



## 철근콘크리트 교각의 소요연성도에 따른 심부구속철근량 산정식 수정

이재훈<sup>1)</sup> · 손혁수<sup>2)\*</sup>

<sup>1)</sup>영남대학교 건설시스템공학과 <sup>2)</sup>(주)서영엔지니어링 구조설계실

### Modified Equation for Ductility Demand Based Confining Reinforcement Amount of RC Bridge Columns

Jae-Hoon Lee<sup>1)</sup> and Hyeok-Soo Son<sup>2)\*</sup>

<sup>1)</sup>Dept. of Civil Engineering, Yeungnam University, Gyeongsan 712-749, Korea

<sup>2)</sup>Structural Team, Seoyeong Engineering Co., Ltd., Seoul 135-240, Korea

**ABSTRACT** An equation for calculating confining reinforcement amount of RC bridge columns, specified in the current bridge design codes, has been made to provide additional load-carrying strength for concentrically loaded columns. The additional load-carrying strength will be equal to or slightly greater than the resistant strength of a column against axial load, which is lost because the cover concrete spalls off. The equation considers concrete compressive strength, yield strength of transverse reinforcement, and the section area ratio as major variables. Among those variables, the section area ratio between the gross section and the core section, varying by cover thickness, is a variable which considers the strength in the compression-controlled region. Therefore, the cross section ratio does not have a large effect in the aspect of ductile behavior of the tension-controlled region, which is governed by bending moment rather than axial force. However, the equation of the design codes for calculating confining reinforcement amount does not directly consider ductile behavior, which is an important factor for the seismic behavior of bridge columns. Consequently, if the size of section is relatively small or if the section area ratio becomes excessively large due to the cover thickness increased for durability, too large an amount of confining reinforcement will be required possibly deteriorating the constructability and economy. Against this backdrop, in this study, comparison and analysis were performed to understand how the cover thickness influences the equation for calculating the amount of confining reinforcement. An equation for calculating the amount of confining reinforcement was also modified for reasonable seismic design and the safety. In addition, appropriateness of the modified equation was examined based on the results of various test results performed at home and abroad.

**Keywords :** bridge columns, confining reinforcement, section area ratio, cover thickness, safety

#### 1. 서 론

현행 도로교설계기준<sup>1)</sup>은 철근콘크리트 교각의 내진설계시 소성후프 구간을 위한 심부구속을 위한 나선철근 또는 완전후프 원형띠철근을 식 (1)과 (2) 중 큰 값 이상으로 설계하도록 규정하고 있다. 콘크리트 압축강도 ( $f_{ck}$ ), 횡방향철근 항복강도 ( $f_{yh}$ ) 및 단면적비율 ( $A_g/A_c$ )을 주요 변수로 하는 식 (1)은 Fig. 1에 나타난 것과 같이 중심축력을 받는 기둥에서 콘크리트 피복이 탈락된 후 콘크리트 심부만으로 저항하는 축강도가 콘크리트 피복이 탈락되기 이전의 축강도 이상이 되기 위하여 필요한 횡구속철근비이다.

$$\rho_s = 0.45 \left( \frac{A_g}{A_c} - 1 \right) \frac{f_{ck}}{f_{yh}} \quad (1)$$

$$\rho_s = 0.12 \frac{f_{ck}}{f_{yh}} \quad (2)$$

즉, 식 (1)의 변수 중 피복두께에 따라 달라지는 전체 단면적 ( $A_g$ )과 심부단면적 ( $A_c$ )의 단면적비율 ( $A_g/A_c$ )은 압축파괴 영역에서의 강도발현 측면을 고려한 변수이므로 교각과 같이 작용축력이 상대적으로 낮아 축력보다는 휨모멘트에 의해서 지배되는 인장파괴 영역의 연성거동 측면에서는 단면적비율이 미치는 영향은 크지 않다.<sup>2)</sup> 물론, 교각 단면의 지름이 1,200 mm 이상인 경우에는 일반적으로 식 (2)가 지배적이어서 단면적비율 ( $A_g/A_c$ )이 직접적으로 영향을 미치지 않는 반면, 식 (1)이 지배적인 경우에도 전체단면적 ( $A_g$ )과 심부단면적 ( $A_c$ )의 단면적비율이 1.10~1.25 내외인 일반적인 교각의 경우에는 식 (1)을 이용하여 횡방향철근량을 산정하더라도 시공성 등의 큰 문제점을 야기하지는 않는다. 그러나 단면지름이 상대적으로 작거나 내구성 확보 차원 등으로 인해 콘크리트 피복두께가 구조적으로 필요한 두께 이상으로 증가하여 단면적비율이 과도하게 커지는 교각의 경우, 식 (1)에 의한

\*Corresponding author E-mail : shssge@ynu.ac.kr

Received July 25, 2008, Revised November 27, 2008

Accepted December 10, 2008

©2009 by Korea Concrete Institute

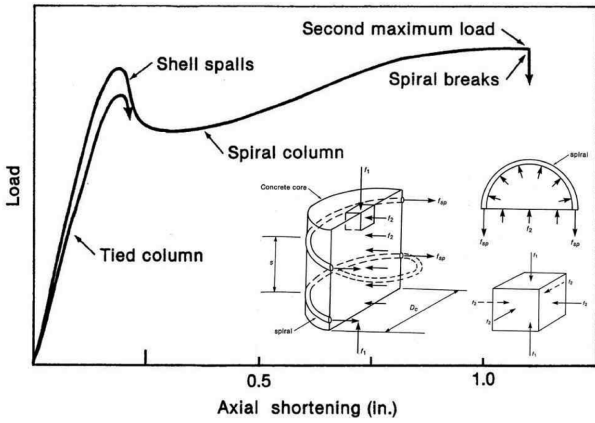


Fig. 1 Load-deflection behavior of the axially loaded ties and spiral columns<sup>3)</sup>

계산 결과는 시공성 및 경제성을 저하시킬 정도로 많은 횡방향철근량이 요구된다. 이러한 결과는 설계기준의 횡방향철근량 산정식 자체가 교각의 내진거동에 중요한 요소인 연성능력을 직접적으로 고려한 식이 아니기 때문이다. Park 등<sup>2)</sup>은 단면적비율이 횡구속철근량 산정식에 미치는 영향이 크기 때문에 단면지름이 작은 기둥에 대해서 식 (1)은 매우 안전측인 결과를 제공한다는 연구 결과를 보고한 바 있다. 또한 ACI 318-71<sup>4)</sup>에서는 기둥의 작용하중이 균형파괴 (balanced failure) 하중의 0.4배 이상인 경우에만 식 (1)을 적용하도록 규정하였으나, 현재의 ACI 318을 비롯한 국내 설계기준에서는 작용하중의 크기와 무관하게 일괄적으로 적용하도록 규정하고 있다. 축력이 상대적으로 낮아 축하중 보다는 휨모멘트에 의해 지배되는 인장파괴영역의 기둥에 대해서도 식 (1)에 의한 횡구속철근량은 충분한 연성능력을 발휘하는 것으로 알려져 있으나,<sup>5-7)</sup> 작용하중의 크기에 따라 파괴모드가 달

