나 이상과 같은 연구들은 모두 극한시의 비틀림強度를 추정하는데 그 초점이 모아져 load-deformation curve의 全領域에서 실험치의 경향을 예측하는 데는 정밀도상 만족스러운 결과를 주지 못하고 있다.

따라서 筆者들은 이와 같은 문제점을 해결하고자 前報<sup>(1)</sup>에서 Hsu, T. T. C의 修正트러스이론에 콘크리트 스트러트의 引張剛性 등의 효과를 고려함으로서 거의 全荷重段階에서 실험치와의 일치를 보였다.

本 論文에서는 前報<sup>(1)</sup>에 이어 비틀림實驗에 대한 상세한 內容을 소개함과 동시에, 콘크리트 壁두께 및 鐵筋比 등이 RC部材의 비틀림強度에 미치는 영향 등을 실험결과에 바탕을 두어 比較·考察하는 目的을 둔다.

## 2 實 驗

### 2.1. 材料 및 實驗體

#### (1) 콘크리트 및 鐵筋

시멘트는 보통포틀랜드시멘트를 사용하였으며, 骨材는 모두 漢江産 天然骨材를 사용하였다.

配合은 콘크리트의 압축강도가 350 kgf/cm<sup>2</sup>로 되도록 물-시멘트比를 定하였다, 配合表는 表 1과 같다.

콘크리트는 打設時 施工性을 개선시키기 위하여 (벽두께 6cm의 實驗體는 콘크리트 打設이 어려우므로) base 콘크리트 슬럼프 8cm에 世-콘産 流動化劑를 添加하여 슬럼프가 18cm로 되도록 조절하였다. 특히 콘크리트의 流動化는 운반도중 슬럼프 손실을 고려하여 현장에서 流動化劑를 첨가하는 後 添加方式를 취하였다.

鐵筋은 SBD 30을 사용하였으며, 이들의 引張強度試驗結果는 表 2와 같다.

#### (2) 實驗體의 形狀值數

實驗體는 그림 1과 같이 形狀치수가 모두 同一하게 하여 斷面 40cm×40cm, 길이 220cm의 것을 14體 제작하였다<sup>(8)</sup>.

14體의 實驗體는 모두 4系列로 구분하고 鐵筋比를 각각 1.08%, 1.42%, 1.92%, 2.54%로 하여 過補強보가 되지 않도록 하였으며, 同一體積比의 原理

表 1. Concrete Mix Proportions

Max. size of Coarse Aggregate (mm)	Slump of Base Concrete (cm)	Slump of Superplasticized Concrete (cm)	Water-Cement Ratio(%)	Sand, Percent of Total Aggregate(%)	Unit Weight (kg/m <sup>3</sup> )				
					Water	Cement	Fine Aggregate	Coarse Aggregate	Admixtures
13	8±2.5	18±2	36.4	42	217	596	659	902	3.576

表 2. Physical and Mechanical Properties of Steel Reinforcement.

Bar Number	Steel of Grades.	Area (cm <sup>2</sup> )	Yield Strength (kgf/cm <sup>2</sup> )	Ultimate Strength (kgf/cm <sup>2</sup> )	Modulus of Elasticity. (kgf/cm <sup>2</sup> )
D 10	SBD 30	0.7133	4052	5561	1.76×10 <sup>6</sup>
D 13	SBD 30	1.267	3911	5685	1.82×10 <sup>6</sup>

表 3. Details of Test Beams.

Reinforcement Ratio (%) $\rho_{ix} = \rho_{iy}$	Test Beams	Wall Thickness (cm)	Spacing of Reinforcement (cm)	Compressive Strength of Concrete (kgf/m <sup>2</sup> )
0.54	ST6-6	6	11.43	382
	ST6-8	8	11.43	367
	ST6	Solid	11.43	373
0.71	ST7-6	6	8.58	429
	ST7-8	8	8.58	415
	ST7-10	10	8.58	423
0.96	ST7	Solid	8.58	420
	ST10-6	6	11.43	384
	ST10-8	8	11.43	384
	ST10-10	10	11.43	384
1.27	ST10	Solid	11.43	353
	ST11-8	8	8.58	380
	ST11-10	10	8.58	380
	ST11	Solid	8.58	384

