

C형 및 H형 철근콘크리트 구조벽체의 2축 상호작용과 등하중법

남혜성¹⁾ · 엄태성^{1)*}

¹⁾단국대학교 건축공학과

Biaxial Interaction and Load Contour Method for Reinforced Concrete C- and H-shaped Structural Walls

Hye-Sung Nam¹⁾ and Tae-Sung Eom^{1)*}

¹⁾Department of Architectural Engineering, Dankook University, Yongin, 16890, Republic of Korea

ABSTRACT Nonplanar structural walls with C-shaped and H-shaped sections have been used as an efficient lateral force-resisting system for building structures. Since the nonplanar walls are subjected to axial load and bending moments about two orthogonal axes, complicated section analysis is required for flexure-compression design. In the present study, a straightforward design method for biaxially loaded C- and H-shaped walls was proposed by modifying the existing load contour method for columns with symmetric solid sections. For this, a strain compatibility section analysis program that can calculate biaxial moment strengths of arbitrary wall section was developed and its validity was verified by comparing with existing test results. Then, through parametric study, the interaction of biaxial moments at constant axial loads in prototype C- and H-shaped walls was investigated. The results showed that, due to unsymmetrical geometry of the wall sections, the biaxial interaction was significantly affected by the moment directions and axial loads. From those investigations, non-dimensional contour equations of the biaxial moments at constant axial loads for C- and H-shaped walls were suggested. Further, design examples using the proposed contour equations were given for engineering practice.

Keywords : nonplanar walls, structural walls, load contour method, biaxial interaction, biaxial design

1. 서 론

고층건물에서는 지진, 바람 등 횡하중에 저항하기 위하여 복잡한 단면형상을 갖는 이형벽체(nonplanar walls)가 전단벽과 코어벽으로 많이 이용된다. 직사각형 또는 일자형의 벽체와 달리, 이형벽체는 두 방향의 횡하중을 동시에 저항한다. 따라서 경제적이고 안전한 설계를 위해서는, Fig. 1에 나타낸 바와 같이 2방향 휨모멘트와 압축력의 상호작용(biaxial interaction, 이하 2축 상호작용)에 의한 벽체단면의 응력 및 변형률 분포를 고려해야 한다. 이를 위하여, 최근까지 임의의 단면형상을 갖는 이형벽체를 위한 정교한 단면해석/설계 방법이 개발되었다.¹⁻⁵⁾ 이들 방법은 변형률적합 단면해석(strain-compatibility section analysis)을 통하여 다양한 단면형상, 배근상세, 재료특성 등을 고려할 수 있다. 하지만 해석기술의 발전과 컴퓨터 계산능력의 향상에도 불구하고, 기존 단면해석방법은 모델링이 복잡하고 전용 소프트웨어

가 필요하므로 일반 실무에서 사용하기 어렵다.

실무에서는 정확성은 조금 낮지만 그 대신 사용하기 쉽고 간편한 대안설계방법이 이형벽체의 휨-압축 설계에 사용될 수 있다.^{6,7)} MacGregor⁶⁾는 2축으로 재하된 기둥과 벽체의 설계방법으로 등가편심방법(equivalent eccentricity method)을 제안하였다. 등가편심방법에서는 약축모멘트의 0.4~0.8배를 강축모멘트에 더한 다음, 벽체의 2축 설계는 축하중과 증가된 강축모멘트에 관한 1축 휨-압축 설계로 대신한다. 압축

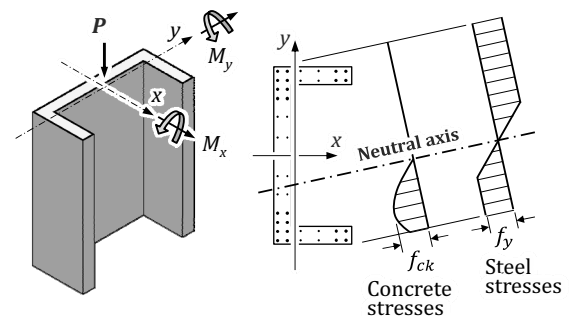


Fig. 1 Stresses and strains at ultimate limit state of nonplanar wall section subjected to axial load and biaxial moments

*Corresponding author E-mail : tseom@dankook.ac.kr

Received December 20, 2016, Revised January 31, 2017,

Accepted January 31, 2017

©2017 by Korea Concrete Institute

력과 2축 모멘트의 상호작용을 직접적으로 고려하는 대안 설계방법으로는 등하중법(load contour method 또는 하중컨투어법)과 역하중법(reciprocal load method) 등이 있다.⁸⁻¹⁰⁾ 특히 등하중법에서는 3차원의 휨-압축 상호작용 곡면(P_n - M_{nx} - M_{ny} 관계)을 동일한 압축력에서 2축 모멘트강도의 상관관계를 나타내는 2차원 컨투어(M_{nx} - M_{ny} contour)로 변환하므로, 2축 모멘트의 상호작용을 보다 직접적으로 고려한다. 또한 정규화를 통하여 원형, 직사각형 등 대칭단면 뿐만 아니라 비대칭 단면형상을 갖는 이형벽체의 2축 설계에 확대·적용하는 것이 상대적으로 쉽다.¹¹⁻¹³⁾

2축으로 재하된 기둥 및 벽체의 거동과 설계는 철근콘크리트 구조설계에서 주요한 문제로 다뤄져왔다.⁷⁾ 하지만 등가편심법, 등하중법, 역하중법 등 대안설계방법에 관한 기존 연구들은 대부분 원형, 직사각형 등 대칭 단면을 갖는 기둥에 대한 연구이다. 이와 달리, T형, C형, H형 등 비대칭 단면형상을 갖는 이형벽체의 경우 2축 휨-압축 거동과 설계방법에 관한 연구가 상대적으로 제한적이다. Hsu¹¹⁻¹³⁾는 2축으로 재하된 L형, T형, C형 벽체의 휨-압축 거동에 대한 실험 및 해석 연구를 수행하였다. 그의 연구에서는 압축력 크기, 강축 모멘트 대비 약축 모멘트의 비율 등이 설계변수로 고려되었다. 연구결과를 바탕으로 Hsu는 직사각형, 원형 등 대칭 단면을 갖는 기둥에 대하여 개발된 기존 등하중법을 L형, T형, C형 이형벽체 설계에도 동일하게 사용할 수 있다고 주장하였다. 하지만, 최근 연구는 비대칭 단면형상을 갖는 이형벽체의 2축 상호작용이 직사각형 또는 원형 기둥과는 근본적으로 다를 수 있음을 보여주었다.²⁻⁵⁾ 예를 들어, C형 단면은 Fig. 1에 나타낸 바와 같이 y 축에 대하여 비대칭이므로 C형 벽체의 2축 상호작용은 y 축 모멘트(즉, M_y)의 크기와 방향에 의하여 영향을 받을 수 있다.

이 연구에서는 기둥 설계에 사용되는 기존 등하중법을 수정하여 C형 및 H형 벽체를 위한 간편한 2축 휨-압축 대안설

계법을 개발하였다. 이를 위하여, 변형률적합방법에 기반한 단면해석프로그램을 개발하고, 기존 실험결과와 비교를 통하여 개발된 프로그램의 정확성을 검증하였다. 개발한 프로그램을 사용한 수치해석 변수연구를 통하여 C형 및 H형 벽체의 2축 상호작용 특성을 분석하였고, 그 결과를 바탕으로 C형 및 H형 벽체를 위한 M_{nx} - M_{ny} 컨투어 설계식을 제안하였다. 또한 제안된 컨투어 설계식을 사용하여 2축 방향으로 재하된 C형 및 H형 벽체의 휨-압축 설계 절차를 정립하였고 설계 실무에 활용하기 쉽도록 제안된 절차에 따른 벽체 설계예제를 제시하였다.