라지는 철근콘크리트 기둥의 거동을 고려할 때 중심축압 축하중에 근거한 식 (1)을 일괄적으로 적용하는 것은 합리적인 기준이라고 할 수는 없을 것이다. 이러한 문제점을 해결하기 위해 이재훈 등<sup>8-10)</sup>과 손혁수와 이재훈<sup>11,12)</sup>은 소요연성도를 직접 고려할 수 있는 철근콘크리트 교각의 연성도 내진설계법과 축력비율 및 소요연성도를 주요변수로 고려한 횡구속철근량 산정식을 제안한 바 있다. 그러나 손혁수와 이재훈<sup>11,12)</sup>이 제안한 횡구속철근량 산정식 (식 (4)~(8)) 역시 단면적비율을 변수로 고려하고 있어 전술한 바와 같이 단면지름이 상대적으로 작거나 콘크리트 피복두께가 과도하게 큰 단면의 경우에는 합리성이 다소 결여된 설계결과를 초래할 수 있다. 따라서 본 논문에서는 피복두께 또는 단면적비율의 변화에 따른 횡방향철근량 산정식의 합리성 여부를 분석하기 위한 해석적 연구<sup>13)</sup>를 수행하였으며, 현행 설계기준의 횡방향철근량 산정식이 축하중강도 발현에 근거하고 있으므로 피복두께의 변화에 따른 축하중 및 모멘트 저항강도를 중심으로 비교, 분석하였다. 또한, 분석 결과를 바탕으로 손혁수와 이재훈<sup>11,12)</sup>이 제안한 소요연성도를 고려한 횡구속철근량 산정식을 수정 제안하였으며, 국내·외 연구자들의 실험 결과를 바탕으로 수정 제안식의 안전율을 분석하였다.

## 2. 피복두께에 따른 RC 교각의 강도 변화

Fig. 2는 콘크리트 압축강도 30 MPa, 철근 항복강도 300 MPa, 축방향철근비 1%로 D32 축방향철근 40개가 배근된 지름 2,000 mm의 원형기둥 단면에 대하여, 피복두께 또는 단면적 변화에 따른 축력-모멘트 상관도를 비교하여 나타낸 것이다. Fig. 2의 단면 ③은 단면지름 ( $D$ )과 심부지름 ( $D_c$ )이 동일한 경우로서 피복두께 변화에 따른 해석 결과 비교를 위한 기준단면으로 선정하였다. Fig. 2

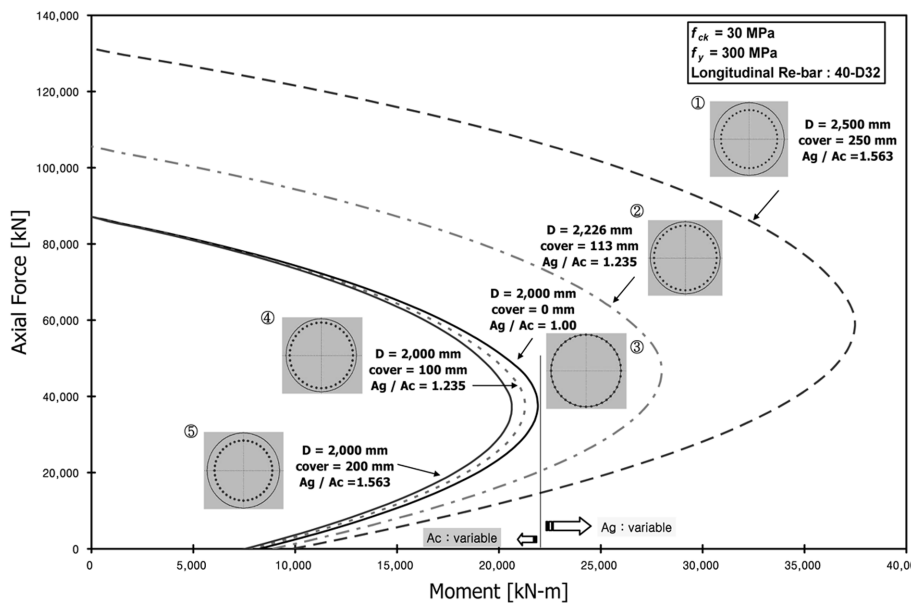


Fig. 2 Comparison with PM diagrams with respect to the various column sections

의 단면 ①과 ②는 심부콘크리트 지름이 2,000 mm로 심부단면적 ( $A_c$ )은 일정하지만 콘크리트 피복두께가 변화함에 따라 전체 단면적 ( $A_g$ )이 변화하는 경우의 해석 결과를 나타낸 것으로서, 콘크리트 피복두께의 증가로 인해 전체단면적이 증가하고 이로 인해 축하중강도 ( $P_o$ ) 및 공칭휨강도 ( $M_n$ )는 모두 증가하는 경향을 나타낸다. 반면 Fig. 2의 단면 ④와 ⑤는 단면지름이 2,000 mm로 전체단면적 ( $A_g$ )은 일정하지만 콘크리트 피복두께가 변화함에 따라 심부단면적 ( $A_c$ )이 변화하는 경우의 해석 결과를 나타낸 것이다. 즉, 단면 ④와 ⑤는 콘크리트 피복두께는 변화하지만 전체 단면적은 일정한 경우로서 축하중강도는 변화가 없으며 공칭휨강도는 피복두께 증가로 인해 심부콘크리트 지름이 감소하고, 그 결과 인장철근의 모멘트 팔거리가 감소하여 전체적인 공칭휨강도는 감소한다.

그러나 Fig. 2와 Table 1에 나타낸 바와 같이 공칭휨강도의 차이는 크지 않음을 알 수 있다. 특히 일반적인 철근콘크리트 교각의 경우 작용축력비가 10% 내외로 낮기 때문에 대부분 축력-모멘트 상관도의 인장파괴 영역에 해당하고, 내구성 등의 확보차원에서 콘크리트 피복두께를 증가시키는 경우에는 일정한 단면지름에 대해 심부콘크리트의 치수가 작아지는 경우이므로 Fig. 2의 단면 ④와 ⑤와 같이 콘크리트 피복두께가 증가하더라도 축하중강도는 일정하며, 공칭휨강도는 거의 일정하거나 약간 감

소하는 경향을 나타낸다. Table 1은 각 단면의 축하중강도  $P_o$ 와 공칭휨강도  $M_n$ 을, 단면 ③의 축하중강도  $P_o^{(3)}$ 과 공칭휨강도  $M_n^{(3)}$ 에 대한 비율로 나타낸 것이다. 여기서  $M_n$ 은  $f_{ck}A_g$ 기준의 축력비가 10%인 지름 2,000 mm인 단면의 축력 9,420 kN에 대한 각 단면의 공칭휨강도이다.