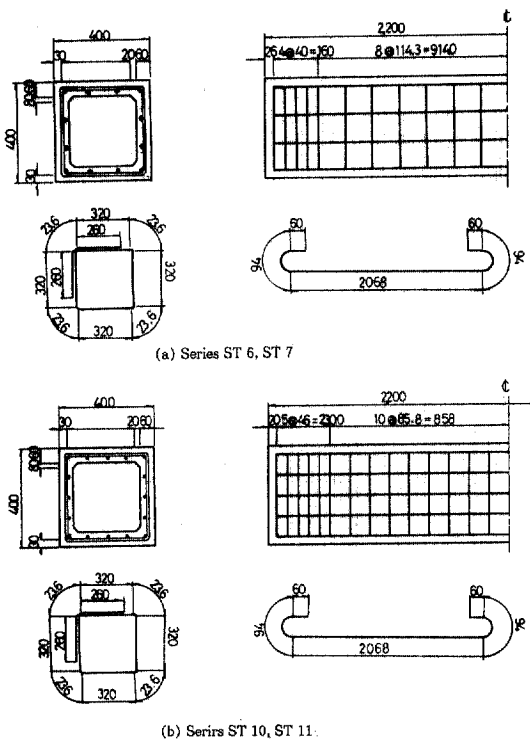


그림 1. Arrangement of Reinforcement

(equal volume principle)에 따라 橫方向 및 縱方向 鐵筋比를 同一하게 하여 配筋하였다.

Timoshenko, S.<sup>(9)</sup>는 지름  $d$  를 갖는 균질한 원형 봉의 경우 中心部의  $\frac{d}{2}$  를 中空으로 하면 中實棒에 비해 비틀림角 및 비틀림應力이 6% 증가하여 自重은 25% 감소함을 보였다. 또한 綜形彈性理論에 의하면 원형부재가 비틀림을 받을 경우 最外層의 재료가 규정된 使用應力에 도달할 때 내부재료는 그 보다 작은 應力하에 있게 된다. 따라서 이와 같은 사실에 근거하여 RC 부재의 경우에도 부재단면 중심부는 비틀림耐력을 증진시키는데 기여하지 못한다고 간주, RC 中空斷面을 10體 제작하였으며, 비교를 목적으로 각 系列에 1體씩 모두 4體의 中實部材도 제작하여 실험에 제공하였다.

中空部材는 中空斷面의 영향, 즉 壁 두께의 영향이 비틀림부재의 力學性狀에 미치는 효과를 고찰하기 위해, 壁두께를 同一철근비에 대해 6cm, 8cm, 10cm로 변화시켜 제작하였다. 실험체의 상세한 내용은 前報<sup>(1)</sup>에 일괄하여 제시하였으며, 요약하면 表 3과 같다.

## 2.2 實驗體의 載荷와 計測方法

(1) 載荷는 RC 보에 순수비틀림이 작용하도록 하였다. 이와 같은 실험에서는 荷重載荷를 어떠한 방법으로 실시하여 순수비틀림이 일어나도록 하는가가 실험의 정밀도와 신뢰성을 결정해 준다. 그러나 이것은 실제적으로 매우 어려우며 만족스러운 결과를 얻도록 하기 위한 재하장치를 준비하는 데는 많은 노력과 비용이 요구된다. 본 실험에서는 철근항복후 부재의 역학적 거동을 상세히 알기 위해서는 變形制御形 載荷장치<sup>(9)</sup>가 필요하지만, 비용상의 어려움으로 부득히 應力制御形 載荷장치<sup>(9)</sup>를 이용하여 재하실험을 실시하였다.

순수비틀림을 일으키기 위한 載荷는 그림 2에 보인 방식을 채용하였으며, 실체는 사진 1에 나타내었다. 이와 같은 加壓方式은 warping torsion을 발생시킬 수 있지만 부재단면이 폐단면으로 되어 있어 그 영향은 무시할 수 있는 것으로 간주하였다.

端部장치 및 支點은 그림 3과 같으며 가능한 한 신뢰도 높은 순수비틀림을 RC 부재에 가할 수 있도록 試作한 것이다. 支點은 비틀림에 의한 부재 직각방향의 회전은 원활하도록 힌지를 두는 동시

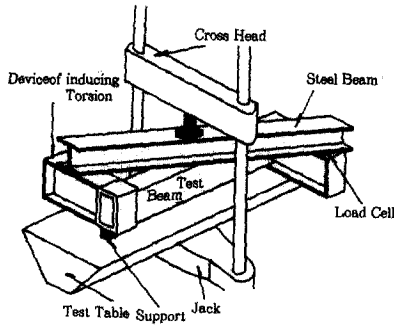


그림 2. Test Method



사진 1. Test Method

에, RC 부재의 균열에 의한 부재축방향의 변형을 고려하여 부재축으로 자유로이 이동할 수 있는 로울러도 설치하였다. 또한 재하빔으로부터 하중이 단부에 잘 전달될 수 있도록 볼 힌지를 두어 360°로 회전이 가능하도록 하였다.