2. 단면해석프로그램 개발 및 검증

임의의 단면형상을 갖는 이형벽체를 위하여 변형률적합 단면해석 프로그램을 개발하였다. Fig. 2(a)는 프로그램 개발을 위한 알고리즘(algorithm)을 보여준다. 먼저 단면형상, 배근상세, 재료강도 등 벽체 단면해석을 위한 기본 정보를 입력한다. 그 다음 중립축 각도(θ , $-180^\circ \leq \theta \leq 180^\circ$)와 깊이(c)를 가정하여 전체 벽체 단면에서 변형률 분포를 결정하고, 이로부터 변형률에 대응하는 콘크리트와 철근의 응력(f_c 및 f_s)을 구한다. 벽체의 축압축강도(P_n)와 2축 모멘트강도(M_{nx} 및 M_{ny})는 전체 벽체 단면에서 콘크리트와 철근 요소의 인장력·압축력·모멘트 내력(Fig. 2(b)의 element i 의 내력 δF_i , δM_x , δM_y)를 수치적으로 적분하여 구한다. 여기서, M_{nx} 와 M_{ny} 는 각각 벽체 단면의 도심(center of geometry)을 통과하는 x 축과 y 축에 대한 모멘트강도이다. 단면해석은 중립축 각도(θ)와 깊이(c)를 증가시키며 반복적으로 수행한다. 이러한 반복 계산을 통하여 철근콘크리트 이형벽체에 대한 완전한 3차원 상호작용 곡면, 즉 P_n - M_{nx} - M_{ny} 관계를 구한다. 또한 후처리 과정(post-processing)을 통하여, 일정한 축압축강도에서 M_{nx} - M_{ny} 컨투어와 특정 재하방향에 대한 P_n - M_n 상호작용 곡

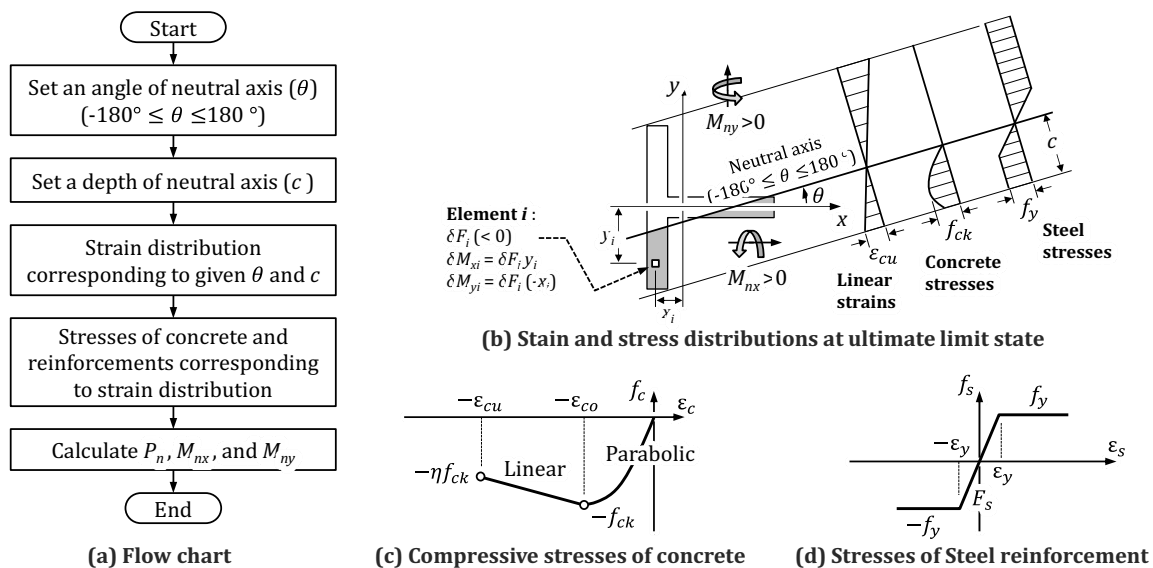


Fig. 2 Strain-based section analysis method: Flowchart for computer coding and stress-strain relationships of concrete and reinforcing steel

선을 구한다.

단면해석에서는 Fig. 2(b)에서 보는 바와 같이 선형의 변형률 분포를 가정한다. 또한 Fig. 2(c)에 나타난 바와 같이 압축을 받는 콘크리트에 대하여 포물선-직선 응력-변형률 관계를 가정하였다.^{2,6)}

$$f_c = f_{ck} \left[\frac{2\varepsilon_c}{\varepsilon_{co}} + \left(\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{co}} \right)^2 \right] \text{ for } -\varepsilon_{co} \leq \varepsilon_c \leq 0 \quad (1a)$$

$$f_c = -f_{ck} \left[1 - (1-\eta) \left(\frac{\varepsilon_c + \varepsilon_{co}}{-\varepsilon_{cu} + \varepsilon_{co}} \right) \right] \text{ for } -\varepsilon_{cu} \leq \varepsilon_c \leq -\varepsilon_{co} \quad (1b)$$

여기서, f_c 및 ε_c = 각각 콘크리트의 응력 및 변형률, f_{ck} = 콘크리트 압축강도(> 0), η = 최대강도 이후 콘크리트 연화거동을 고려하는 잔류강도비, ε_{cu} = 콘크리트의 극한압축변형률(> 0), ε_{co} = f_{ck} 에 대응하는 압축변형률(> 0). 단면해석에서 콘크리트의 인장저항은 무시한다. 철근의 응력-변형률 관계는 탄성계수 E_s (= 200 GPa)와 항복강도 f_y 를 따르는 탄성-완전소성(elastic-perfectly plastic) 거동을 가정하였다.

검증을 위하여 다양한 단면형상의 벽체에 대하여 개발한 프로그램으로 구한 이형벽체의 P - M 상호작용 곡선(즉, P_n - M_{nx} 및 P_n - M_{ny} 곡선)과 실험으로 구한 2축 모멘트강도를 비교하였다. 검증에는 Hsu¹¹⁻¹³⁾가 실험한 L형, C형, T형 단면의 이형벽체를 사용하였다. 실험부재의 단면형상, 치수, 배근상세 등을 Fig. 3(a)~(e)에 나타냈고, 콘크리트 압축강도 f_{ck} 와 철근 항복강도 f_y 등은 Table 1에 정리하였다. Fig. 3(a)는 실험방법을 개념적으로 보여주는데, 축압축하중 P 는 단면의 도심으로부터 x 축방향의 편심거리 e_x 와 y 축방향의 편심거리 e_y 를 갖는 위치에 재하되었다. 따라서 실험부재에는 축

압축하중 P 에 선형으로 비례하는 2방향 편심모멘트 M_x (= Pe_x)와 M_y (= Pe_y)가 작용한다. Fig. 3(a)에서 2방향 휨모멘트의 각도 ψ 는 $\tan^{-1}(M_x/M_y)$ 또는 $\tan^{-1}(e_x/e_y)$ 로 정의된다. 실험에서 고려된 부재별 편심거리 e_x , e_y 와 2축 휨모멘트 방향각 ψ 는 Table 1에 나타냈다.

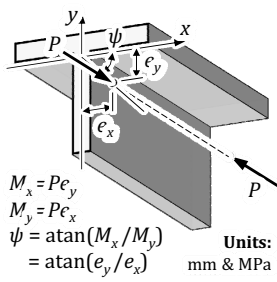
Fig. 3(b)~3(e)는 실험과 해석으로 구한 P_n - M_{nx} 및 P_n - M_{ny} 상호작용 곡선을 비교하여 보여준다. 그림에서 수직축과 수평축은 각각 축압축하중(P)과 휨모멘트(M_x 또는 M_y)를 나타낸다. 그림별로 해석에 의한 두 종류의 P - M 곡선을 나타냈는데, 이 연구에서 개발한 프로그램으로 구한 P - M 곡선은 검은색의 실선으로 나타냈고 Hsu¹¹⁻¹³⁾의 논문에서 보고된 이론적인 P - M 곡선은 회색 점선으로 나타냈다. 또한 Hsu의 실험 결과는 원형 및 삼각형 포식으로 나타냈다. 단면해석에 사용된 f_{ck} , f_y , ψ 값들은 Fig. 3에 나타냈고 실제 실험에 사용된 f_{ck} , f_y , ψ 값들은 Table 1에 나타냈는데, 해석과 실험에 사용한 재료강도(f_{ck} 및 f_y)와 휨모멘트 방향각(ψ)이 조금 다르다. 예를 들어 Fig. 3(b)에 나타낸 C형 벽체 1c~5c의 경우, 실제 사용된 콘크리트 압축강도와 휨모멘트 방향각이 각각 f_{ck} = 25.2 ~ 29.2 MPa와 ψ = 63.1° ~ 69.8°로서 실험체마다 조금 달랐다. 하지만, 해석에서는 여러 실험결과를 동시에 비교하기 위하여 모든 실험체에 대하여 f_{ck} = 24.1 MPa와 ψ = 59°의 동일한 값을 가정하였다.¹²⁾ 단면해석 프로그램에는 콘크리트의 실제 특성변형률로 ε_{co} = 0.002와 ε_{cu} = 0.0038을 적용하였다.^{2,3)} 극한압축변형률 ε_{cu} = 0.0038에서 콘크리트의 잔류압축강도는 $0.85f_{ck}$ 를 사용하였다. (η = 0.85)