### 3. 피복두께에 따른 횡방향철근 요구량 분석

Table 2의 current design codes 열은 Fig. 2 및 Table 1의 기둥 단면에 대해 현행 도로교설계기준의 횡구속철근량 산정식인 식 (1)과 (2)를 사용하여 산정한 소요횡구속철근량 ( $req'd \rho_s$ )과 D25 ( $A_{sp} = 506.7 \text{ mm}^2$ ) 횡구속철근을 사용한 경우에 대해 식 (3)에 따라 계산된 횡구속철근의 소요수직간격 ( $req'd s$ )을 나타낸 것이다.

$$req'd s = \frac{4 \cdot A_{sp}}{req'd \rho_s \cdot D_c} \quad (3)$$

피복두께 변화에 따른 기둥 단면별 횡구속철근 요구량을 비교한 결과, 단면 ①과 ⑤, 단면 ②와 ④는 Fig. 2에 나타낸 바와 같이 단면의 축강도와 휨강도가 다름에도 불구하고, 심부의 단면적비율이 같기 때문에 식 (1)에 의해 계산된 횡방향철근 요구량은 동일한 값을 나타낸다. 즉 현행 설계기준에 따른 횡방향철근량 산정식은 합리성이 결여된 설계결과를 제공한다. 또한, Table 2에 나타낸 것과 같이 콘크리트 피복두께가 상대적으로 큰 단면 ①과 ⑤의 경우, 횡구속철근의 소요수직간격은 각각 40 mm와 50 mm로서 횡구속철근의 배근 및 콘크리트 타설에 문제가 될 정도로 많은 횡구속철근량이 요구된다. 이러한 비합리적인 설계 결과는 현행 설계기준의 횡구속철근량 산정식이 단면적비율과 재료강도만을 변수로 한 간단한 형태로 표현되어 단면의 강도 및 연성능력을 직접적으로 고려하고 있지 않기 때문이다. 이러한 문제점을 해결하기 위한 방법으로 연성도기반 내진설계법을 적용할 수 있다. 연성도기반 내진설계법 (ductility demand based design)<sup>8-10)</sup>은 교각기둥이 보유하여야 할 소요연성도를 결정 후 필요한 만큼의 심부구속철근을 배근하는 것이 기본 개념이다. 설계 절차는, (1) 차량하중 등 중력방향

**Table 1** Axial strength and nominal flexural strength

Section	$D$ ( $D_c$ ) (mm)	$\frac{A_g}{A_c}$	$P_o$ (kN)	$M_n$ (kN-m)	$\frac{P_o}{P_o^{(3)}}$	$\frac{M_n}{M_n^{(3)}}$
①	2,500 (2,000)	1.563	131,343	18,149	1.5	1.28
②	2,226 (2,000)	1.235	105,606	15,990	1.2	1.12
③	2,000 (2,000)	1.000	87,139	14,224	1.0	1.0
④	2,000 (1,800)	1.235	87,139	13,734	1.0	0.97
⑤	2,000 (1,600)	1.563	87,139	13,342	1.0	0.94

**Table 2** Required confining reinforcement ( $\rho_s$ )

Section	Current design codes				Ductility demand based design								
	$\rho_s$ Eq. (1)	$\rho_s$ Eq. (2)	$req'd \rho_s$	$req'd s$ (mm)	$req'd R$ ( $\mu_\Delta$ )	$req'd \mu_\phi$	$\alpha$	$\beta$	$\gamma$	Son & Lee		Modified	
										$req'd \rho_s$ Eq. (4)	$req'd s$ (mm)	$req'd \rho_s$ Eq. (9)	$req'd s$ (mm)
①	0.0253	0.012	0.0253	40	1.82	8.3	5.9	0.74	0	0.0058	174	0.0035	290
②	0.0106		0.0120	84	1.99	9.3	7.0			0.0046	220	0.0041	247
③	0		0.0120	84	2.29	11.0	8.9			0.0037	273	0.0053	191
④	0.0106		0.0120	93	2.38	11.6	9.5			0.0062	182	0.0056	201
⑤	0.0253		0.0253	50	2.50	12.3	10.3			0.0102	124	0.0061	207

Notes) Confining reinforcement = D25(= 506.7mm<sup>2</sup>), Longitudinal steel ratio = 1% , Aspect ratio = 5.0, Axial force = 9,420 kN

상시하중에 대한 교각기둥의 설계로 축방향철근을 배근하고, (2) 기둥단면의 공칭휨강도 ( $M_n$ )에 대한 탄성지진 모멘트 ( $M_{el}$ )의 비율로 소요응답수정계수 (req'd R)를 정한 후 교량의 고유주기를 고려하여 소요연성도를 결정하며, (3) 소요연성도를 발휘할 수 있는 양의 심부구속철근을 식 (4)~(8)<sup>(11,12)</sup>로 결정하여 배근한다.

Fig. 3은 Fig. 2의 단면에 대해 소요응답수정계수를 결정하는 과정을 나타내며, Table 2에서 ductility demand based design 열린 단면 ③, ④, ⑤에 대하여  $f_{ck}A_g$ 를 기준으로 한 축력비가 10%인 9,420 kN의 축력이 작용하는 형상비 (aspect ratio) 5.0의 기둥에 대한 계산 결과를 나타낸다. 여기서 Son & Lee 열린 식 (4)~(8)의 소요연성도를 고려한 심부구속철근량 산정식을 이용하여 계산한 소요횡구속철근량과 식 (3)을 이용하여 구한 횡구속철근의 소요수직간격을 나타낸 것이다.

$$\rho_s = 0.014 \frac{f_{ck}}{f_{yh}} \left\{ \frac{A_g}{A_c} - 0.6 \right\} \cdot \alpha \cdot \beta + \gamma \quad (4)$$

$$\alpha = \left[ 3(\mu_\phi + 1) \frac{P_u}{f_{ck}A_g} + 0.8\mu_\phi - 3.5 \right] \quad (5)$$

$$\beta = \frac{f_y}{350} - 0.12 \quad (6)$$

$$\gamma = 0.1(\rho_l - 0.01) \quad (7)$$

$$req'd \mu_\phi = \frac{\mu_\Delta - 0.5 \left\{ 0.7 + 0.75 \left( \frac{D}{L} \right) \right\}}{0.13 \left( 1.1 + \frac{D}{L} \right)} \quad (8)$$

식 (5)의  $\alpha$ 는 소요곡률연성도와 기둥의 축력비를 고려한 값이며,  $P_u(N)$ 는 기둥의 계수축력이다. 식 (6)의  $\beta$ 는 축방향철근의 설계기준항복강도  $f_y$ (MPa)를 고려한 값이며, 식 (7)의  $\gamma$ 는 축방향철근비를 고려한 값이다. 식 (8)의  $\mu_\phi$ 는 곡률연성도,  $\mu_\Delta$ 는 변위연성도,  $D$ 는 고려하는 방향으로의 단면치수,  $L$ 은 기둥 형상비의 기준이 되는 기둥의 길이로서 캔틸레버로 거동하는 방향에 대해서는 기둥의 순높이이며 다주거에서 골조로 거동하는 방향에 대해서는 기둥 순높이의 1/2이다.