(2) 鐵筋 및 콘크리트 變形率

철근의 변형율은 그림 4에 보인 바와 같이 1개의 縱方向 및 橫方向鐵筋에 각각 4枚씩 5cm 간격으로 철근용 스트레인 게이지(東京測器製 YFLA-2)를 붙여 측정하였다.

콘크리트 표면의 主引張 및 主壓縮變形率は 실험체 중앙의 4면에 콘크리트용 스트레인 게이지(東京測器製 PL-30)를 主應力方向에 각각 2枚씩 붙여 측정하였다.

(3) 비틀림角

비틀림角은 그림 5에 보인 위치에 설치된 變位計(東京測器製 CDP-50)로 그 위치의 변형을 측정

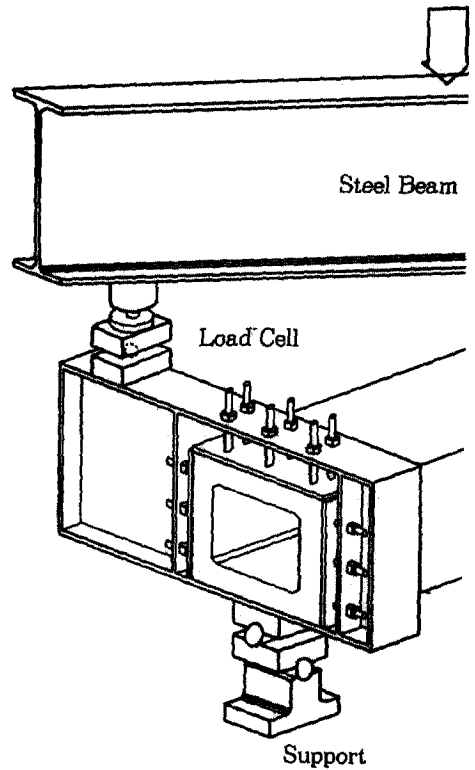


그림 3. Device of Inducing Torsion and Support.

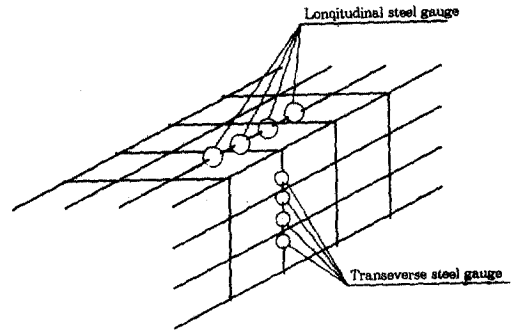


그림 4. Adhesive Point of Steel Gauge.

하여 式(1)에 의해 각 하중단계 마다 측정하였다.

$$\theta = (H_1 - H_3 + H_2 - H_4) / l \times L \quad (1)$$

(4) 균열폭 및 Slip量

사진 2와 같이 콘크리트 표면에 縱, 橫方向 및 對角線 方向으로 10cm 간격으로 chip을 설치하여 하중단계에 따른 이들 사이의 거리를 contact micron strain gauge(獨逸 Fritz Staeger 製)로 측정하여 式(2) 및 式(3)에 의해 균열폭 및 Slip量을

表 4. Effective Wall Depth

Test Beams	Effective Wall Depth(cm)		Wall Depth
	Cracking	Ultimate	
ST 6-6	13.33	4.14	6.00
ST 6-8	13.33	4.22	8.00
ST 6	13.33	4.20	Solid
ST 7-6	13.33	4.55	6.00
ST 7-8	13.33	4.63	8.00
ST 7-10	13.33	4.59	10.00
ST 7	13.33	4.60	Solid
ST 10-6	13.33	5.66	6.00
ST 10-8	13.33	5.66	8.00
ST 10-10	13.33	5.66	10.00
ST 10	13.33	5.66	Solid
ST 11-8	13.33	5.98	8.00
ST 11-10	13.33	6.92	10.00
ST 11	13.33	6.90	Solid

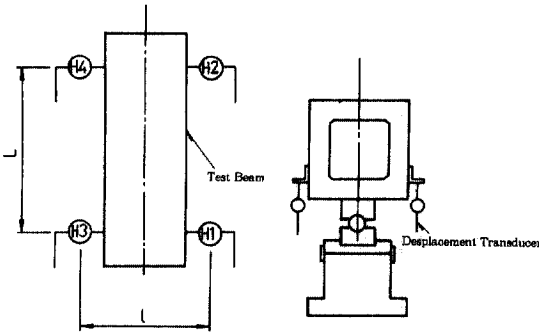


그림 5. Details of Displacement Transducer.



