

부착파괴를 고려한 Headed Reinforcement의 파괴메카니즘

Failure Mechanism of Headed Reinforcement including Bond Failure

박종욱* 홍성걸**
Park, Jong Wook Hong, Sung Gul

ABSTRACT

Previous researches about headed reinforcement have not been concerned about bond failure which is quite important in some cases. In this paper, failure mechanism including bond failure was presented in order to define the contribution of bond stress at the time failure occurs. Examined with design codes and test results, it is proved to be rational to consider the contribution of bond stress in determining the ultimate pull-out capacity of headed reinforcement. Direct adaptation of design code for anchor bolt without modification for the contribution of bond stress will lead to underestimate the capacity of headed reinforcement.

1. 서론

현재까지의 연구는 주로 headed reinforcement가 아닌 앵커볼트에 대해서 이루어졌다. 두 가지의 가장 큰 차이점은 앵커볼트와는 달리 headed reinforcement는 철근 표면의 리브(rib)에 의한 부착응력이 존재한다는 점이다. ACI349, CCD, ACI318-02에서는 철근의 리브를 통한 부착응력의 전달을 고려하고 있지 않으며, 따라서 headed reinforcement를 위의 기준에 대해 설계했을 경우 실제 headed reinforcement의 강도는 저평가될 가능성이 있다. 이런 점은 DeVries의 실험을 통해 일부 확인할 수 있으며, 부착응력을 고려할 경우 강도는 대략 25% 정도 증가되었다⁽⁴⁾. 부착응력에 의해 강도가 증가되는 정도는 문힘길이가 증가될수록 커질 것으로 생각되며, 기존의 headed reinforcement에 대한 실험에서는 주도 문힘길이가 30cm를 넘지 않는 범위내에서 이루어졌으므로 이러한 현상을 간과되었을 것으로 생각된다. 이 논문에서는 부착응력을 고려한 파괴메카니즘을 제안하여 부착에 의한 응력전달을 이론적으로 고찰하고자 한다.

2. 부착응력에 의한 파괴메카니즘

2.1 국부 파괴메카니즘

* 정회원, 서울대학교 건축학과 석사과정

** 정회원, 서울대학교 건축학과 조교수

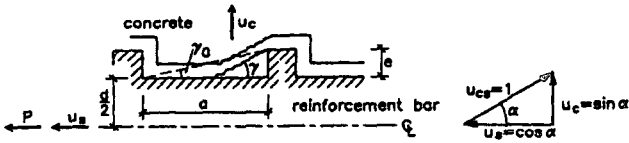


그림 3 부착에 의한 국부 파괴메카니즘

For $\gamma = \alpha - \varphi \geq \gamma_0$:
$$L = \frac{\pi}{2} f_c (d + e) \frac{el (1 - \sin \varphi)}{a \sin(\alpha - \varphi)}$$

For $\gamma = \alpha - \varphi \leq \gamma_0$:
$$L = \frac{\pi}{2} f_c [d + 2e - a \tan(\alpha - \varphi)] l \frac{(1 - \sin \varphi)}{\cos(\alpha - \varphi)} \quad (1)$$

2.2 splitting 파괴메카니즘

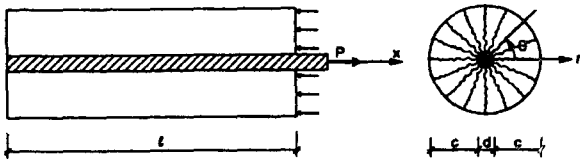


그림 4 부착에 의한 splitting 파괴메카니즘

$$S = l f_t \int_0^{2\pi} \int_{d/2}^{c+d/2} \frac{\sin \alpha}{r} r d\theta dr = l f_t \sin \alpha \cdot c \cdot 2\pi \quad (2)$$

따라서, 부착응력에 의한 소산에너지의 합은 다음과 같다.

$$\therefore D = L + S \quad (3)$$

부착응력에 의한 파괴메카니즘에서 주목할 만한 세 가지 파괴모드가 있다.

$$\text{Failure mode 1: } \alpha = 45^\circ + \frac{1}{2} \phi, \quad \gamma = 45^\circ - \frac{1}{2} \phi \quad (4)$$

$$\text{Failure mode 2: } \alpha = \phi, \quad \gamma = 0$$

$$\text{Failure mode 1a: } \alpha = 54.46^\circ, \quad \gamma = 17.6^\circ$$

세 번째 모드는 처음 두 모드의 평균치로서 실용적으로 쓰이는 값이며, 이 중에서 두 번째와 세 번째 상태에 따라 주로 부착강도가 결정된다⁽²⁾.

