

휨항복 후 전단 파괴하는 철근콘크리트 보의 전단 성능 저하

Shear Deterioration of RC Beams after Flexural Yielding

이 정 윤*
Lee, Jung-Yoon

ABSTRACT

While a great progress has been achieved in predicting the ultimate shear strength in the RC members, it is a fact that a method in order to estimate the ductility of RC members still has to be looked for. This study theoretically predict the ductility of RC beams which fail in shear after flexural yielding by considering the deterioration of concrete strength in plastic hinge region.

1. 서론

철근콘크리트 부재의 전단에 대한 연구의 대부분은 전단 강도 예측에 중점을 두고 있고, 전단 변형률, 전단 파괴 모드, 전단 균열의 폭, 파괴에 도달하기까지의 전단보강근의 응력, 콘크리트 유효 압축 강도의 변화 등의 정보를 제공하지 못하고 있다. 그러나, 지진력을 받는 구조물의 변형률 예측 및 파괴에 도달하기까지의 부재거동의 예측은 철근콘크리트 건물의 구조설계에 있어 매우 중요하다. 주인장근의 항복 후 휨파괴 하는 철근콘크리트 부재의 변형률 예측에 대한 연구에는 많은 진전이 있었다. 그러나, 휨모멘트의 영향에 비하여 전단력의 영향이 큰 단주(短柱) 및 단 스패ن 보의 전단 변형률 예측에 대한 연구는 아직 실험 및 이론적으로 만족할만한 성과를 얻지 못하고 있다.

본 연구는 휨항복 후 전단 파괴하는 철근콘크리트 보의 전단 성능 저하를 예측함을 목적으로 한다. 휨항복 후 철근콘크리트 보에는 소성 힌지 영역이 형성되며 축방향 변형률이 급격히 증가한다. 축방향 변형률이 급격히 증가함에 따라 콘크리트 연화 효과(softening effect of concrete)가 증가하며, 철근콘크리트 보의 잠재 전단 강도는 감소한다. 제안된 전단 성능 저하 예측법은, 이와 같은 휨항복 후 전단 파괴하는 철근콘크리트 보의 전단 파괴 특성을 고려한 트러스 모델에 기본을 두고 있다.

2. 휨항복 후 전단 파괴하는 철근콘크리트 보의 잠재 전단 강도 저하

휨항복 후 전단파괴 하는 철근콘크리트 보의 주인장근의 항복 후 단면 중립축 춤의 감소, 잔류 변형률의 증대로 인하여 부재축 방향 변형률 ϵ_x 이 급격히 증가한다. 그림1의 부재축 방향 변형률 ϵ_x 와 연성률 μ 의 관계는 실험 결과¹⁾에 근거를 두고 있다. 그림1에서 ϵ_x 은 휨항복 후 급격히 증가함을 알 수 있다. 한편, 부재축 방향 변형률 ϵ_x 가 증가하면 소성힌지 영역에서 형성되는 사인장 균열폭이 증

* 정회원, 성균관대학교 건축공학과 전임강사

가하며, 콘크리트의 주인장 변형률 ϵ_1 (사인장 균열과 직각 되는 방향의 변형률)도 급격히 증가한다. Collins 등²⁾, Hsu 등³⁾은 철근콘크리트 패널의 실험에 의하여 콘크리트의 주인장 변형률 ϵ_1 이 증가하면 콘크리트 유효 압축 강도 νf_c 가 감소함을 검증하였다. 여기서 콘크리트 유효 압축 강도 νf_c 란 균열이 발생한 콘크리트의 압축강도를 말하며, νf_c 는 콘크리트의 주인장 변형률과 밀접한 관계가 있어, 그림2에서 보여지는 것과 같이 νf_c 값은 ϵ_1 값이 증가하면 감소한다. 따라서, 휨항복 후 전단파괴 하는 철근콘크리트 보, 주인장균의 항복 후, 부재축 방향 변형률 ϵ_x 이 증가하면, 콘크리트의 주인장 변형률 ϵ_1 이 증가하며, 콘크리트 유효 압축 강도 νf_c 는 감소한다. 결과적으로, 그림3에서 보여지는 것과 같이, 연성률 μ 의 증가에 의해 νf_c 가 감소하며, νf_c 의 감소에 의하여 잠재 전단내력 V_u 가 감소하게 된다.