사진 2. Details of Contact Chip.

구하였다.

$$W = \Delta l \cos \theta + \Delta h \sin \theta \quad (2)$$

$$S = -\Delta l \sin \theta + \Delta h \cos \theta \quad (3)$$

측정시 온도변화에 따른 보정은 기준봉을 사용하여 식 (4)에 의해 실시하였다.

$$\Delta l, \Delta h = [C_1 - C_0 - (B_1 - B_0)] / 1000 \quad (4)$$

(5) 載荷重 및 비틀림모멘트

그림 3에 보인 load cell로 載荷重을 측정하여 식 (5)에 의해 실험시의 비틀림모멘트를 구하였다.

$$T = P \cdot L_a / 2 + T_{dead} \quad (5)$$

### 3. 벽두께와 RC비틀림部材의 力學特性

#### 3.1. 균열시의 비틀림耐力

表 4는 RC비틀림部材의 실제벽두께와 균열발생시 및 극한시의 해석상 有效壁두께와의 관계를 보인 것이다. 이 표로부터 균열발생시 전단흐름이 통과하는 통로인 해석상 유효벽두께는 모두 13.33cm

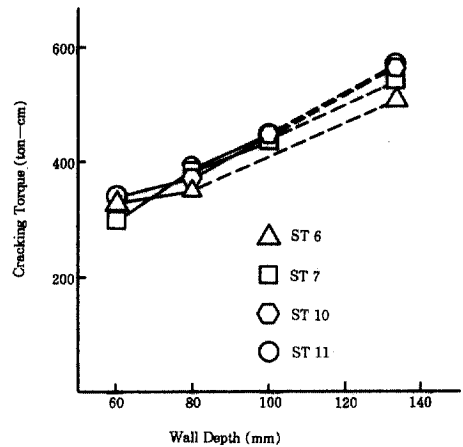


그림 6. Relationship between Wall Depth and Cracking Torque

인데 비하여, 中實斷面의 실제 벽두께(부재중심으로 부터 콘크리트 표면까지의 최단거리)를 20 cm로 간주할 때 6.67cm×6.67 cm의 면적을 갖는 부재 中心部는 해석상 균열시의 비틀림耐力를 증대시키는데 無用함을 알 수 있다.

그림 6은 벽두께의 변화가 균열시 비틀림耐力에 미치는 영향을 보인 것이다. 이 그림에서 균열내력은 벽두께가 13.33 cm까지 증가함에 따라 거의 비례적으로 증가하고 있음을 알 수 있으며, 前述한

대로 6.67cm×6.67cm의 부재 중심부는 비틀림균열 내력을 증가시키는데 기여하지 못한다는 사실이 실험에 의해 입증되었다.

이상의 사실로부터 균열시의 비틀림내력을 증가시켜야 할 경우에는 中實斷面보다는 부재치수의  $\frac{2}{3}$ (=13.33cm)에 해당되는 벽두께를 갖는 中空斷面을 사용하는 것이 합리적임을 실험 및 해석결과로 분명하게 되었다. 이하에서는 中實斷面을 벽두께 13.33cm의 中空斷面으로 보고 고찰을 한다.

### 3.2 극한비틀림耐力

RC 부재가 극한하중상태하에 있을 때 中空斷面에서 그의 벽두께가 전단흐름의 통로인 유효벽두께를 초과하면, 초과분의 벽두께는 RC 부재의 극한 비틀림내력을 증가시키는데 기여하지 못한다는 사실을 해석적으로 증명한 사람이 Rausch, E<sup>(2)</sup>이다. 筆者들은 이와 같은 Rausch, E의 트러스이론에 대한 전제조건인 Bredt, R.의 thin tube 이론에서 전단흐름의 정의가 타당한지의 여부를 실험적으로 고찰하고자 벽두께를 변화시킨 中空 RC 보를 제작하여 재하실험을 실시하였다.