Fig. 3(b)~3(e)에서 보는 바와 같이, 개발한 프로그램으로 구한 P - M 곡선(검은색 실선)은 Hsu의 연구에서 제안된 해석결과(회색 점선)와 대체로 잘 일치하였다. 또한 단면형상과 압축력의 크기에 관계없이, 대부분의 실험부재에서 실험결과(원형 및 삼각형 포식)는 단면해석에 의한 P - M 곡선의 바깥쪽에 위치하였다. 이는 제안된 단면해석 프로그램이 2축

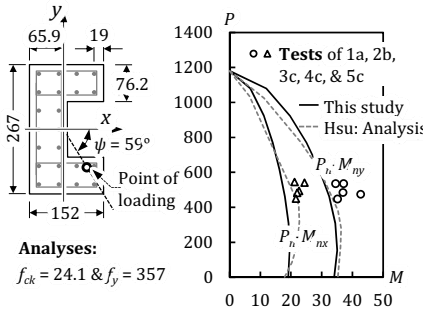
Table 1 Test variables of nonplanar wall specimens considered for verification

Specimen	Section	Main bars	f_{ck} (MPa)	f_y (MPa)	e_x (mm)	e_y (mm)	ψ (°)	P_u (kN)
1c	C-shaped: Type A	22-D10	25.2	357	45.7	76.2	65.6	482
2c		22-D10	25.2	357	45.7	69.9	63.1	532
3c		22-D10	25.2	357	45.7	76.2	65.6	459
4c		22-D10	29.2	357	45.7	88.9	69.8	477
5c		22-D10	26.9	357	38.1	63.5	65.6	541
8y	C-shaped: Type B	18-D10	20.4	453	116	78.4	34.1	330
9y		18-D10	20.4	453	126	85.6	34.1	294
T-2n	T-shaped: Type A1	18-D10	29.3	448	189	38.1	11.4	216
T-5n		18-D10	33.4	448	147	28.4	10.9	303
T-6n		18-D10	33.4	532	76.2	14.2	10.6	573
T-1n	T-shaped: Type A1	18-D10	29.3	532	60.2	63.5	46.5	482
T-3n		18-D10	29.3	532	53.1	55.4	46.2	619
T-4n		18-D10	33.4	532	58.7	60.2	45.7	528
T-7t		18-D10	29.3	532	60.3	63.5	46.5	487
2a		L-shaped	14-D10	25.9	357	16.3	16.3	45.0
4b	L-shaped	14-D10	29.0	462	38.9	127	73.0	170
5b		14-D10	29.0	462	42.7	140	73.0	156

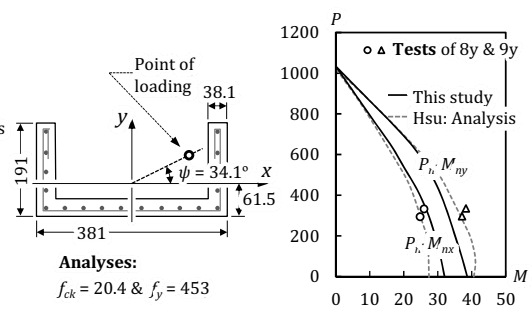
C-, T-, or L-sections



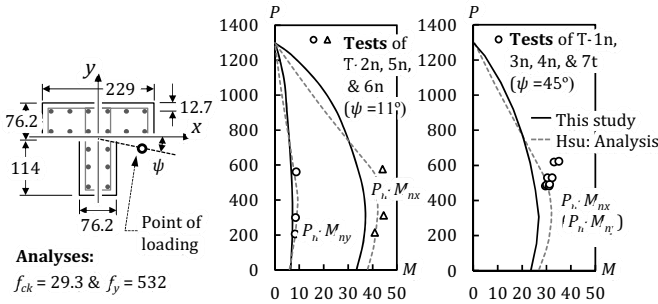
(a) Eccentrically loaded walls



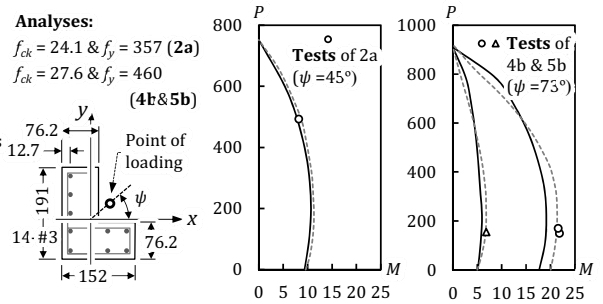
(b) C-shaped: Type A [Hsu 1987]



(c) C-shaped: Type B [Hsu 1987]



(d) T-shaped: Type A1 [Hsu 1989]



(e) L-shaped [Hsu 1985]

Fig. 3 Comparisons of calculated P - M interaction curves with test results

으로 재하된 철근콘크리트 이형벽체의 휨-압축 강도를 합리적이면서도 안전적으로 예측하고 있음을 보여준다.

3. C형 및 H형 벽체의 2축 상호작용

플랜지단면(flanged section)을 갖는 이형벽체의 2축 상호작용은 직사각형, 원형 등 대칭단면을 갖는 기둥의 2축 상호작용과 근본적으로 다르다. 이 연구에서는 단면형상이 상대적으로 단순하면서도 고층건물의 코어벽으로 많이 사용되는 C형 및 H형 이형벽체의 2축 상호작용 특성을 분석하였다.

프로토타입 C형 및 H형 벽체에 대하여 개발한 프로그램으로 구한 3차원 P_n - M_{nx} - M_{ny} 상호작용 곡면을 각각 Fig. 4(a)와 5(a)에 나타냈다. 이러한 3차원 상호작용 곡면을 구조설계 실무에서 직접 사용하는 것은 현실적으로 어렵다. 따라서 등하중법에서는, Fig. 4(b)와 5(b)에 나타낸 바와 같이 P_n - M_{nx} - M_{ny} 상호작용 곡면 상에서 일정한 축압축강도의 점들을 잇는 방식으로 2차원 M_{nx} - M_{ny} 컨투어(M_{nx} - M_{ny} contours at constant axial loads)를 고려한다. 각 컨투어는 일정한 축압축강도(P_n)에서 x 축 모멘트강도(M_{nx})와 y 축 모멘트강도(M_{ny})의 관계를 나타낸다. Fig. 4(b)와 5(b)의 M_{nx} - M_{ny} 컨투어는 서로 다른 종류와 두께의 선으로 표현하였는데, 각각은 축압축강도비 $n = 0.0 \sim 0.5$ 에 대한 것이다. 여기서, n 은 축압축강도 P_n 을 $A_g f_{ck}$ 로 나눈 값이다. (A_g = 벽체 단면적) 또한 M_{nx} - M_{ny} 컨투어는 중립축의 각도를 $\theta = -180^\circ \sim +180^\circ$ 사이에서 변화시키며 수행한 단면해석으로 구한 결과이다. 중립축 각도 θ 는 정방향의 x 축으로부터 반시계방향으로 회전한 각도로 정의되며, 부(-)각도는 회전방향이 반대임을 의미한다.

예를 들어, $\theta = +90^\circ$ 와 -90° 는 중립축이 모두 y 축에 평행하지만, 중립축 회전방향이 반대이므로 압축대가 각각 중립축의 오른쪽과 왼쪽에 위치한다. Fig. 4(b)와 5(b)에서는 명확한 구분을 위하여 $-180^\circ \leq \theta \leq 0^\circ$ 와 $0^\circ \leq \theta \leq +180^\circ$ 에 대한 M_{nx} - M_{ny} 컨투어를 각각 회색 및 검은색으로 표시하였다. C형 및 H형 벽체단면의 2축 상호작용 특성은 Fig. 4(b)와 5(b)로부터 다음과 같이 정리할 수 있다.

1) y 축 비대칭인 C형 벽체는 M_{ny} 의 부호에 따라 형상이 바뀌는 비대칭의 M_{nx} - M_{ny} 컨투어 형상을 보인다. 즉, Fig. 4(b)에서 보는 바와 같이, $-180^\circ \leq \theta \leq 0^\circ$ 인 경우(검은색)보다 $0^\circ \leq \theta \leq +180^\circ$ 인 경우(회색)의 컨투어 크기가 더 크다. 이와 달리, 2축 대칭인 H형 벽체는 대칭의 M_{nx} - M_{ny} 컨투어 형상을 보인다.