3. 파괴메카니즘 구성

파괴면① : 뚫림전단에 의한 소산에너지

수식을 간략화하기 위해 파괴면의 각도를 일정하게 가정할 경우 정해보다 큰 값을 얻게 된다. 그런데 전체 소산에너지 중 뚫림전단에 의한 소산에너지가 가장 큰 값을 차지하므로, 각도를 일정하게 가정함으로써 발생하는 오차는 전체 결과에 매우 큰 영향을 미친다. 따라서 정해를 구하고, 이와 동일한 소산에너지를 발생시키는 각도를 구하여 식에 대입하도록 한다⁽³⁾.

$$\gamma = -\frac{1.36}{h_c/d_b} + 0.38 \geq 0.1 \quad (5 \leq h_c/d_b \leq 30) \quad (5)$$

그림1.은 철근과 콘크리트가 부착된 부분의 단면을 나타낸 것이다. 철근에 하중이 가해지면 철근의 rib와 콘크리트 사이에서 국부적으로 파괴가 발생하고, 이때 발생하는 소산에너지는 다음과 같다.

$$D_1 = \pi \left\{ h_e \tan \gamma + \frac{d_h}{2} \right\}^2 - \left(\frac{d_h}{2} \right)^2 \frac{1}{\sin \gamma} \cdot \frac{1}{2} f_c \frac{u_1}{\cos \delta} (l - m \sin(\gamma - \delta))$$

$$= \frac{\pi h f_c}{2} \cdot \left(\frac{h_e \sin \gamma + d_h \cos \gamma}{\cos^2 \gamma} \right) \cdot \frac{u_1}{\cos \delta} \cdot (l - m \sin(\gamma - \delta)) \quad (6)$$

파괴면② : 부착응력의 국부파괴로 인한 소산에너지

대부분의 headed reinforcement는 $d/c > 2$ 이므로 Failure mode 2에 의해 부착강도가 결정된다. rib의 폭 e 는 Danish Kam Steel 25mm의 경우를 일괄적으로 적용해서 $e=1.6\text{mm}$ 를 사용하도록 한다⁽²⁾.

$$D_2 = \pi (2e + d_b) l_e \cdot \frac{f_c}{2} (1 - \sin \phi) \cdot u_2 \tan \alpha \quad (7)$$

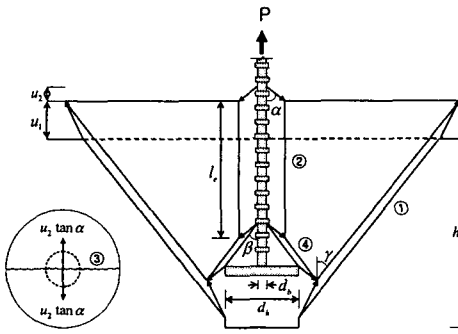


그림 5 부착을 고려한 파괴메카니즘

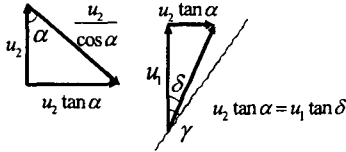


그림 6 변위 벡터

$$c = \frac{d_h + 2h_e \tan \gamma}{2} - d_b, D_3 = 2\pi l_e f_j \cdot u_2 \tan \alpha \cdot c \quad (8)$$

파괴면④ : head의 지압응력에 의한 소산에너지

부착응력에 의한 소산에너지와 유사한 방법을 사용해서 다음과 같이 구할 수 있다.

$$D_4 = \frac{\pi}{4} (d_h^2 - d_b^2) \frac{1}{\sin \beta} \cdot \left\{ \frac{f_c}{2} (1 - \sin(\alpha - \beta)) + f_t \frac{\sin(\alpha - \beta) - \sin \phi}{1 - \sin \phi} \right\} \cdot \frac{u_2}{\cos \alpha} \quad (9)$$

따라서, 극한하중 P 는 다음과 같이 표현된다.

$$W_e = W_i$$

$$P(u_1 + u_2) = D_1 + D_2 + D_3 + D_4$$

$$\therefore P = \frac{1}{u_1 + u_2} (D_1 + D_2 + D_3 + D_4)$$

$$\text{단, } \begin{aligned} l &= 1 - 2 \frac{f_t}{f_c} \frac{\sin \phi}{1 - \sin \phi} \\ m &= 1 - 2 \frac{f_t}{f_c} \frac{1}{1 - \sin \phi} \end{aligned} \quad (10)$$

4. 해석 및 결과 분석

위에서 구한 P는 자유변수 α, β, δ 에 대해, $\frac{\partial P}{\partial \alpha} = 0, \frac{\partial P}{\partial \beta} = 0, \frac{\partial P}{\partial \delta} = 0$ 을 만족해야 한다.