表 4는 극한하중시 해석상의 有效壁두께와 RC 부재의 실제 벽두께와의 관계를 보인 것이다. 이 表에서 ST 6系列의 실험체의 경우 해석상 유효벽두께(Rahsch, E. 이론을 수정한 筆者들의 해석<sup>(1)</sup>)는 4.14cm~4.22cm, ST 7系列의 경우 4.55cm~4.63cm, ST 10系列의 경우 5.66cm~5.98cm로서 모두 부재의 실제최소벽두께 6cm 이하이며, ST 11系列의 경우 6.90cm~6.92cm로서 부재의 실제최소벽두께 8cm 이하의 값을 갖기 때문에 모든 실험체의 벽두께가 해석상의 有效壁두께 보다 크다. 따라서 本 實驗에 제공된 모든 실험체의 벽두께는 유효벽두께 보다 크게 제작되어 있기 때문에 Rausch, E<sup>(2)</sup>의 이론에 바탕을 둔 해석결과는 同一系列의 실험체의 경우 벽두께의 변화에도 불구하고 同一한 극한 비틀림내력을 나타내어야 함은 당연하다.

그림 7은 이상의 결과에 대한 타당성을 실험적으로 증명하기 위해 同一系列 실험체 별로 실제 벽두께와 극한비틀림耐力과의 관계를 보인 것이다. 이 그림으로부터 벽두께가 유효벽두께를 초과하면 中空部材라 하더라도 中實斷面과 거의 동일한 극한비틀림強度를 보이고 있다. 그런데 벽두께의 변화에 의한 극한비틀림強度의 變動係數는 평균 3.2

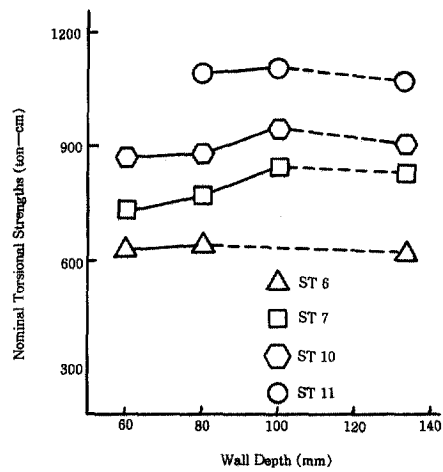


그림 7. Relationship between Wall Depth and Nominal Torsional Strength.

이므로 초과분의 벽두께가 극한시의 비틀림내력에 미치는 영향은 무시될 수 있는 정도이고, 더우기 콘크리트 압축강도의 변동계수가 1.7% 임을 감안할 때 더욱 그러하며, 따라서 Rausch, E<sup>(2)</sup> 이론에 도입된 有效壁두께의 개념은 매우 타당한 논리로 판단된다.

한편, 세계각국의 RC 示方書에서는 設計時 RC 비틀림부재의 벽두께를 각각 정의하고 있다. 韓國의 콘크리트 표준시방서<sup>(10)</sup> 및 ACI Building Code<sup>(11)</sup>에서는 벽두께의 한계를 部材短邊의  $\frac{1}{4}$ 로 정하고 있으며, CEB-FIP model code<sup>(12)</sup>에서는 軸方向鐵筋 圖心の 內接圓이 그리는 圓지름의  $\frac{1}{6}$ 로 정하고 있다.

以上の 示方書 기준값을 本 實驗에 사용된 RC 비틀림部材에 적용해 보면 韓國 콘크리트 표준시방서 및 ACI Building Code의 경우에는 10cm, CEB-FIP model code의 경우에는 5.5cm가 된다. 그런데 實驗體의 有效壁두께는 4.14cm~6.92cm의 범주에 있어 CEB-FIP model code가 제안하고 있는 벽두께의 한계는 과소평가되어 있는데, 비하여 韓國 및 ACI의 기준은 다소 過大하게 定해져 있다. 그러나 이와 같은 결론은 본 연구범위내에서 얻어진 것으로 차후 누적된 실험결과 등을 참고로 하여 조정이 요구된다.

## 4. 鐵筋比와 RC 비틀림部材의 力學特性

### 4.1 균열시 비틀림耐力

鐵筋比가 균열발생시 비틀림내력에 미치는 영향

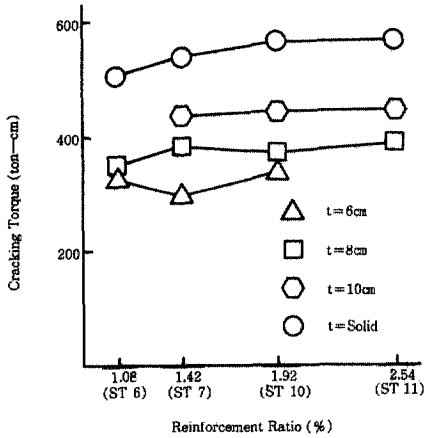


그림 8. Relationship between Reinforcement Ratio and Cracking Torque.