2) C형 및 H형 단면 모두 M_{nx} - M_{ny} 컨투어 형상이 압축력의 크기에 따라 달라진다. Fig. 4(c)와 5(c)에 나타낸 바와 같이, $n = 0$ 인 경우 컨투어의 형상이 직사각형에 가깝지만 $n = 0.5$ 로 증가할 경우 마름모에 가깝다. 이러한 M_{nx} - M_{ny} 컨투어 형상 변화는 플랜지와 웨브로 구성된 이형벽체의 단면 형태와 관련 깊다. Fig. 6은 C형 벽체단면에 대하여 $n = 0$ 과 0.5 에서 중립축 각도(θ)에 따른 압축내력 중심의 위치 변화를 보여준다. $n = 0$ 인 경우(Fig. 6(a) 참조), θ 에 0° 에서 $\pm 60^\circ$ 로 바뀌면 압축 내력 중심으로부터 x 축까지 거리 y_o 는 거의 변화가 상대적으로 크지 않는 반면 y 축까지 거리 x_o 는 부호가 바뀌는 큰 변화를 보인다. 그 결과 θ 가 0° 부터 $\pm 60^\circ$ 로 변화하면서 Fig. 4(c)에 나타낸 바와 같이 x 축 모멘트 강도 M_{nx} 는 거의 일정하게 유지된 반면 y 축 모멘트 강도 M_{ny} 는 부호가 바뀌는 큰 값의 변화를 보였다. 이와 달리 $n = 0.5$ 인 경우, $-30^\circ \leq \theta \leq$

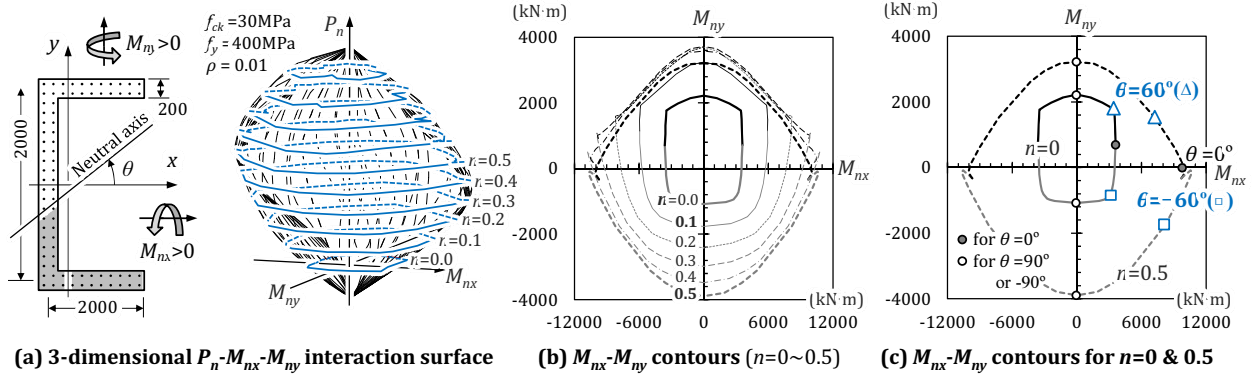


Fig. 4 P_n - M_{nx} - M_{ny} interaction surface and M_{nx} - M_{ny} contours at constant axial loads ($n = 0 \sim 0.5$) of prototype C-shaped wall section

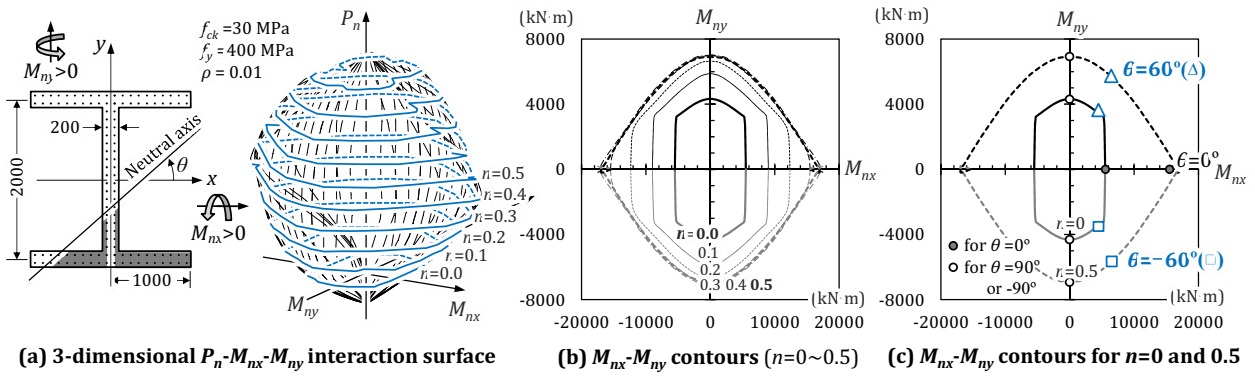


Fig. 5 P_n - M_{nx} - M_{ny} interaction surface and M_{nx} - M_{ny} contours at constant axial loads ($n = 0 \sim 0.5$) of prototype H-shaped wall section

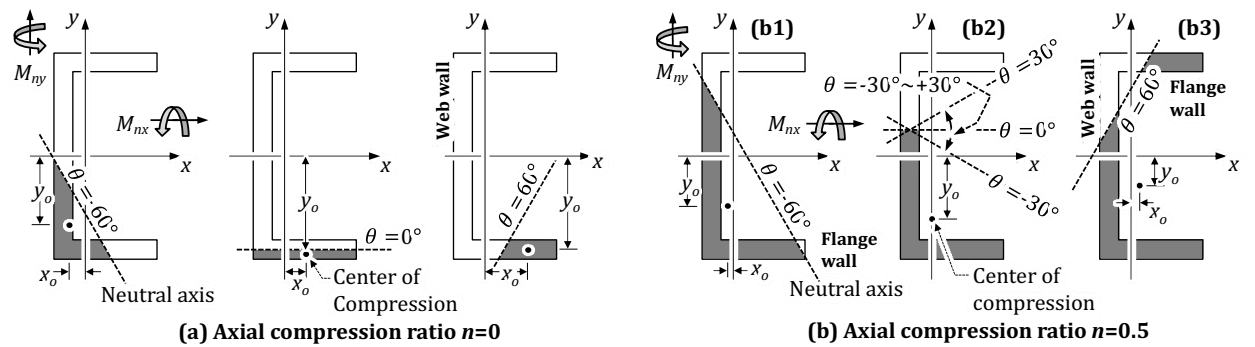


Fig. 6 Variation of the center of compression depending on neutral axis angles ($n = 0$ and 0.5)

+30°에서는 x_o 및 y_o 가 거의 일정하므로 M_{nx} 와 M_{ny} 또한 거의 변하지 않았다(Fig. 6(b2) 참조). 하지만 중립축이 상부 또는 하부 플랜지와 교차하는 $\theta = \pm 60^\circ$ 에 이르러서는 비로소 y_o 가 작아져 M_{nx} 감소하고 x_o 가 커져 M_{ny} 의 크기가 증가하였다.

3) 1축 대칭 C형 벽체의 경우 단면의 도심(center of geometry)과 전단중심(shear center)이 일치하지 않으므로 중립축 각도 θ 와 재하방향 $\psi (= \tan^{-1} [M_{ny}/M_{nx}])$ 가 다르다. 즉, Fig. 4(c)에 나타낸 바와 같이, $\theta = 0^\circ$ 으로 중립축이 x 축과 나란하더라도 y 축에 대한 모멘트 M_{ny} 는 0보다 크다. 이는 C형 벽체가 횡하중의 방향에 따라 비틀림에 취약할 수 있음을 의미한다. 즉, Fig. 7에 나타낸 바와 같이 횡하중이 y 축과 평행

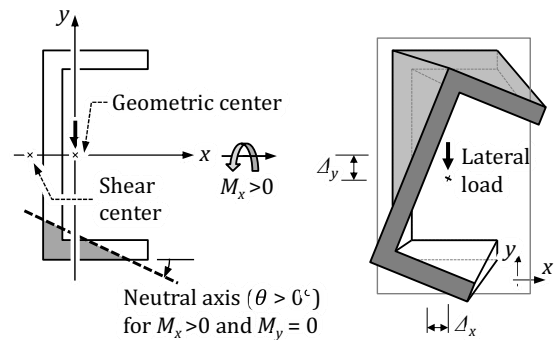


Fig. 7 Twisting of mono-symmetric C-shaped cantilever wall

하더라도 1축대칭 C형 벽체의 횡변위는 y 축 방향(Δ_y)뿐만 아니라 x 축 방향(Δ_x)으로도 발생한다.