Fig. 4는 Table 2에 나타난 소요변위연성도 (req'd  $\mu_\Delta$ )와 소요심부구속철근비의 관계를 나타내는 그림으로서, 단면 ①, ②, ③, ④, ⑤의 순서로 소요변위연성도가 증가함에 따라 배근되는 심부구속철근량의 변화를 보여준다. 그림에 나타난 바와 같이 식 (1)과 (2) 중 큰 값을 사용하는 현행 도로교설계기준은 소요변위연성도가 1.82와 2.5인 단면 ①과 ⑤는 0.00253의 심부구속철근비로 배근하지만, 소요변위연성도가 1.82와 2.5의 사이로서 1.99, 2.29, 2.38인 단면 ②, ③, ④는 0.012의 심부구속철근비로 배근하는 비합리적인 결과를 나타낸다. 이러한 문제

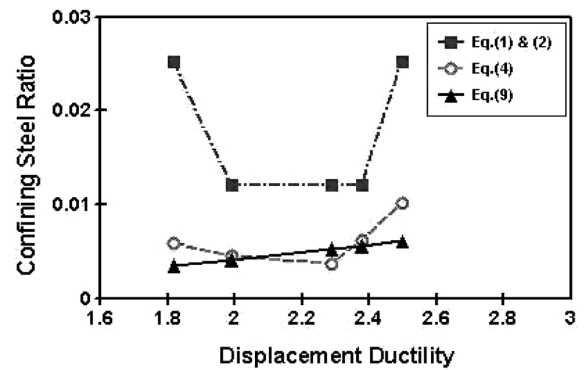


Fig. 4 Relationship of displacement ductility-confining steel ratio by equations

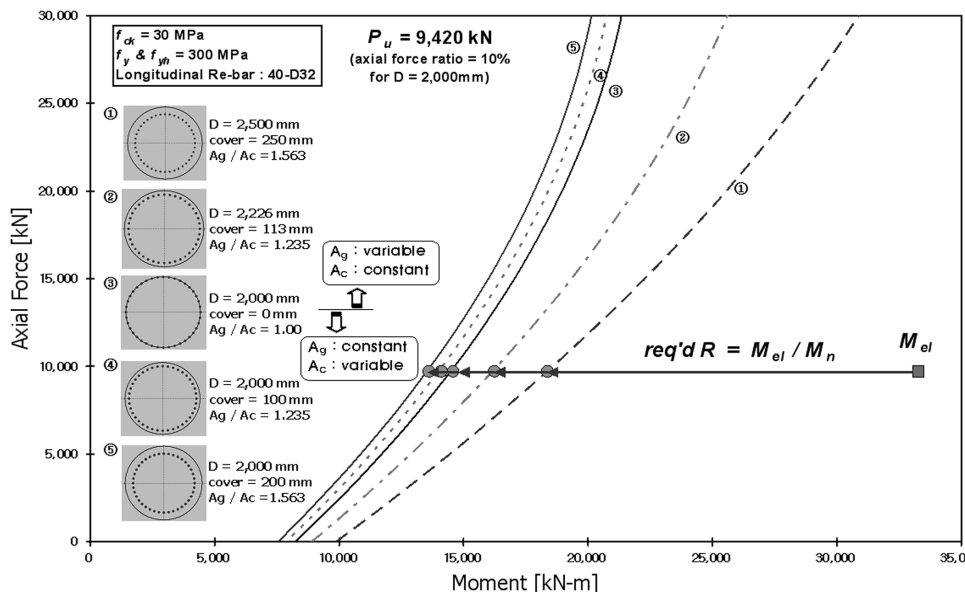


Fig. 3 Determining the required response modification factors based on ductility-based seismic design

를 해결하고자 제안했던 식 (4)의 경우는 소요변위연성도가 2.29, 2.38, 2.50로 증가할 때 심부구속철근비가 증가하는 합리적인 결과를 보이지만, 소요변위연성도가 1.82, 1.99, 2.29로 증가할 때에는 오히려 심부구속철근비가 감소하는 비합리적인 결과를 보인다. 이러한 결과를 보이는 이유는 심부구속철근비의 계산식에 전체단면적과 심부단면적의 비율 ( $A_g/A_c$ )을 변수로 택하였기 때문이다.

#### 4. 수정 제안식

2장과 3장에서 살펴본 바와 같이 현행 설계기준의 횡구속철근량 산정식은 콘크리트 피복두께에 따른 단면의 강도성능 변화 및 연성능력을 고려하고 있지 않기 때문에 피복두께가 과도한 경우에는 경제성과 시공성에 문제가 될 정도로 많은 양의 횡구속철근이 요구된다. 또한 식 (4)는 소요연성도를 직접 고려하고 있지만, 단면적비율을 고려한 변수로 인하여 경우에 따라서는 합리성이 떨어지는 설계 결과를 제공할 수 있다. 따라서 본 논문에서는 콘크리트 피복두께에 따라 과도하게 요구되는 횡구속철근량의 문제를 해결하기 위해 손혁수와 이재훈의 횡구속철근량 산정식(식 (4))을 수정하여 식 (9)를 제안한다. 수정 제안식은 일반적인 교각의 단면적비율이 1.1~1.25 내외인 점을 감안하여 식 (4)의 단면적비율 ( $A_g/A_c$ )로 1.17을 채택하여 계수를 0.008로 수정한 것이다. 수정 제안식인 식 (9)에 사용되는 주요변수  $\alpha$ ,  $\beta$ ,  $\gamma$ 는 식 (5)~(7)과 동일하다.

$$\rho_s = 0.008 \frac{f_{ck}}{f_{yh}} \cdot \alpha \cdot \beta + \gamma \quad (9)$$

Table 2의 ductility demand based design의 modified 열은 Fig. 3 및 Table 2의 소요응답수정계수에 따라 수정 제안식 (식 (9))을 이용하여 구한 소요횡구속철근량 계산 결과를 나타낸 것이다. Table 2의 결과와 이를 나타내는 Fig. 4에 나타난 바와 같이, 수정 제안식을 이용한 계산 결과는 소요변위연성도가 1.82, 1.99, 2.29, 2.38, 2.50로 단면 ①에서 단면⑤의 순으로 증가함에 따라 소요횡구속철근량이 증가하는 일관성 있고 합리적인 설계 결과를 제공한다.