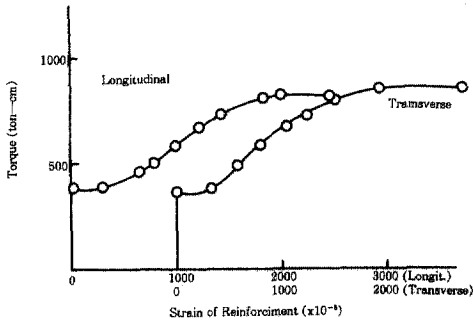


그림 9. Torque-Reinforcement Strain Curves for Specimen ST 10-8 (Hollow)

을 알기 위해 벽두께 별로 총 철근비(橫方向철근비+縱方向鐵筋比)와 균열시 비틀림強度와의 관계를 보인것이 그림 8이다. 이 그림으로부터 벽두께는 균열시 비틀림耐力에 영향을 주지만 철근비는 거의 영향을 미치고 있지 않다는 사실을 알 수 있으며, 이것은 그림 9의 비틀림모멘트와 철근 변형을 관계곡선에서 균열발생 전에는 철근의 변형율이 0에 가깝다는 사실로부터도 쉽게 입증된다.

한편 비틀림耐力에 대한 철근의 기여도 여부를 알기 위해 균열발생 전의 비틀림剛性에 관해서도 고찰해 보았지만, 모든 실험체가 同一한 剛性을 보여 균열전의 부재 강성은 철근비에 관계없이 콘크리트의 剛性에만 지배받고 있다는 사실을 보여 주었다<sup>(8)</sup>

#### 4.2 극한비틀림耐力

그림 10은 극한시 비틀림耐力에 미치는 철근비

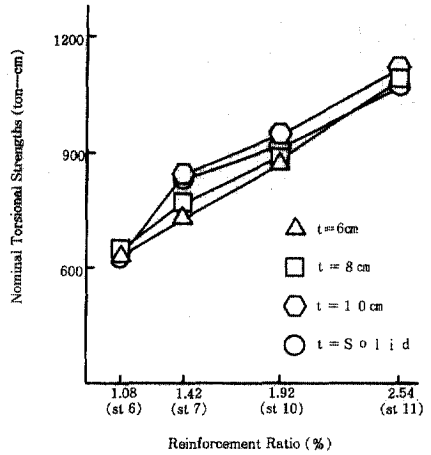


그림 10. Relationship between Reinforcement Ratio and Nominal Torsional Strengths

의 영향을 나타낸 것이다. 이 그림은 철근비가 증가하면 거기에 비례하여 극한시 비틀림耐力도 증가된다는 사실을 보여주고 있다.

그런데 이 중에서 ST 7系列(철근비  $\rho_s=1.42\%$ )의 경우 비례관계로부터 벗어나 약간 큰 값을 보이고 있는 이유로서는 ST 7系列만이 콘크리트 압축강도가 다른 系列의 실험체에 비해 평균  $45\text{ kg/cm}^2$  크다는 사실을 들 수 있으며, 따라서 모든 실험체가 동일 압축 강도하에 있다면 극한시 비틀림來歷은 철근비에 비례한다는 사실을 이 그림은 示唆하고 있다.

그러나 이와 같은 현상은 콘크리트強度에 대해 적절한 철근비, 즉 過少鐵筋으로 보강된 경우에 나타나는 결과이며, 過多鐵筋일 경우에는 콘크리트 스트러트의 압축파괴에 의해 극한시의 비틀림耐力이 지배되기 때문에 耐力증진은 둔화된다고 생각된다. 本 研究의 범주는 過少鐵筋部材를 대상으로 하고 있기 때문에 실험체 제작도 모두 低補強보가 되도록 하였으며, 載荷實驗結果<sup>(8)</sup>도 콘크리트 변형율이 0.0035에 도달하기 전에 철근이 모두 항복하였다. 따라서 그림 10의 비례관계는 自明한 결과로 생각된다.

#### 5. RC비틀림部材의 균열특성

사진 3은 비틀림실험이 완료된 후의 RC부재에 대한 균열진전 상태를 보인 것이다. 균열각은 해석 결과<sup>(1)</sup>와 동일하게 부재축과 대략  $45^\circ$ 의 경사를 이

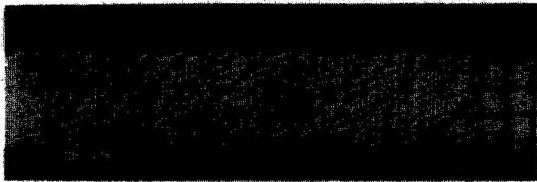


사진 3. Cracking Pattern of Reinforced Concrete Member in Pure Torsion.