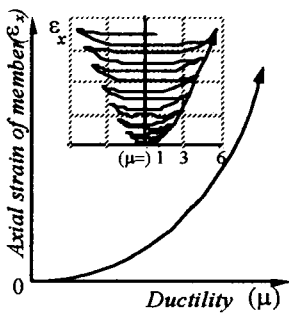


그림 1. 부재축 방향 변형률-연성률 관계

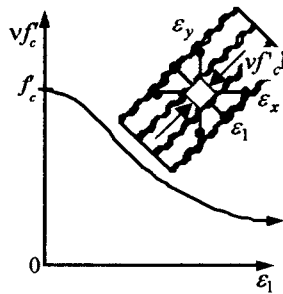


그림 2. 콘크리트 유효 압축 강도-콘크리트의 주인장 변형률 관계

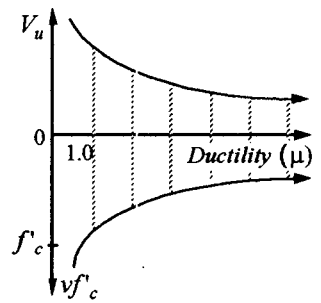


그림 3. 연성률의 증가에 따른 잠재 전단 강도-콘크리트 유효 압축 강도 관계

3. 해석 방법

근년, 힘의 평형조건과 변형률의 적합조건(變形率 適合條件)을 이용한 수정 압축장 이론(MCFT, Modified Compression Field Theory)^{2),4)}과 회전각 연화 트러스 이론(RA-STM, Rotating Angle Softened Truss Model)⁵⁾이 발표되었다. 두 이론은 사인장균열 각도 α 와 콘크리트의 주압축응력의 각도 θ 는 동일하다는 가정 하에, θ 를 구하기 위하여 힘의 평형조건 뿐만 아니라, 변형률의 적합조건을 이용하여, 전단강도와 부재의 변형을 예측한다. 그러나, 두 이론은 순수 전단을 받는 철근콘크리트 막 요소(membrane element)에 대한 이론으로, 휨모멘트의 영향이 고려되어 있지 않다. 따라서, MCFT 또는 RA-STM을 이용하여 휨항복 후 전단 파괴하는 철근콘크리트 보의 파괴 거동을 예측할 수 없다. 본 연구에서는 우선 휨모멘트와 전단력을 받는 철근콘크리트 보의 실제 부재축 방향 변형률 ϵ_x 값을 구한다. 그 후 구해진 ϵ_x 값을 MCFT 또는 RA-STM에 대입하여 ϵ_x 값을 고정한 후, 그 부재의 잠재 전단 강도를 구한다. 주어진 ϵ_x 값이 증가함에 따라 콘크리트의 주인장 변형률 ϵ_1 이 증가하며, 콘크리트 유효 압축 강도 νf_c 는 감소한다. 결과적으로, 잠재 전단 강도 V_u 는 감소하며 해석에서는 구해진 잠재 전단 강도 V_u 가 휨항복 시의 전단력 V_f 에 도달할 때의 부재 변형 능력을 그 부재의 최대 연성 능력으로 간주한다.

그림4는 휨항복 후 전단 파괴하는 철근콘크리트 보의 연성능력 예측을 위한 해석 흐름도를 나타낸다. 해석에서는 먼저 부재 회전각이 주어지며(Step1), Step2에서 부재축 방향 변형률 ϵ_x 를 부재회전각

에서 구한다 (부재 회전각과 부재축 방향 변형률과의 관계에 대해서는 4장에서 보다 상세하게 설명될 것이다). 부재축 방향 변형률 ϵ_x 이 구해진 후, ϵ_x 값을 고정한 후, 전단보강근의 변형률 ϵ_y 를 증가시켜(Step3) 부재의 전단력을 응력의 평형조건, 변형률의 적합조건 및 재료의 구성법칙을 이용한 MCFT 또는 RA-STM에서 구한다 (Step4). 구해진 전단력이 최대가 될 때(Step5)를 그 부재의 잠재 전단 강도 V_u 로 간주하고, V_u 가 휨항복 시의 전단력 V_f 에 도달할 때의 부재 변형 능력을 그 부재의 최대 연성 능력으로 간주한다(Step6 과 Step7).