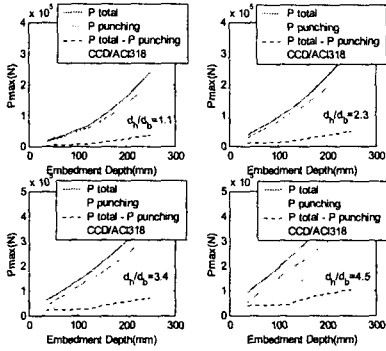


그림 7 문힘길이와 하중과의 관계

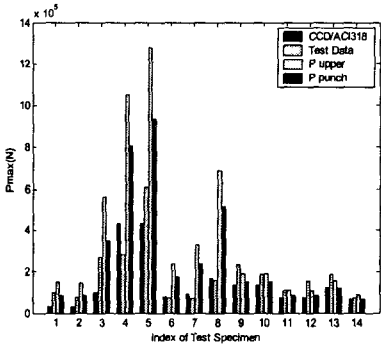


그림 8 실험결과와 비교

5. 결론

이번 연구를 통하여 headed reinforcement의 인발강도 산정시 head에 의한 강도 이외에 부착에 의해 증가되는 강도를 이론적으로 산정하였다. 기존의 앵커볼트에 대한 설계기준은 부착을 고려하고 있지 않기 때문에 headed reinforcement에 대해 적용할 경우, 부착에 의한 기여도만큼 강도를 저평가하게 되므로 이에 대한 보정이 필요할 것으로 생각된다. 더욱 정확한 해를 위하여 부착을 적절하게 반영할 수 있는 모델과 다양한 메카니즘에 대한 연구가 이루어져야 할 것이다.

참고문헌

1. ACI 318-02 Building Code Requirements for Structural Concrete and Commentary Appendix D "Anchor to Concrete," 2002, pp.399~426.
2. M.P.Nielsen, "Limit Analysis and Concrete Plasticity," 2nd ed., CRC Press, 1998.
3. 권순영, "기둥부 헤드철근 인발강도 산정을 위한 한계이론 해석 모델", 공학석사 학위논문, 서울대학교 대학원 건축학과, 2003년 2월.
4. Richard Alan DeVries, "Anchorage of Headed Reinforcement in Concrete," ph.D dissertation, University of Texas at Austin, December 1996.

iteration을 반복한 결과 대략적으로 $\beta = 15^\circ, \alpha \approx \beta, \delta \approx \gamma$ 근처에서 가장 작은 값을 갖는 것을 알 수 있었다.

그림5.은 문힘길이와 강도와 의 관계를 나타내었다. 문힘길이가 증가함에 따라 강도가 증가되는 현상은 동일하지만, 철근의 지름에 대한 head의 지름의 비(d_h/d_b)를 증가시키면, 부착에 의해 강도가 증가되는 비율이 점차 커지는 것을 알 수 있다. 또한 CCD/ACI318 기준에 의한 곡선은 head의 상대적 크기가 증가함에 따라 점차 아래로 처지게 되며, 이는 이러한 기준이 상대적으로 작은 head가 달린 앵커볼트를 대상으로 한 것이므로, head면적이 커질수록 정확한 강도를 예측하기 힘들기 때문인 것으로 생각된다.

마지막으로 DeVries가 수행한 headed reinforcement의 인발실험 결과와 메카니즘을 통해 산정한 강도, 기존의 기준을 통해 산정한 강도를 서로 비교하였다.

그림6.을 보면, 메카니즘을 통해 산정한 강도가 (9~12)시험체에 대해서는 비교적 잘 맞으나 (3~8)시험체에서는 큰 오차를 보이고 있음을 알 수 있다. 이들 시험체의 공통점은 문힘길이와 콘크리트의 수평면적이 동시에 크다는 점으로서, 콘 형상의 파괴가 발생할 때 콘크리트의 균열에 대한 가정이 적절하지 않아서 오차가 크게 발생한 것으로 생각된다.