4. C형 및 H형 벽체의 킨투어 설계식

4.1 킨투어 정규화

이형벽체 단면은 $M_{nx} - M_{ny}$ 킨투어 형상이 압축력 크기와 재하방향의 영향을 받으므로, 무차원 $m_x - m_y$ 킨투어로 정규화하는데 주의해야 한다. Fig. 8은 y 축 비대칭인 C형 벽체 단면에 대하여 $M_{nx} - M_{ny}$ 킨투어를 정규화하는 방법을 보여준다. 그림에서 중립축 각도가 x 축($\theta = 0^\circ$ 및 $+180^\circ$) 및 y 축($\theta = +90^\circ$ 및 -90°)과 평행한 점들을 각각 흰색원 및 회색원으로 나타냈다. M_{nx0} 와 M_{ny0} 는 각각 $\theta = 0^\circ$ 에서 x 축과 y 축 모멘트를 나타내고, M_{ny90} 및 M_{ny90}' 은 각각 $\theta = +90^\circ$ 및 -90° 에서 y 축 모멘트를 나타낸다. x 축 대칭인 C형 단면은 Fig. 8(a)에서 보는 바와 같이 M_{nx} 의 부호가 바뀌어도 킨투어 형상이 동일하므로, 이후로는 M_{nx} 가 양의 값인 경우(즉, $-90^\circ \leq \theta \leq +90^\circ$)만을 고려한다. 또한 KCI 2012¹⁴⁾에서 허용하는 축압축강도의 최댓값은 $P_{n,max} = 0.80 \cdot (0.85f_{ck}[A_g - A_s] + f_y A_s)$ 로서, 압축지배단면에 대한 강도감소계수 $\phi = 0.65$ 를 고려할 경우 실제 벽체에 작용하는 압축력은 $0.5A_g f_{ck}$ 보다 작다. 따라서 이 연구에서는 압축력비의 범위를 $0 \leq n \leq 0.5$ 로 한정한다. 2축 대칭인 H형 단면의 킨투어 정규화는 Fig. 8에서 중립축 각도 $\theta = 0^\circ$ 일 때 y 축에 대한 모멘트강도 M_{ny0} 가 0이고 $M_{ny90} = M_{ny90}'$ 인 특수한 경우에 해당한다.

C형 단면에서는 중립축 각도 θ 와 재하방향 ψ 이 다르므로 Fig. 8(a)에 나타난 바와 같이 $-90^\circ \leq \theta \leq 0^\circ$ (점선 부분)과 $0^\circ \leq \theta \leq +90^\circ$ (실선 부분) 구간에서 $M_{nx} - M_{ny}$ 킨투어의 크기가 다르다. 따라서 다음의 1차 변환을 통하여 $-90^\circ \leq \theta \leq 0^\circ$ 및 $0^\circ \leq \theta \leq +90^\circ$ 구간의 $m_x - m_y$ 킨투어가 각각 1사분면 및 4사분면에 위치하도록 정규화하였다.

$$m_x = \frac{M_{nx}}{M_{nx0}} \text{ for } -90^\circ \leq \theta \leq +90^\circ \quad (2)$$

$$m_y = \frac{M_{ny} - M_{ny0}}{M_{ny90} - M_{ny0}} \text{ for } 0^\circ \leq \theta \leq +90^\circ$$

$$= \frac{M_{ny} - M_{ny0}}{M_{ny90}' - M_{ny0}} \text{ for } -90^\circ \leq \theta \leq 0^\circ \quad (3)$$

Fig. 8(b)에 나타난 바와 같이 정규화된 $m_x - m_y$ 킨투어에서 1사분면과 4사분면은 각각 중립축 각도 범위 $0^\circ \leq \theta \leq +90^\circ$ 와 $-90^\circ \leq \theta \leq 0^\circ$ 에 대응된다. 2축 대칭인 H형 단면의 경우, $M_{ny0} = 0$ 이므로 식 (3)에서 $m_y = M_{ny}/M_{ny90}$ 및 M_{ny}/M_{ny90}' 으로 단순화된다.

4.2 킨투어 설계식

등하중벽에서는 휨압축설계를 위한 무차원 $m_x - m_y$ 킨투어 설계식을 다음과 같이 정의한다.

$$(m_x)^\alpha + (m_y)^\alpha = 1 \quad (4)$$

여기서, α 는 킨투어 형상을 결정하는 지수로서 단면 형태, 압축력 크기, 재하방향 등에 따라 다르다. Bresler⁸⁾와 PCA의 등하중법¹⁰⁾에 따르면, 직사각형 또는 원형 기둥 단면에서는 압축력의 크기에 따라 α 가 1.15에서 1.55까지 변하며, 균등하게 배근된 부재에서는 근사적으로 1.5를 사용할 수 있다. Hsu¹¹⁻¹³⁾는 실험 및 해석연구를 바탕으로 L형, T형, C형 등 비대칭 이형단면에 대하여 $\alpha = 1.5$ 를 사용할 수 있다고 주장하였다. 하지만, C형 및 H형 벽체의 킨투어 형상이 압축력의 크기(n)와 재하방향(즉, M_{ny} 의 부호)에 따라 다르다는 것을 고려할 때 하나의 α 값을 사용하는 것은 합리적이지 않다. 따라서 이 연구에서는 C형 및 H형 단면에 적합한 α 값을 제안하기 위하여 변수연구를 수행하였다.

해석에 사용한 C형 및 H형 벽체단면을 각각 Fig. 9(a)와

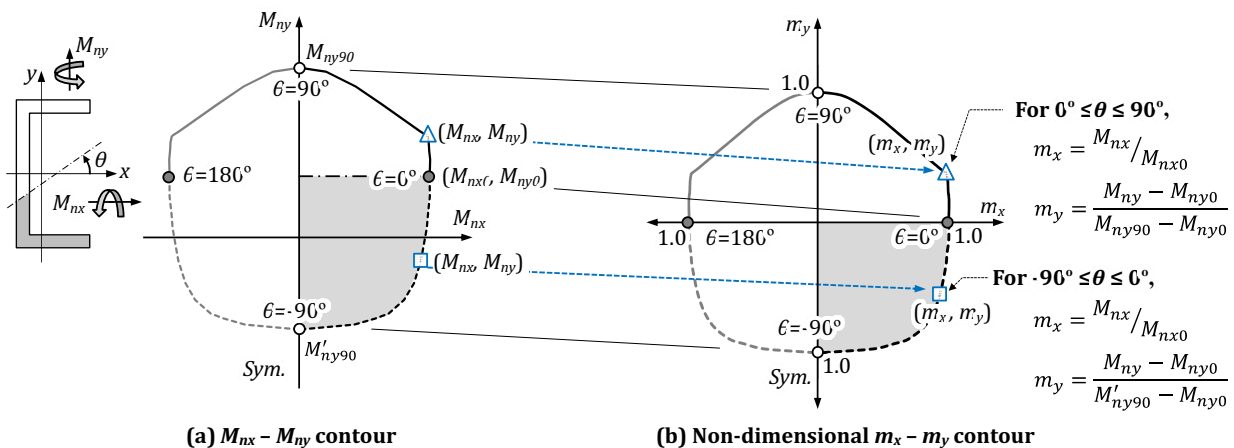


Fig. 8 Mapping of $M_{nx} - M_{ny}$ contour into non-dimensional $m_x - m_y$ contour through line transformation