그림5는 RA-STM에 의해 구해진 전단력과 전단 변형률 관계를 나타낸다. 그림의 점선은 ϵ_x 값을 고정한 후, 전단보강근의 변형률 ϵ_y 를 증가시켜 전단 강도에 도달하기까지를 나타내며(Step3, 4, 5), 실선은 ϵ_x 값의 증가에 의해 변화하는 잠재 전단 강도 V_u 를 나타낸다. 주어진 ϵ_x 값이 증가함에 따라 콘크리트의 주인장 변형률 ϵ_1 이 증가하며, 콘크리트 유효 압축 강도 νf_c 는 감소하여, 잠재 전단 강도 V_u 는 감소한다. 해석에서는 그림6에서 보여지는 것과 같이 구해진 잠재 전단 강도 V_u 가 휨항복 시의 전단력 V_f 에 도달할 때의 부재 변형 능력을 그 부재의 최대 연성 능력으로 간주하였다.

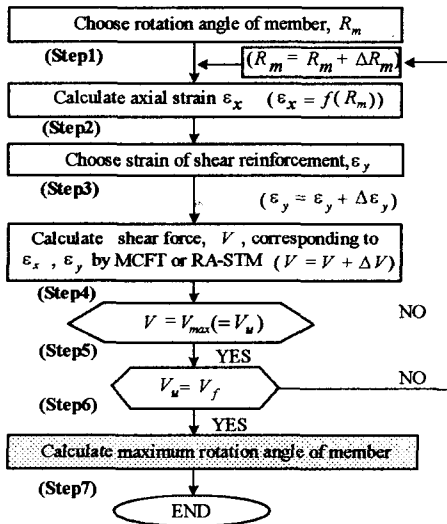


그림 4. 해석 흐름도

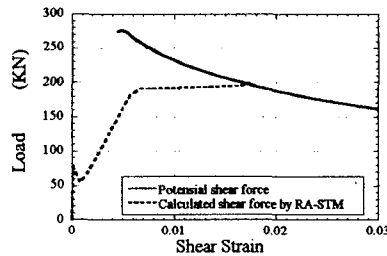


그림 5. RA-STM에서 구해진 전단력과 잠재 전단력

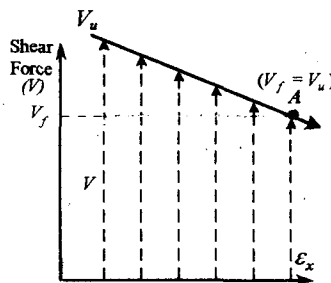


그림 6. 최대 연성 능력에 대한 개념도

4. 부재축 방향 변형률과 부재 회전각과의 관계

4.1 부재축 방향 변형률 모델

휨항복 후 전단파괴 하는 철근콘크리트 보는, 주인장근의 항복 후, 단면 중립축 축의 감소, 잔류 변형률의 증대로 부재축 방향 변형률 ϵ_x 가 급격히 증가한다. 그림7은 휨항복 후 전단파괴 하는 철근콘크리트 보의 부재축 방향 변형률 ϵ_x 와 부재 회전각 관계 R_m 를 나타낸다. 그림에서 ϵ_x 는 휨항복 후 급격히 증가하며, 휨항복 이전의 ϵ_x 의 증가율과 제하(除荷)시의 ϵ_x 의 감소율은 거의 동일함을 알 수 있다. 또한, 제하(除荷) 후, 사인장 균열의 폭이 닫혀지는 미끌림 구간(slip region)에서는 ϵ_x 는 일정하며, R_m 이 증가함에 따라 미끌림 구간도 증가한다. 동일한 R_m 에서 반복하중을 받을 경우, ϵ_x

는 반복하중의 수에 반비례하여 증가하지만, 증가율은 그다지 크지 않다. 해석에서는 이러한 실험결과에 근거하여 그림8과 같은 부재축 방향 변형률 ϵ_x 와 부재 회전각 R_m 관계를 제안하였다. 그림8은 다음의 4가지 경로로 구성되었다.