#### 5. 수정 제안식의 안전율 분석 및 검증

횡구속철근량 수정 제안식의 타당성을 검증하기 위해 원형 철근콘크리트 기둥의 실험적 연구 결과를 토대로 실험에 의한 변위연성도와 식 (9)의 수정 제안식을 사용한 변위연성도를 비교하여 수정 제안식의 안전율을 분석하였다. 분석대상 실험체는 이재훈 등<sup>14)</sup>의 연구 결과에 사용된 총 89개 (국내 63개, 국외 26개)의 원형기둥 실험체로서, 축방향철근의 연결부가 없고 횡방향철근으로는 나선철근 또는 원형띠철근이 배근된 실험체들이다. 실험체의 각 변수 범위는 Table 3에 나타내었으며, Table 4

에 각 실험체의 단면적비율, 콘크리트 압축강도, 축방향철근비, 횡구속철근비, 축력비, 형상비, 축방향철근과 심부구속철근의 항복강도 등 구체적인 변수 및 상세를 나타내었다. Tables 3과 4는 이재훈 등<sup>14)</sup>의 연구 결과에 사용된 Table을 바탕으로 단면적비율을 추가하여 나타낸 것이다.

Table 5는 변위연성도 실험 결과 ( $\mu_{\Delta test}$ )와 식 (4)에 의한 변위연성도 ( $\mu_{\Delta eq,o}$ ) 및 수정 제안식 (식 (9))에 의한 변위연성도 ( $\mu_{\Delta eq,m}$ )를 비교하여 나타낸 것이다. 변위연성도 안전율은 식 (10)과 같이 실험에 의한 변위연성도와 제안식의 횡구속철근식을 적용하여 얻은 변위연성도의 비율로 정의하였다.

$$SF = \frac{\mu_{\Delta test}}{\mu_{\Delta eq,o}} \quad \text{or} \quad \frac{\mu_{\Delta test}}{\mu_{\Delta eq,m}} \quad (10)$$

수정 제안식에 의한 변위연성도는 식 (11)을 이용하여 곡률연성도 예측값을 구한 후, 손혁수와 이재훈<sup>11)</sup>이 제안한 식 (12)의 곡률연성도와 변위연성도의 관계식을 이용하여 구하였다. 식 (11)은 곡률연성도와 횡구속철근량 및 주요변수들의 상관관계를 나타낸 것으로서, 식 (9)의  $\alpha$ 에 식 (5)를 대입하고 곡률연성도를 구하기 위한 식으로 정리한 것이다. 식 (12)는 변위연성도를 구하기 위한 식으로서 식 (8)의 곡률연성도와 변위연성도 관계식을 변위연성도 항으로 변환하여 나타낸 것이다.

$$\mu_\phi = \frac{125(\rho_s - \gamma) \frac{f_{yh} l}{f_{ck} \beta} - 3 \frac{P_u}{f_{ck} A_g} + 3.5}{3 \frac{P_u}{f_{ck} A_g} + 0.8} \quad (11)$$

$$\mu_{\Delta eq} = 0.35 + 0.375 \left( \frac{D}{L} \right) + 0.13 \left( 1.1 + \frac{D}{L} \right) \mu_\phi \quad (12)$$

Table 5에 나타낸 것과 같이 모든 시험체에서 식 (4)와 수정 제안식 (식 (9))의 변위연성도 안전율 (SF)은 모두 1.0을 초과하였으며, 식 (4)의 변위연성도 안전율은 1.07~3.98의 범위로서 평균 변위연성도 안전율 1.90, 수정 제안식

**Table 3** Range of test column parameters

Parameters	Range
Diameter of section, $D$ (mm)	152~1,520
Height, $L$ (mm)	570~9,140
Aspect ratio, $L/D$	2.5~7.5
Concrete compressive strength $f_{cu}$ (MPa)	24~60
Yield strength of longitudinal steel, $f_y$ (MPa)	240~547
Longitudinal steel ratio, $\rho_l$ (%)	1.0~5.57
Yield strength of transverse steel, $f_{yh}$ (MPa)	240~620
Volumetric ratio of transverse steel, $\rho_s$ (%)	0.24~3.46
Axial force ratio, $P/f_{cu}A_g$	0.07~0.3
Section area ratio, $A_g/A_c$	1.140~1.622

**Table 4** Details of test specimens

Specimens	D (mm)	L (mm)	$\frac{L}{D}$	$\frac{A_g}{A_c}$	$f_{cu}$ (MPa)	Longitudinal steel			Confinement steel				Axial force (kN)	Axial force												
						Size	$\rho_l$ (%)	$f_y$ (MPa)	Size	$\rho_s$ (%)	$f_{yh}$ (MPa)	Space (mm)														
CN-SP-60-10	400	1,700	4.25	1.235	28	8-D16	1.26	356	D10	1.40	367	60	345	0.1												
CN-SP-60-20													690	0.2												
CN-SP-60-30													1,035	0.3												
CN-SP-80-10												80	345	0.1												
CN-SP-80-20													690	0.2												
CN-SP-80-30													1,035	0.3												
CN-SP-100-10										100		345	0.1													
CN-SP-100-20												690	0.2													
CN-SP-100-30												1,035	0.3													
CNH-SP-60-20						8-D25	3.23	343.6		1.40		60	690	0.2												
CNH-SP-80-20													1.05	80												
CNH-SP-100-20													0.84	100												
CH-SPH-40-15	400	1,700	4.25	1.198	51	8-D16	1.26	356	D13	3.46	367	40	950	0.105												
CH-SPH-40-20				1,284									0.103													
CH-SP-40-10				D10									1.98	367	40	660	0.151									
CH-SP-40-15									956	0.152																
CH-SP-40-20									1,277	0.153																
CH-SP-60-10									60	647	0.204															
CH-SP-60-15										963	0.203															
CH-SP-60-20										1,265	0.201															
CN-C0-80-10				400					1,700	4.25	1.235	28	8-D16	1.26	356	D10	0.99	367	80	344	0.1					
CN-C0-80-20	707	0.205																								
CN-C0-80-30	1,045	0.303																								
CN-C1-80-10	378	0.11																								
CN-C1-80-20	732	0.212																								
CN-C1-80-30	1,054	0.305																								
CN-C2-80-10	338	0.098																								
CN-C2-80-20	683	0.198																								
CN-C2-80-30	1,040	0.301																								
CN-C3-80-10	343	0.099																								
CN-C3-80-20	696	0.202																								
CN-C3-80-30	1,040	0.301																								
CH1-SPH-45-07	400	1,400	3.5		1.235	61.4	8-D16	1.26												433	D10	1.72	420	45	563	0.074
CH1-SPH-45-14					1,058																				0.14	
CH1-SPH-45-21				1,561	0.206																					
CH1-SP-45-07				D6	0.79				433	45	567	0.075														
CH1-SP-45-14											1,068	0.141														
CH1-SP-45-21											1,570	0.208														
CH1-SP-90-07										90	0.39	555	0.073													
CH1-SP-90-14												1,077	0.142													
CH1-SP-90-21												1,595	0.21													
CN-SP-NC-10	400	1,400	3.5	1.235	30.1	8-D16	1.26	345	D10	0.4	374	200	371	0.1												
CN-SP-NC-20													742	0.2												
CN-SP-NC-30													1,113	0.3												
CL1P2L1	500	2,032	4.06	1.291	24.2	32-D10	1.16	410	D6	0.73	290	44	692	0.149												