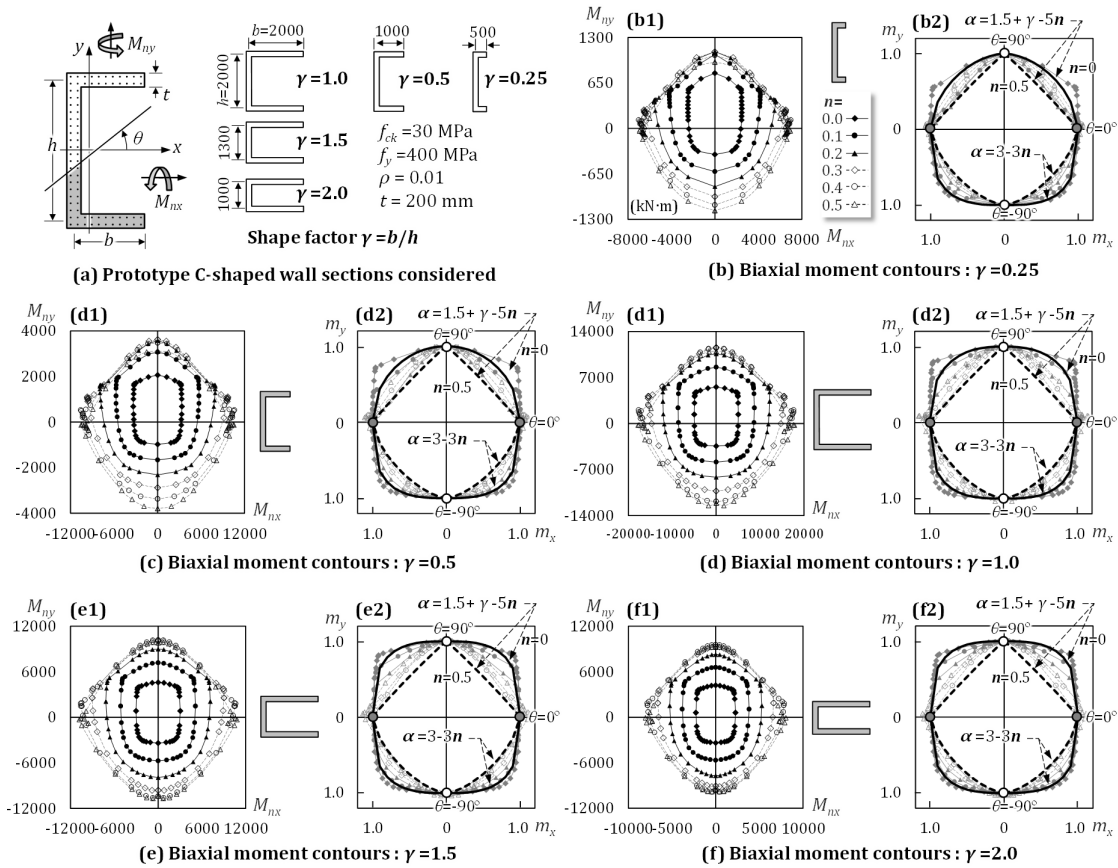


Fig. 9 M_{nx} - M_{ny} and m_x - m_y contours for prototype C-shaped wall sections varying with axial load ratios ($n=1\sim 0.5$)

10(a)에 나타냈는데, 그림에 사용한 기호 h , b , t ($t=200$ mm)는 각각 플랜지 길이, 웨브 길이, 벽체 두께이다. h 와 b 를 500~2000 mm 범위에서 변화시켜 b/h 로 정의되는 단면 형상계수 γ (section shape factor)가 0.25, 0.5, 1.0, 1.5, 2.0 순으로 증가 하도록 조정하였다. 콘크리트 압축강도와 철근 항복강도는 각각 $f_{ck}=30$ MPa와 $f_y=400$ MPa를 가정하였다. 벽체의 휨압축 철근은 $\rho=0.01$ 의 철근비로 전체 단면에 균등하게 배치된 것으로 가정하였다. 변수연구를 위한 단면해석에서는 콘크리트의 압축변형률 특성값으로 설계에 주로 사용하는 $\epsilon_{cw}=0.002$ 및 $\epsilon_{cu}=0.003$ 를 사용하였다. 또한 ϵ_{cu} 에서 잔류 압축강도는 $0.85f_{ck}$ (즉, $\eta=0.85$)를 사용하였다.

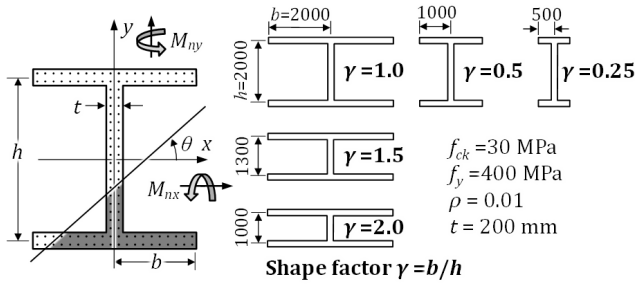
Figs. 9와 10은 각각 C형 및 H형 벽체단면들의 M_{nx} - M_{ny} 컨투어와 m_x - m_y 컨투어를 보여준다. 각 벽체단면의 M_{nx} - M_{ny} 및 m_x - m_y 컨투어는 다음과 같은 방법으로 구하였다. 먼저 2장에서 개발한 프로그램을 사용하여 Fig. 4(a)와 같은 3차원 P_n - M_{nx} - M_{ny} 상호작용 곡면을 구하였다. 그 다음 압축력비 $n=0.0\sim 0.5$ 에 대응하는 M_{nx} - M_{ny} 컨투어를 Fig. 9(b1)~(f1) 및 10(b1)~(f1)과 같이 추출하였고, 마지막으로 M_{nx} - M_{ny} 컨투어를 식(2)와 (3)을 사용하여 Fig. 9(b2)~(f2) 및 10(b2)~(f2)에 나타낸 무차원 m_x - m_y 컨투어로 변환하였다. 구분을 위하여 압축력비가 상대적으로 작은 컨투어($n=0, 0.1, 0.2$)와 큰 컨투어($n=0.3, 0.4, 0.5$)를 각각 실선-검은색 표식(또는 회색 표식) 및 점선-흰색 표식으로 나타냈다.

Fig. 9(b2)~(f2)와 10(b2)~(f2)에 나타낸 바와 같이, C형 및 H형 단면의 m_x - m_y 컨투어는 압축력비 n 이 0부터 0.5로 증가함에 따라 컨투어가 축소하는 경향을 보였는데, 이는 식(4)에서 n 이 증가하면 α 가 감소해야 함을 의미한다. 1축 대칭인 C형 단면의 경우, Fig. 9(b2)~(f2)에 나타낸 바와 같이 중립축 각도 θ 에 따라 컨투어 형상이 조금 달랐다. 즉, $-90^\circ \leq \theta \leq 0^\circ$ 인 경우 단면 형상계수 γ 에 관계없이 컨투어 형상이 거의 동일하였지만, $0^\circ \leq \theta \leq +90^\circ$ 인 경우에는 γ 가 0.25로부터 1.0으로 증가하면서 m_x - m_y 컨투어 또한 약간 확장하였다. 2축 대칭인 H형 단면의 경우, Fig. 10(b2)~(f2)에서 보는 바와 같이 m_x - m_y 컨투어 형상은 단면 형상계수 γ 가 0.25에서 1.0으로 증가하면서 m_x - m_y 컨투어가 약간 확장하였지만, $\gamma \geq 1.0$ 에서는 거의 변화가 없었다. 이러한 변수연구 결과를 바탕으로, 이 연구에서는 C형 및 H형 벽체단면에 대한 α 값을 다음과 같이 제안하였다.

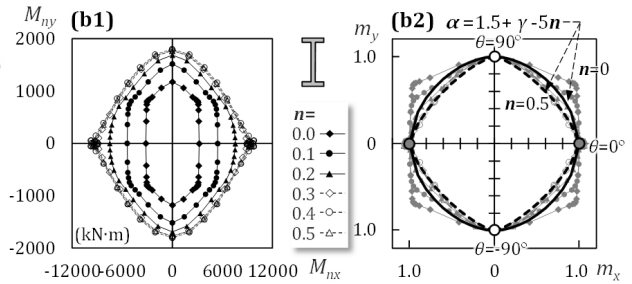
$$\text{C형 단면: } \alpha = 1.5 + \gamma - 5n \quad (1.05 \leq \alpha \leq 3) \text{ for } 0^\circ \leq \theta \leq +90^\circ \quad (5a)$$

$$= 3 - 3n \text{ for } -90^\circ \leq \theta \leq 0^\circ \quad (5b)$$

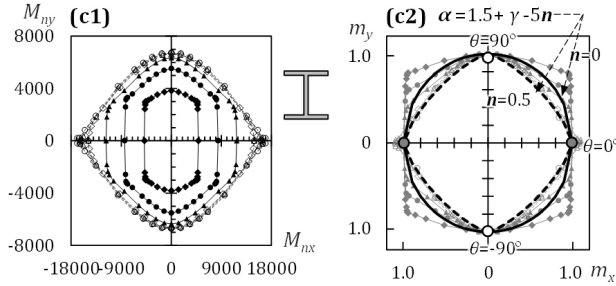
$$\text{H형 단면: } \alpha = 1.5 + \gamma - 5n \quad (1.35 \leq \alpha \leq 3) \text{ for } -90^\circ \leq \theta \leq +90^\circ \quad (6)$$