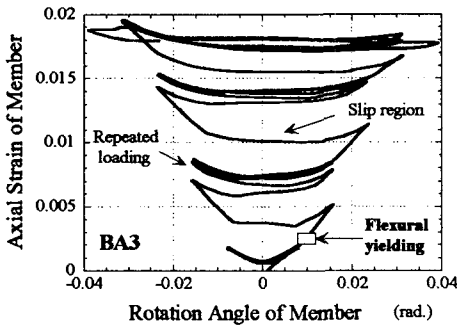


그림 7. BA3의 부재축 방향 변형률-부재 회전각

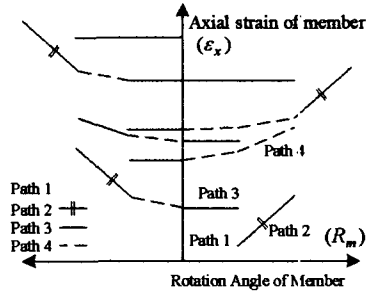


그림 8. 제안된 부재축 방향 변형률-부재 회전각 모델

경로1 : 휨항복 이전, 재하(除荷)시 - ϵ_x 의 증감(增減)률은 동일.

경로2 : 휨항복 이후 ϵ_x 은 급격히 증가.

경로3 : 사인장 균열의 폭이 닫혀지는 미끌림 구간, ϵ_x 는 변화하지 않음

경로4 : 동일한 R_m 에서 반복하중을 받을 경우 - ϵ_x 는 반복하중의 수에 반비례하여 증가.

4.2 각 경로의 누적 부재축 방향 변형률

4.2.1 경로1의 누적 부재축 방향 변형률

단면 중심에서의 부재축 방향 신장 e 는 힌지 회전각 R_h , 주압축근의 축소 e_c 와의 관계로부터 식(1)에서 구할 수 있다.

$$e = e_c + (R_h \cdot z) / 2 \quad (1)$$

여기서, z 는 상하(上下)철근 중심간 거리

따라서, 휨항복 이전의 경로1에서의 부재축 방향 변형률 ϵ_{x1e} 는 $R_h = R_m$ (부재 회전각)의 가정 및 $\epsilon_x = e / l_h$ 의 관계로부터 식(2)에서 구할 수 있다.

$$\epsilon_{x1e} = e_c / l_h + (R_m \cdot z) / (2 l_h) \quad (2)$$

식(2)의 l_h 는 소성 힌지 영역 거리이며, Yosioka등에 의해 제안된 식(3)⁵⁾을 사용한다.

$$l_h = 0.5(M / (V \cdot D)) \cdot d \quad (0.75d \leq l_h \leq d) \quad (3)$$

여기서, $M / (V \cdot D)$ 는 전단스팬비, d 는 단면 유효춤이다.

한편 휨항복 이후, 경로1의 재하(除荷)시의 부재축 방향 변형률 ϵ_{x1f} 은, 휨항복시의 부재축 방향 변형률 ($e_{cy} / l_h + (R_{em} \cdot z) / (2 l_h)$)과 재하(除荷)수 F 로부터 식(4)에서 구할 수 있다.

$$\epsilon_{x1f} = -F (e_{cy} / l_h + (R_{em} \cdot z) / (2 l_h)) \quad (4)$$

여기서, e_{cy} 는 휨항복시의 주압축근의 축소, R_{em} 은 휨항복시의 부재 회전각이다.

4.2.2 경로2의 누적 부재축 방향 변형률

휨항복 후 주인장근의 신장에 비해 주압축근의 축소 e_c 는 매우 작다. 따라서, 경로2의 부재축 방향 변형률 ϵ_{x2} 는, e_c 를 무시한 식(5)에서 구할 수 있다.

$$\epsilon_{x2} = ((R_{mp} + R_{mn}) \cdot z) / (2 l_h) \quad (5)$$

여기서, R_{mp} 과 R_{mn} 은 양과 음방향의 소성 부재 회전각.