**Table 4** Details of test specimens (continued)

Specimens	D (mm)	L (mm)	L/D	A <sub>g</sub> /A <sub>c</sub>	f <sub>cu</sub> (MPa)	Longitudinal steel			Confinement steel				Axial force (kN)	Axial force		
						Size	ρ <sub>l</sub> (%)	f <sub>y</sub> (MPa)	Size (mm)	ρ <sub>s</sub> (%)	f <sub>yh</sub> (MPa)	Space (mm)				
SPN-LN-23-12	400	1,600	4.0	1.235	22.8	8-D16	1.26	362	D10	0.8	356	96	337	0.117		
SPH-LN-23-12											589		333	0.116		
SPN-LH-23-12											356		335	0.117		
SPH-LH-23-12											589		337	0.117		
SPN-LN-27-10											362		335	0.1		
SPN-LH-27-10					547	356	340	0.102								
SPH-LH-27-10						589	336	0.1								
SPH-LH-27-20						589	667	0.199								
SPH-LN-23-12-14								22.8			14-D16		2.21			
L-SP00-P1-R0	600	2,400	4.0	1.206	29.6	45-D10	1.13	450	D6	0.47	360	50	665	0.081		
S-SP00-P1-R0										0.78		30				
MS-HT3-N-L2	1,200	4,800	4.0	1.282	25.3	40-D19	1.01	350	D10	0.23	380	115	1,863	0.066		
MS-HT4-N-L1																
MS-HT4-N-L2																
MS-HT4-N-L3																
MS-HT5-N-L2																
CS-HP50-N	600	2,100	3.5	1.206	24.0	D16	1.55	330	D10	1.06	350	50	665	0.1		
Petrovski, M1E1	307	1,910	6.2	1.622	38.8	12-D12 (12mm)	1.83	240	D6	0.63	240	75	145	0.051		
Petrovski, M1E2					36.2								254	0.095		
Petrovski, M2E1		900	2.93		35.9								145	0.055		
Petrovski, M2E2					34.4								254	0.1		
Lim et al., Con1	152	1,140	7.5	1.265	34.5	8-D13	5.57	448	3.7	1.45	620	22	151	0.24		
Lim et al., Con2		570	3.75										151	0.24		
Lim et al., Con3			3.75										220	0.35		
NIST Full-F	1,520	9,140	6.0	1.154	35.8	25-D43	1.99	475	D16	0.63	493	8	4450	0.068		
NIST, Model N1	250	750	3	1.140	24.1	25-D7 (7mm)	1.98	446	3.1	1.41	441	9	120	0.102		
NIST, Model N2			6		23.1								239	0.212		
NIST, Model N3		1,500	3		25.4								120	0.097		
NIST, Model N4		750	6		24.4								120	0.101		
NIST, Model N5			6		24.3								239	0.202		
NIST, Model N6			1,500		3								23.3	120	0.211	
Sritharan, IC1	600	1,800	3.0	1.194	31.4	14-D22	1.92	448	D10	0.54	431	97	400	0.045		
Sritharan, IC2					34.6								400	0.041		
Sritharan, IC3					33.0								461	0.81	434	64
Kunnath, A2	305	1,372	4.5	1.187	29	21-D10	2.04	448	4	0.94	434	19	200	0.093		
Kunnath, A7					32.8								222		200	0.101
Kunnath, A8					32.5											
Kunnath, A9					27.0											
Kunnath, A10																
Kunnath, A11					200								0.101			
Kunnath, A12																
Kowalsky, FL1					457								3,656	8	1.266	36.6
Kowalsky, FL2	40.0	51	0.271													
Kowalsky, FL3	38.6	76	0.281													

의 변위연성도 안전율은 1.03~3.69의 범위로서 평균 변위연성도 안전율은 1.78로 나타나 충분한 안전율을 확보하고 있는 것으로 나타났다. Table 5의 오른쪽 열은 식

(13)에 나타난 것과 같이 본 논문에서 제안한 수정 제안식 (9)와 식 (4)에 의한 제안식의 변위연성도 안전율 ( $SF_{prop.eq}$ )을 비교하여 나타난 것으로서, 제안식의 변위연성도 안전

**Table 5** Ductility and safety factor

Specimen	$\mu_{\Delta test}$	Son et. al.'s equation		Modified equation		$\mu_{\Delta eq, o}$
		$\mu_{\Delta eq, o}$	$\frac{\mu_{\Delta test}}{\mu_{\Delta eq, o}}$	$\mu_{\Delta eq, m}$	$\frac{\mu_{\Delta test}}{\mu_{\Delta eq, m}}$	
CN-SP-60-10	4.76	4.30	1.11	4.67	1.02	0.92
CN-SP-60-20	5.40	3.43	1.57	3.72	1.45	0.92
CN-SP-60-30	5.33	2.87	1.85	3.11	1.71	0.92
CN-SP-80-10	4.47	3.44	1.30	3.72	1.20	0.93
CN-SP-80-20	4.61	2.76	1.67	2.98	1.55	0.93
CN-SP-80-30	4.00	2.32	1.72	2.50	1.60	0.93
CN-SP-100-10	5.01	2.92	1.71	3.14	1.59	0.93
CN-SP-100-20	3.88	2.35	1.65	2.53	1.54	0.93
CN-SP-100-30	3.17	1.99	1.59	2.13	1.49	0.93
CNH-SP-60-20	3.58	3.12	1.15	3.38	1.06	0.92
CNH-SP-80-20	3.39	2.42	1.40	2.60	1.30	0.93
CNH-SP-100-20	3.47	2.00	1.74	2.13	1.63	0.94
CH-SPH-40-15	5.82	5.41	1.07	5.63	1.03	0.96
CH-SPH-40-20	5.44	4.83	1.12	5.02	1.08	0.96
CH-SP-40-10	5.46	3.65	1.50	3.98	1.37	0.92
CH-SP-40-15	4.61	3.27	1.41	3.57	1.29	0.92
CH-SP-40-20	5.12	2.95	1.74	3.21	1.60	0.92
CH-SP-60-10	5.90	2.75	2.15	2.97	1.99	0.93
CH-SP-60-15	5.28	2.45	2.16	2.65	2.00	0.93
CH-SP-60-20	4.82	2.23	2.16	2.40	2.01	0.93
CN-C0-80-10	3.99	3.45	1.16	3.72	1.07	0.93
CN-C0-80-20	4.52	2.74	1.65	2.95	1.53	0.93
CN-C0-80-30	3.52	2.31	1.52	2.49	1.41	0.93
CN-C1-80-10	3.93	3.36	1.17	3.63	1.08	0.93
CN-C1-80-20	4.56	2.70	1.69	2.91	1.57	0.93
CN-C1-80-30	4.94	2.30	2.15	2.48	1.99	0.93
CN-C2-80-10	4.65	3.46	1.34	3.74	1.24	0.93
CN-C2-80-20	4.58	2.77	1.65	2.99	1.53	0.93
CN-C2-80-30	3.77	2.32	1.62	2.50	1.51	0.93
CN-C3-80-10	3.92	3.45	1.14	3.73	1.05	0.93
CN-C3-80-20	4.14	2.75	1.50	2.97	1.39	0.93
CN-C3-80-30	4.47	2.32	1.93	2.50	1.79	0.93
CH1-SPH-45-07	4.38	3.09	1.42	3.32	1.32	0.93
CH1-SPH-45-14	5.18	2.64	1.96	2.83	1.83	0.93
CH1-SPH-45-21	4.10	2.31	1.78	2.47	1.66	0.93
CH1-SP-45-07	4.64	1.90	2.44	2.07	2.25	0.92
CH1-SP-45-14	3.73	1.63	2.29	1.78	2.10	0.92
CH1-SP-45-21	3.07	1.44	2.13	1.57	1.96	0.92
CH1-SP-90-07	3.37	1.45	2.33	1.53	2.20	0.95
CH1-SP-90-14	3.51	1.25	2.80	1.32	2.66	0.95
CH1-SP-90-21	2.45	1.11	2.21	1.17	2.10	0.95
CN-SP-NC-10	4.53	2.00	2.27	2.11	2.15	0.95
CN-SP-NC-20	4.15	1.63	2.55	1.72	2.42	0.95
CN-SP-NC-30	2.76	1.39	1.99	1.46	1.89	0.95
CL1P2L1	5.21	2.05	2.54	2.30	2.26	0.89
SPN-LN-23-12	5.38	3.14	1.71	3.39	1.59	0.93
SPH-LN-23-12	5.49	4.61	1.19	5.01	1.10	0.92
SPN-LH-23-12	4.14	2.33	1.77	2.49	1.66	0.94
SPH-LH-23-12	4.17	3.25	1.28	3.50	1.19	0.93