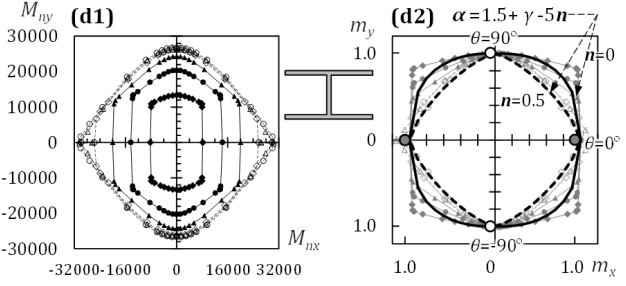
(a) Prototype H-shaped wall sections considered



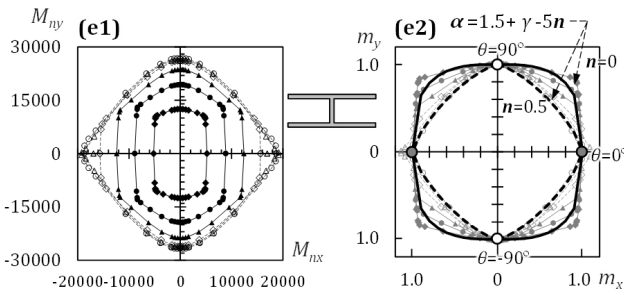
(b) Bi-axial moment contours : $\gamma=0.25$



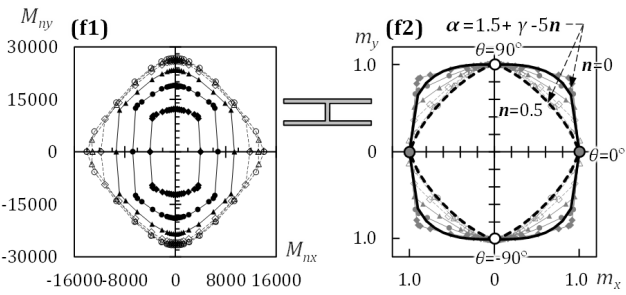
(c) Bi-axial moment contours : $\gamma=0.5$



(d) Bi-axial moment contours : $\gamma=1.0$



(e) Bi-axial moment contours : $\gamma=1.5$



(f) Bi-axial moment contours : $\gamma=2.0$

Fig. 10 M_{nx} - M_{ny} and m_x - m_y contours for prototype H-shaped wall sections varying with axial load ratios ($n=1\sim0.5$)

Table 2 Proposed α values varying with axial compression ratio n and section shape factor γ

$n \backslash \gamma$	C-shaped: Eq. (5a)*					C-shaped: Eq. (5b)*	H-shaped: Eq. (6)*				
	0.25	0.5	1.0	1.5	2.0	0.25~2.0	0.25	0.5	1.0	1.5	2.0
0.0	1.75	2.00	2.50	3.00	3.00	3.00	1.75	2.00	2.50	3.00	3.00
0.1	1.25	1.50	2.00	2.50	3.00	2.70	1.35	1.50	2.00	2.50	3.00
0.2	1.05	1.05	1.50	2.00	2.50	2.40	1.35	1.35	1.50	2.00	2.50
0.3	1.05	1.05	1.05	1.50	2.00	2.10	1.35	1.35	1.35	1.50	2.00
0.4	1.05	1.05	1.05	1.05	1.50	1.80	1.35	1.35	1.35	1.35	1.50
0.5	1.05	1.05	1.05	1.05	1.05	1.50	1.35	1.35	1.35	1.35	1.35

* Eqs. (5a) and (5b) are used for C-shaped walls with $\theta=0^\circ\sim+90^\circ$ and $\theta=-90^\circ\sim0^\circ$, respectively, and Eq. (6) is used for H-shaped walls.

단면 형상계수 $\gamma (=0.25 \sim 2.0)$ 와 축압축력비 $n (=0 \sim 0.5)$ 에 따라 달라지는 α 값은 Table 2에 나타냈다. Table 2에 나타낸 바와 같이, 식(5a)와 (6)에서 α 값의 하한은 각각 1.05 및 1.35이고 α 값의 상한은 두 식 모두 3.0이다. 식(5)와 (6)으로 정의된 α 값을 식(4)에 대입하여 구한 컨투어를 Fig. 9(b2)~(f2) 및 10(b2)~(f2)에 검은색의 두꺼운 실선($n=0$)과 점선($n=0.5$)으로 표시하였는데, 명확한 비교를 위하여 $n=0$ 과 0.5에 대한 m_x - m_y 컨투어만을 그림에서 비교하였다. 그림에 나타

낸 바와 같이, 제안된 α 값은 단면해석으로 구한 C형 및 H형 단면의 m_x - m_y 컨투어와 비교적 잘 들어맞았다. 식 (5a), (5b), (6)은 안전측의 컨투어 예측이 되도록 단면해석 결과와 수작업으로 대조하여 제안한 설계식이다.

m_x - m_y 컨투어의 형상은 압축력과 재하방향 이외에 철근비(ρ), 배근상세(균등배근 또는 단부집중배근), 콘크리트 압축강도(f_{ck}), 철근 항복강도(f_y) 등에 의해서도 영향을 받는다. 이들 변수의 영향을 검토하기 위하여 Fig. 9(a)와 10(a)에

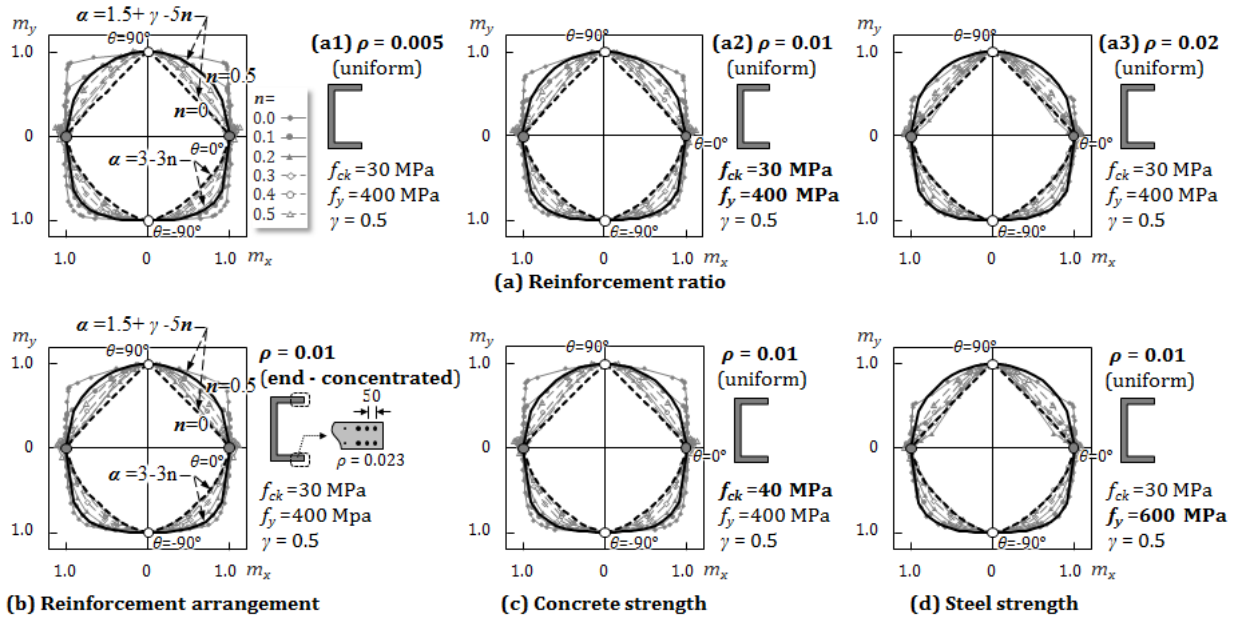


Fig. 11 Effects of other design variables such as reinforcement ratio, reinforcement arrangement, concrete strength, and steel yield strength: C-shaped walls