4.2.3 경로3의 누적 부재축 방향 변형률

사인장 균열의 폭이 닫혀지는 미끄럼 구간(slip region)에서는 ϵ_x 는 변화하지 않는다.

$$\epsilon_{x3} = 0 \quad (6)$$

4.2.4 경로4의 누적 부재축 방향 변형률

동일한 R_m 에서 반복하중을 받을 경우, 경로4에서의 부재축 방향 변형률 ϵ_x 는 반복하중의 수에 반비례하여 증가한다. 따라서 ϵ_{xi} 는 실험결과로¹⁾부터 식(7)에서 구할 수 있다.

$$\epsilon_{xi} = \sum_{i=1}^m \sum_{j=1}^n \left(\frac{R_{mi} \cdot z}{2 \cdot l_h} \right)^{0.85} \frac{1}{4 \cdot N_j} \quad (1 \leq N_j \leq 5) \quad (7)$$

식(7)의 R_{mi} 은 분해된 i 번째의 부재 회전각이며, N_j 은 분해된 i 번째의 부재 회전각의 j 번째의 반복하중의 수이다. 반복하중의 수 N_j 가 증가하면 ϵ_{xi} 의 증가율은 낮아지며 $N_j > 5$ 이상이면 ϵ_{xi} 는 증감(增減)하지 않아 부재는 미끄럼 구간(slip region)으로 변한다.

4.3 부재축 방향 변형률의 약산식

4.2절에서는 각 경로에 대한 부재축 방향 변형률이 제안되었다. 그러나 4.2절의 모든 식을 이용하여 부재축 방향 변형률을 구하는 것은 매우 복잡하므로 본 연구에서는 다음과 같은 약산식을 제안한다. 약산식은 경로4의 ϵ_{xi} 의 증가와 경로1의 제하(除荷)에 의한 ϵ_{xi} 의 감소율이 동일하다고 가정하여, 경로2의 식(4)를 근거로 한 식(8)을 제안한다.

$$\epsilon_x = \frac{(R_{mp} + R_{mn}) \cdot z}{2 l_h} \quad (8)$$

여기서, R_{mp} 와 R_{mn} 은 양과 음방향의 부재 회전각이다.

5. 실험에 의한 검증

제안된 해석법에 대한 검증은 Muguruma 등의 실험¹⁾을 통해 이루어졌다. 시험체는 총 12개이며 주요 변수는 콘크리트의 압축강도(29.3, 43.4 MPa)와 전단보강근의 양이다. 본 논문에서는 대표적으로 콘크리트의 압축강도와 전단보강근의 양이 다른 시험체 BA4, BA6, BA7, BA12에 대해 기술하고자 한다. 시험체 BA4, BA6, BA7, BA12의 특성은 표 1에 보여지고 있다.

그림 9는 실험과 해석에서 구해진 하중과 부재 회전각의 관계를 비교하고 있다. 그림 9에서 해석에서 예측된 부재 변형 능력은 29.3 MPa의 보통강도 콘크리트를 사용한 BA4과 BA6의 부재 변형 능력을 다소 과소 평가하고 있음을 알 수 있다. 43.4 MPa의 고강도 콘크리트를 사용한 BA7과 BA10의 변형 능력에 대해서는 해석결과와 실험결과가 거의 일치한다.

표 1 시험체 특성

Specimen	f'_c (MPa)	f_{wy} (MPa)	ρ_w	f_{ty} (MPa)	ρ_t
BA4	29.3	692	0.008	400	0.145
BA6	29.3	876	0.004	400	0.145
BA7	43.4	582	0.002	400	0.145
BA10	43.4	692	0.006	400	0.145

f'_c : 콘크리트 압축강도, f_{wy} : 전단보강근 항복응력, ρ_w : 전단보강근비, f_{ty} : 주인장근 항복응력, ρ_t : 주인장근비

그림10은 실험과 해석에서 구해진 부재축 방향 변형률과 부재 회전각의 관계를 비교하고 있다. 그림 10의 점선은 4.2에서 제안된 식(1)에서 (7)에 의해 계산된 결과이며, 굵은 실선은 4.3에서 제안된 약산식(8)에 의해 계산된 결과이다. 그림10에서 약산식과 정산식에 의해 계산된 부재축 방향 변형률에는 큰 차이가 없음을 알 수 있다. 또한, 해석에서 예측된 부재축 방향 변형률은 29.3MPa의 보통강도 콘크리트를 사용한 BA4과 BA6 및 43.4MPa의 고강도 콘크리트를 사용한 BA7과 BA10의 부재축 방향 변형률을 잘 예측하고 있음을 알 수 있다.