**Table 5** Ductility and safety factor (continued)

Specimen	$\mu_{\Delta test}$	Son et. al.'s equation		Modified equation		$\mu_{\Delta eq, o}$
		$\mu_{\Delta eq, o}$	$\frac{\mu_{\Delta test}}{\mu_{\Delta eq, o}}$	$\mu_{\Delta eq, m}$	$\frac{\mu_{\Delta test}}{\mu_{\Delta eq, m}}$	
SPH-LN-27-10	4.56	2.94	1.55	3.16	1.44	0.93
SPN-LH-27-10	4.72	2.21	2.14	2.35	2.01	0.94
SPH-LH-27-10	4.44	3.04	1.46	3.27	1.36	0.93
SPH-LH-27-20	4.19	2.45	1.71	2.63	1.59	0.93
SPH-LN-23-12-14	4.41	2.16	2.04	2.30	1.92	0.94
L-SP00-P1-R0	4.47	1.94	2.31	1.99	2.25	0.97
S-SP00-P1-R0	5.30	2.58	2.05	2.67	1.98	0.96
MS-HT3-N-L2	6.94	1.74	3.98	1.88	3.69	0.93
MS-HT4-N-L1	5.80	1.74	3.33	1.88	3.08	0.93
MS-HT4-N-L2	5.80	1.74	3.33	1.88	3.08	0.93
MS-HT4-N-L3	5.98	1.74	3.43	1.88	3.18	0.93
MS-HT5-N-L2	4.66	1.74	2.68	1.88	2.48	0.93
CS-HP50-N	6.95	4.42	1.57	4.63	1.50	0.96
Petrovski M1E1	3.67	1.69	2.17	2.24	1.63	0.75
Petrovski M1E2	3.27	1.56	2.10	2.08	1.57	0.75
Petrovski M2E1	5.92	1.98	2.98	2.66	2.22	0.75
Petrovski M2E2	4.61	1.81	2.55	2.43	1.90	0.74
Lim et al. Con1	3.00	2.40	1.25	2.68	1.12	0.90
Lim et al. Con2	3.97	2.66	1.49	2.97	1.34	0.90
Lim et al. Con3	4.07	2.24	1.82	2.49	1.63	0.90
NIST, Full-F	4.59	2.21	2.08	2.17	2.12	1.02
NIST, Model N1	9.10	5.55	1.64	5.30	1.70	1.05
NIST, Model N2	9.46	4.49	2.11	4.29	2.21	1.05
NIST, Model N3	5.45	2.75	1.98	2.64	2.06	1.04
NIST, Model N4	10.80	5.51	1.96	5.26	2.05	1.05
NIST, Model N5	8.60	4.40	1.95	4.20	2.05	1.05
NIST, Model N6	4.73	2.28	2.08	2.19	2.16	1.04
Sritharan IC1	4.28	2.39	1.79	2.44	1.76	0.98
Sritharan IC2	3.66	2.30	1.59	2.35	1.56	0.98
Sritharan IC3	5.33	3.02	1.77	3.09	1.73	0.98
Kunnath A2	4.37	2.98	1.46	3.04	1.44	0.98
Kunnath A7	5.27	2.76	1.91	2.81	1.88	0.98
Kunnath A8	5.02	2.76	1.82	2.81	1.79	0.98
Kunnath A9	5.89	2.77	2.13	2.82	2.09	0.98
Kunnath A10	5.71	3.08	1.85	3.14	1.82	0.98
Kunnath A11	4.15	3.08	1.35	3.14	1.32	0.98
Kunnath A12	4.24	3.08	1.37	3.14	1.35	0.98
Kowalsky FL1	3.32	1.28	2.59	1.28	2.59	1.00
Kowalsky FL2	2.96	1.68	1.76	1.85	1.60	0.91
Kowalsky FL3	3.77	1.28	2.96	1.38	2.74	0.93

을 ( $SF_{prop.eq.}$ )이 0.74~0.75인 Petrovski 등의 시험체를 제외한 모든 시험체에서 수정 제안식의 변위연성도 안전율 ( $SF_{prop.eq.}$ )은 0.89~1.05의 범위로 식 (4)에 비해 전반적으로 작은 안전율을 나타내었다.

$$SF_{prop.eq.} = \frac{\mu_{\Delta eq, o}}{\mu_{\Delta eq, m}} \quad (13)$$



그러나 실험 결과와 비교한 안전율 ( $SF$ )은 모든 시험체에서 1.0 이상의 값을 나타내며, 피복두께가 상대적으로 큰 Petrovski 등의 시험체 (단면적비율 1.622)에 대해서도 1.57~2.22 범위의 안전율 ( $SF$ )을 나타내어 수정 제안식은 충분한 안전율을 확보하고 있는 것으로 판단된다. 즉, 수정 제안식은 현행 설계기준의 횡구속철근량 산정식의 문제점인 콘크리트 피복두께 변화에 따른 횡구속철근량의 비합리적인 설계 결과를 방지하고, 보다 합리적인 횡구속철근량 설계 결과를 제공할 수 있을 것으로 판단된다.