表 5. Crack Characteristics of RC Torsional Members

Test Beams	Bar Number	Spacing of Reinforcement (cm)	Max. Crack Width at yield point of bar (mm)	Average Spacing of Crack (cm)
ST6-6	D10	11.4	0.57	8.4
ST6-8	D10	11.4	0.77	9.2
ST6	D10	11.4	0.77	11.8
ST7-6	D10	8.6	0.58	8.8
ST7-8	D10	8.6	0.71	10.0
ST7-10	D10	8.6	0.73	9.1
ST7	D10	8.6	0.73	8.8
ST10-6	D13	11.4	0.36	6.0
ST10-8	D13	11.4	0.48	6.9
ST10-10	D13	11.4	0.76	6.7
ST10	D13	11.4	0.89	7.3
ST11-8	D13	8.6	0.73	6.8
ST11-10	D13	8.6	0.77	6.3
ST11	D13	8.6	0.74	6.7

루면서 부재 전체에 걸쳐 고르게 분포되어 있으며, 이는 많은 연구결과<sup>(2-6)</sup>와도 일치하고 있다.

표 5는 비틀림을 받은 RC 부재에 대한 철근항복시의 균열특성에 대한 실험결과를 보인 것이다. 철근항복시의 균열폭은 벽두께 6cm 인 실험체의 경우에는 약 0.5mm 정도의 값을 보이고 있는 반면, 그 이상의 벽두께를 갖는 실험체는 약 0.8mm 정도의 값을 보이고 있다. 이것은 RC 부재의 벽두께가 유효벽두께와 거의 같아지면 균열폭은 작아지지만, 어떤 한계값을 초과하면 거의 동일한 균열폭을 갖는다는 것을 의미하며, 따라서 이는 균열간격에도 영향을 줄 것으로 생각된다.

철근항복시의 균열간격은 표 5로부터 알 수 있

는 바와 같이 ST6 系列과 ST7 系列, ST10 系列과 ST11 系列別로는 거의 동일한 값을 갖는데 비해, 이들 두 그룹 사이에는 현저한 차이를 보이고 있다. 이와 같은 사실은 일반적으로 철근비가 커지면 균열간격은 작아지나 반드시 거기에 비례하지 않으며, 철근지름의 大小에 의한 영향이 깊게 관계되고 있음을 알 수 있다. 또한 이것은 實田<sup>(13)</sup>의 실험적 연구결과와도 合致하고 있다.

RC 비틀림部材의 균열특성에 대한 이론적, 실험적 연구는 일찌기 Leonhardt, F.<sup>(14)</sup>들에 의해 수행되어 균열간격 및 균열폭 산정식을 제안하였다. 그의 式에 의하면 ST6 系列 및 ST10 系列의 균열간격은 8.1cm, ST7 系列 및 ST11 系列의 경우는 6.1cm 로 되어 前述한 본 실험결과와는 서로 상이한 값을 보이고 있다.

이와 같은 이유로서는 Leonhardt, F.<sup>(14)</sup> 들의 균열간격 산정식은 철근지름의 영향은 무시하고 오로지 철근의 간격만에 의해 균열간격을 평가하도록 하고 있기 때문이라고 생각되지만 앞으로 집적된 실험결과에 의한 다각적인 검토가 요망된다.

또한 이들이 제안한 균열폭 산정식의 경우에도 철근지름 효과의 영향을 고려해 놓고 있지 못하는 등 문제점은 안고 있지만, 균열폭에 대한 실험결과가 매우 큰 변동성(最大균열폭/平均균열폭=2.0~2.5)을 갖고 있어 여기서는 자세한 검토는 생략하기로 한다.

## 6. 結 論

순수비틀림을 받는 底補強 RC 部材의 載荷實驗으로부터 얻어진 結果를 要約하면 다음과 같다.

1) 비틀림균열내력은 壁두께의 증가에 따라 거기에 비례하여 거의 직선적으로 증가하지만, 부재 치수  $\frac{1}{3}$ 에 해당되는 부재 中心部는 균열내력을 증대시키는 데 효과가 거의 없다.

2) 壁두께가 有效壁두께를 초과하면 中空部材라 하더라도 中實部材와 거의 동일한 극한비틀림강도를 보이고 있어, Brecht, R.의 RC 비틀림部材에 대한 剪斷흐름의 정의는 매우 타당하다고 생각된다.