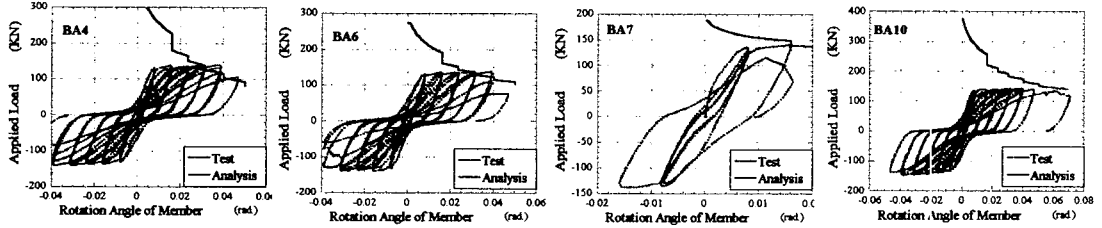


그림9 부재 변형 능력 예측

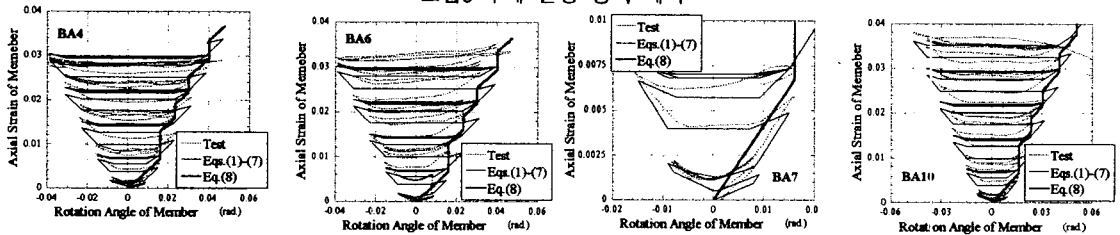


그림10 부재축 방향 변형률 예측

6. 결론

본 연구는 휨항복 후 전단 파괴하는 철근콘크리트 보의 전단 성능 저하를 휨항복 후 전단 파괴하는 철근콘크리트 보의 전단 파괴 특성을 고려한 트러스 모델을 이용하여 예측하였다

- 1) 휨항복 후 철근콘크리트 보에는 소성 힌지 영역이 형성되며 축방향 변형률이 급격히 증가한다. 축방향 변형률이 급격히 증가함에 따라 콘크리트 연화 효과(softening effect of concrete)가 증가하며, 철근콘크리트 보의 잠재 전단 강도는 감소한다. 제안된 전단 성능 저하 예측법은, 이와 같은 휨항복 후 전단 파괴하는 철근콘크리트 보의 전단 파괴 특성을 고려한 트러스 모델에 기본을 두고 있다.
- 2) 해석에서 예측된 부재 변형 능력은 보통강도 콘크리트를 사용한 BA4과 BA6의 부재 변형 능력을 다소 과소 평가하지만 고강도 콘크리트를 사용한 BA7과 BA10의 변형능력을 잘 예측하였다.
- 3) 부재축 방향 변형률에 대해 제안된 약산식은 정산식의 결과와 큰 차이가 없었고, 실제의 부재축 방향 변형률을 잘 예측하였다.

참고문헌

- 1) Muguruma, H., Watanabe, F., et al, "Study on Shear Design of RC Beams subjected to Combined Bending and Shear, Part1 and Part2," Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, AIJ, 1988, pp. 183-186.
- 2) Collins M.P. and Vecchio F., "The Response of Reinforced Concrete to In-Plane Shear and Normal Stresses," 82-03, Department of Civil Engineering, University of Toronto, Canada, 1982.
- 3) Belarbi, A. and Hsu, T.T.C., "Constitutive Laws of Softened Concrete in Biaxial Tension-compression," ACI Structural Journal, V. 92, No. 5, 1995, pp. 562-573.
- 4) Vecchio F. and Collins M.P., "The Modified Compression-Field Theory for Reinforced Concrete Elements Subjected to Shear," ACI Structural Journal, V. 83, No. 2, pp.219-231, Mar.-Apr. 1986.
- 5) Yoshioka, K., Okada, T., and Takeda, T., "Study on Improvement of Earthquake Resistant Behaviors of Reinforced Concrete column," Journal of Structural Construction Engineering, AIJ, No.282, 1979, pp.37-45.