## 6. 결 론

- 1) 현행 설계기준의 횡구속철근량 산정식은 중심축하중을 받는 기둥의 거동에 바탕을 둔 단순식으로 단면의 강도 성능과 연성능력을 고려하지 않고 있기 때문에, 단면강도 성능이 다른 경우에도 단면적비율이 동일하면 동일한 횡구속철근량이 요구되는 비합리적인 결과를 제공한다. 즉, 단면지름이 상대적으로 작거나 내구성 확보 등의 이유로 피복두께가 증가하여 단면적비율이 증가하는 경우에는 상대적으로 많은 횡구속철근량이 요구된다.
- 2) 콘크리트 피복두께에 따른 횡구속철근량 산정식의 비합리적인 문제를 해결하기 위해 손혁수와 이재훈이 제안한 소요연성도를 고려한 횡구속철근량 산정식을 수정한 수정식을 제안하였다.
- 3) 수정 제안식의 타당성 및 안전율 검증을 위해 국내·외에서 수행된 89개 기둥 실험체의 변위연성도 실험결과와의 비교, 분석을 수행하였다. 분석 결과 수정 제안식의 변위연성도 안전율은 모두 1.0을 초과하여 1.03~3.69 사이의 값을 보이며, 평균 변위연성도 안전율이 1.78로 나타남으로써, 수정 제안식에 의한 횡구속철근량은 충분한 안전성을 확보하고 있는 것으로 판단된다.
- 4) 수정 제안식은 콘크리트 피복두께의 영향을 안전축이고 합리적으로 반영할 수 있을 뿐만 아니라 소요연성도를 고려한 연성도 내진설계법에 직접 적용이 가능하고, 소요연성도가 작은 경우 수정 제안식에 따라 현행 도로교설계기준의 횡구속철근량보다 적은 양의 횡구속철근을 배근하더라도 파괴에 대한 안전율이 충분한 것으로 판단된다.

## 감사의 글

이 연구는 2005 학년도 영남대학교 학술연구 조성비 지원으로 수행되었으며 이에 감사의 뜻을 전합니다. 또한 (주)서영엔지니어링 구조설계실 임직원 여러분들의 적극적인 협조에 진심으로 감사드립니다.

## 참고문헌

1. 한국도로교통협회, “도로교설계기준” 건설교통부, 2005.
2. Park, R. and Sampson, R. A., “Ductility of Reinforced Concrete Column Sections in Seismic Design,” *ACI Journal Proceedings*, Vol. 69, Issue 9, Sep. 1972, pp. 543-555.
3. Hognestad, E., *A Study of Combined Bending and Axial Load in Reinforced Concrete Members*, Bulletin 399, University of Illinois Engineering Experiment Station, Urbana, Ill, June 1951, 128 pp.
4. ACI Committee 318-71, *Building Code Requirements for Reinforced Concrete*, American Concrete Institute, Detroit, 1971, 78 pp.
5. ACI Committee 318, *Building Code Requirements for Structural Concrete (318-05) and Commentary (318R-05)*, American Concrete Institute, Farmington Hills, MI, 2005.
6. 이재훈, 배성용, 윤석구, “나선철근교각의 내진성능실험,” 대한토목학회 논문집, 21권, 1-A호, 2001, pp. 109-121.
7. 정영수, 이재훈, 김재관 등, “고속도로 기존교량의 유형별 내진성능 평가를 위한 실험적 연구,” 한국도로공사, 2001, pp. 61-638.
8. 이재훈, 손혁수, 고성현, 최진호, “철근콘크리트 교각의 연성요구량에 따른 내진설계,” 한국지진공학회, 2002년도 추계학술발표회, 호서대학교, 6권, 2호, 2002, pp. 316-321.
9. 이재훈, 손혁수, 고성현, “원형 안전성 확보를 위한 철근콘크리트 교각의 연성도 내진설계,” 2004년도 워크숍, 한국지진공학회, 한전 전력연구원, 2004, pp. 312-326.
10. 이재훈, 김익현 외 11명, “콘크리트 교각의 성능기반 설계기술 개발,” 1-24과제 3차년도 보고서, 교량설계 핵심기술연구단 (KBRC), 2006.
11. 손혁수, 이재훈, “지진하중을 받는 철근콘크리트 교각의 연성도 상관관계,” 한국지진공학회논문집, 7권, 4호, 2003, pp. 51-61.
12. 손혁수, 이재훈, “지진하중을 받는 철근콘크리트 교각의 소요연성도에 따른 심부구속철근량,” 콘크리트학회 논문집, 15권, 5호, 2003, pp. 715-725.
13. MacGregor, J. G., *Reinforced Concrete Mechanics and Design*, 3rd Edition, Prentice-Hall Inc., 1997, 939 pp.
14. 이재훈, 황정길, 최진호, “원형 철근콘크리트 교각에 대한 연성도 내진설계법의 안전성,” 콘크리트학회 논문집, 20권, 2호, 2008, pp. 193-202.

---

**요 약** 현행 도로교설계기준의 철근콘크리트 교각 심부구속 횡방향철근량 산정식은 중심축력을 받는 기둥에서 콘크리트 피복이 탈락된 후 콘크리트 심부만으로 저항하는 축강도가 콘크리트 피복이 탈락되기 이전의 축강도 이상이 되기 위하여 필요한 횡구속 철근비로서 콘크리트 압축강도, 횡방향철근 항복강도 및 단면적비율을 주요변수로 고려하고 있다. 이들 변수 중 피복두께에 따라 달라지는 전체단면적과 심부단면적의 단면적비율은 압축파괴 영역에서의 강도발현 측면을 고려한 변수이므로 교각과 같이 작용축력이 상대적으로 낮아 축력보다는 모멘트에 의해서 지배되는 인장파괴 영역의 연성거동 측면에서는 단면적비율이 미치는 영향은 크지 않다. 그러나 설계기준의 횡방향철근량 산정식 자체가 교각의 내진거동에 중요한 요소인 연성능력을 직접적으로 고려한 식이 아니기 때문에 단면크기가 상대적으로 작은 경우 또는 내구성 등의 확보 차원에서 콘크리트 피복두께가 증가하여 단면적비율이 과도하게 커지는 경우에는 교각의 시공성 및 경제성이 저하될 정도로 많은 횡방향철근량이 요구되는 문제점을 야기한다. 따라서 본 논문에서는 콘크리트 피복두께가 심부구속 횡방향철근량 산정식에 미치는 영향을 비교, 분석하고 보다 합리적인 내진설계를 위한 심부구속 횡방향철근량 산정식을 수정 제안하였으며 국내·외에서 수행된 실험 결과를 바탕으로 제안식의 안전율 및 타당성을 검증하였다.

**핵심용어** : 철근콘크리트 교각, 심부구속철근량, 단면적비율, 피복두께, 안전율