3) 균열발생 전에는 철근의 변형율이 거의 발생하지 않기 때문에 콘크리트가 作用荷重을 전담하나, 균열발생 후에는 그 하중의 대부분을 철근이 전담하게 된다. 따라서 철근비의 증가는 균열시의



비틀림耐力는 증가시키지 못하지만, 극한시 비틀림耐力은 비례적으로 증가시키고 있음을 보였다.

4) RC 비틀림部材를 中空으로 할 경우 壁두께의 한계규정은 韓國 및 ACI 示方書에서는 다소 過大하게 定해져 있는 반면, CEB-FIP model code에서는 다소 過少평가되어 있음을 보이고 있다.

5) RC 비틀림부재의 균열간격은 철근비 만에 의해 좌우되는 것은 아니며, 鐵筋徑도 매우 관련성이 깊은 것으로 생각된다. 따라서 Leonhardt, F.가 제시하고 있는 균열간격 산정식은 철근지름이 서로 다른 부재에는 그 적용에 무리가 있다.

### 감사의 글

本 실험을 수행하는 데 있어서 불철주야 同居同樂을 함케한 韓國鐵道技術協會 金善日君(當時 碩士過程), 獨逸베르린 大學에 留學中인 朴善圭君(當時 碩士課程)에게 감사의 뜻을 전합니다.

또한 不知不識中 여러모로 성원해준 本 研究室 學生 여러분에게도 고마운 뜻을 표합니다.

### 記 號

- $\theta$  : 단위길이당 비틀림角
- $W$  : 균열폭
- $S$  : Slip 量
- $d_l$  : 가로방향 균열폭
- $d_h$  : 세로방향 균열폭
- $C_0$  : Contact Micron Strain Gauge 의 최초의 읽음
- $C_1$  : Contact Micron Strain Gauge 의 하중단계별 읽음
- $B_0$  : 基準棒의 최초의 읽음
- $B_1$  : 하중단계별 기준봉의 읽음
- $T$  : 비틀림모멘트
- $P$  : 加力荷重
- $L_a$  : 모멘트 팔길이
- $T_{dead}$  : 死荷重에 의한 비틀림모멘트

### 參 考 文 獻

1. 申鉉默, 金銀謙, 金善日, “純粹 비틀림을 받는 鐵筋콘크리트 部材의 耐力,” 大韓土木學會論文集, 第8卷 第2號, 1988年 6月, pp. 125~133.

2. Rausch, E., “Design of Reinforced Concrete in Torsion”, (Berechnung des Eisenbetons gegen Verdrehung). Ph. D. thesis.
3. Andersen, P., “Experiments with concrete in Torsion,” *Transactions, ASCE*, Vol. 100, 1935, pp. 949~83.
4. Cowan, H. J., “Elastic Theory for Torsional Strength of Rectangular Reinforced Concrete Beams,” *Magazine of Concrete Research*, Vol. 2, No. 4, July, 1950, pp. 3~8
5. Hsu, T. T. C., “Torsion of Structural Concrete-Behavior of Reinforced Concrete Rectangular Members,” *Torsion of Structural Concrete*, SP-18, ACI, Detroit, 1968, pp. 261~306.
6. Hsu, T. T. C. and Mo, Y. L., “Softening of Concrete in Torsional Members,” *Research Report* No. ST-TH 001-83, Department of Civil Engineering, University of Houston, March 1983.
7. Collins, M. P. and Mitchell, D., “Shear and Torsion Design of Prestressed and Non-Prestressed Concrete Beams,” *PCI*, Vol. 25, No. 5, sept./oct. 1980, pp. 32~100.
8. 金銀謙, “純粹비틀림을 받는 鐵筋콘크리트 部材의 耐力 및 變形特性,” 成均館大學校 大學院 博士學位論文, 1988.
9. Nagataki, S. and Okamoto, T., “Strength and Deformations of Reinforced Concrete Members subjected to Bending, Shear and Torsion,”
10. 建設部, “콘크리트標準示方書,” 1982年.
11. ACI 318-71 : “Building Code Requirements for Reinforced Concrete,” ACI Detroit, 1971.
12. CEB-FIP, “Model Code for Concrete Structures,” CEB-FIP International Recommendations, third edition (CEB), 1978
13. 室田征紀, “비틀림을 받는 철근콘크리트 부재의 균열에 관한 연구,” 東京工業大學 卒業論文, 1985年 3月
14. Leonhardt, F. and Schelling, G., “Torsionsversuche an Stahlbetonbalken,” *Dafstb*, H. 239, Berlin, W. Ernst u. Sohn, 1974.

(接受 : 1988. 8. 22)