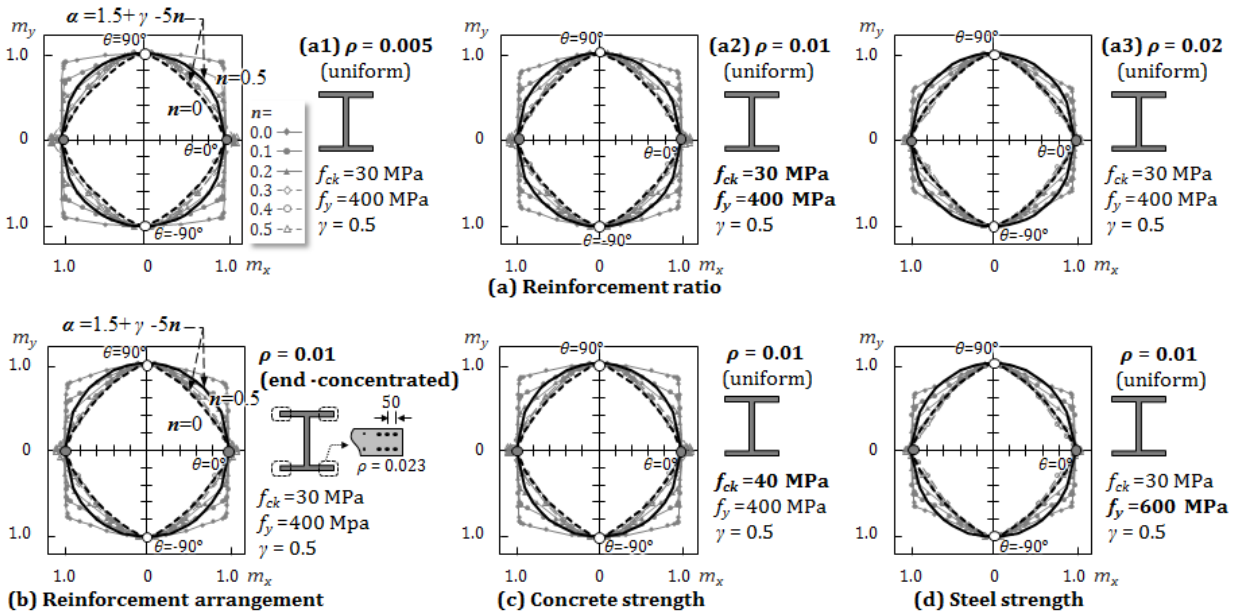


Fig. 12 Effects of other design variables such as reinforcement ratio, reinforcement arrangement, concrete strength, and steel yield strength: H-shaped walls

나타낸 $\gamma=0.5$ 인 프로토타입 C형 및 H형 벽체단면에 대하여 단면해석을 추가로 수행하였다. Figs. 11과 12는 각각 추가 단면해석으로 구한 C형 및 H형의 m_x - m_y 킨투어를 보여주는데, 각 그림에서 (a)는 철근비를 $\rho=0.005, 0.01, 0.02$ 로 증가시키며 구한 해석결과이고, (b)는 단면 전체의 철근비는 $\rho=0.01$ 로 동일하지만 플랜지 단부에 철근을 집중으로 배치한 벽체의 해석결과이며, (c)와 (d)는 각각 콘크리트 압축강도와 철근 항복강도를 $f_{ck}=40$ MPa와 $f_y=600$ MPa로 증가시켜 해석한 결과이다. Fig. 11(b)~(d)와 Fig. 12(b)~(d)에 나타낸

바와 같이, C형 및 H형 벽체는 배근상세, 콘크리트 압축강도, 철근 항복강도의 변화에도 정규화된 m_x - m_y 킨투어 형상에는 큰 변화가 없었다. 이는 $f_{ck}=30\sim 40$ MPa, $f_y=400\sim 600$ MPa 범위에서 배근형태에 관계없이 식 (5)와 (6)으로 정의된 α 값을 사용할 수 있다는 것을 가리키다. 다만, Fig. 11(a)와 12(a)에서 보는 바와 같이, 철근비가 $\rho=0.005, 0.01, 0.02$ 로 증가하면서 C형 및 H형 벽체의 m_x - m_y 킨투어는 점차 수축하는 경향을 보였다. 특히 $\rho=0.02$ 및 $f_y=600$ MPa에서 압축력비가 $n=0.5$ 일때 일부 비안전측의 결과를 보였으

나, 강도감소계수 및 설계식이 갖는 안전율을 고려할 경우 그 영향은 제한적이다. 하지만 전체 철근비가 2.0% 이상 과 배근된 벽체에서는 제안된 α 값을 사용하지 않는 것이 바람직하다.

5. 설계 적용

4장에서 제안된 α 값을 사용하여, 단면형상계수가 $\gamma = 0.5$ 인 C형 및 H형 벽체의 2축 휨압축설계를 수행하였다. 대상 벽체의 단면치수와 재료강도는 Figs. 13(a)와 14(a)에 나타냈다. 또한 각 벽체에 작용하는 축압축하중 P_u , x축 모멘트하중 M_{ux} , y축 모멘트하중 M_{uy} 은 Table 3에 나타냈다. 예제 벽체들의 2축 휨설계는 다음의 절차에 따라 수행하였다.

- 1) 철근비 ρ 를 가정한다.
- 2) 중립축 각도 $\theta = -90^\circ, 0^\circ, 90^\circ$ 에 대한 단면해석을 수행하여 2차원 $\phi P_n - \phi M_{nx}$ 또는 $\phi P_n - \phi M_{ny}$ 관계를 그리고, 이로부터 P_u 에 대응하는 ϕM_{nx0} , ϕM_{ny0} , ϕM_{ny90} , $\phi M_{ny90}'$ 을 구한다.
- 3) 무차원의 m_x 와 m_y 를 다음과 같이 계산한다.

$$m_{ux} = \frac{M_{ux}}{\phi M_{nx0}} \text{ for } -90^\circ \leq \theta \leq 90^\circ \quad (7)$$

$$m_{uy} = \frac{M_{uy} - \phi M_{ny0}}{\phi M_{ny90} - \phi M_{ny0}} \text{ for } 0^\circ \leq \theta \leq 90^\circ \quad (8a)$$

$$= \frac{M_{uy} - \phi M_{ny0}}{\phi M_{ny90}' - \phi M_{ny0}} \text{ for } -90^\circ \leq \theta < 0^\circ \quad (8b)$$

4) 압축력비 $n = P_u / (A_g f_{ck})$ 에 대응하는 α 값을 식(5)와 (6)으로부터 결정한다.

5) 2축 휨강도에 대한 안전성을 다음과 같이 검토한다.

$$(m_{ux})^\alpha + (m_{uy})^\alpha \leq 1.0 \quad (9)$$

6) 식 (9)를 만족하면 설계가 종료되고, 그렇지 않다면 1)로 돌아가 철근비를 변경하여 재검토한다.

C형 벽체의 설계 결과는 각각 Fig. 13과 Table 3에 나타냈다

Table 3 Summary of biaxial design of C- and H-shaped walls

Wall	Design demands			Characteristic design moment strengths				Non-dimensional load contour			
	P_u (kN)	M_{ux} (kN·m)	M_{uy} (kN·m)	ϕM_{nx0} (kN·m)	ϕM_{ny0} (kN·m)	ϕM_{ny90} (kN·m)	$\phi M_{ny90}'$ (kN·m)	n	α	m_{ux}	m_{uy}
C-shaped	1920	3700	450	3880	779	2087	-1129	0.1	1.5 ($0^\circ \leq \theta \leq 90^\circ$) 2.7 ($-90^\circ \leq \theta \leq 0^\circ$)	0.954	0.172
H-shaped	2784	3870	2000	5707	0	3758	-3758	0.1	1.5	0.678	0.532

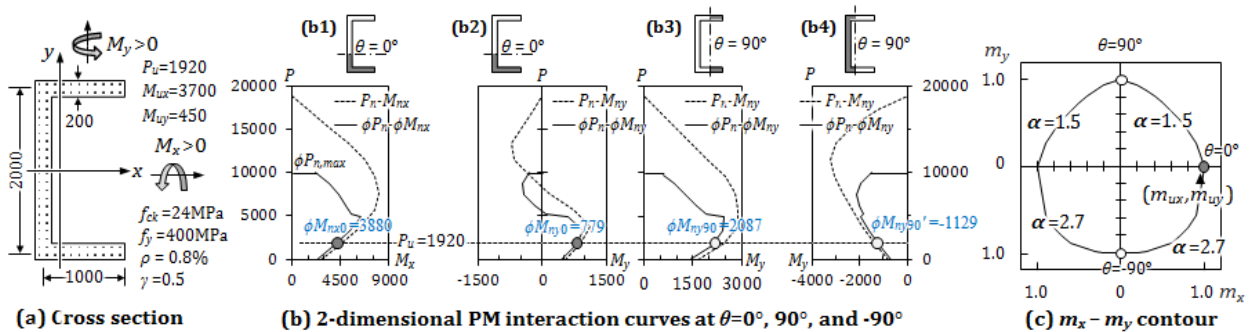


Fig. 13 Flexure-compression design of a biaxially loaded C-shaped wall using proposed load contour method

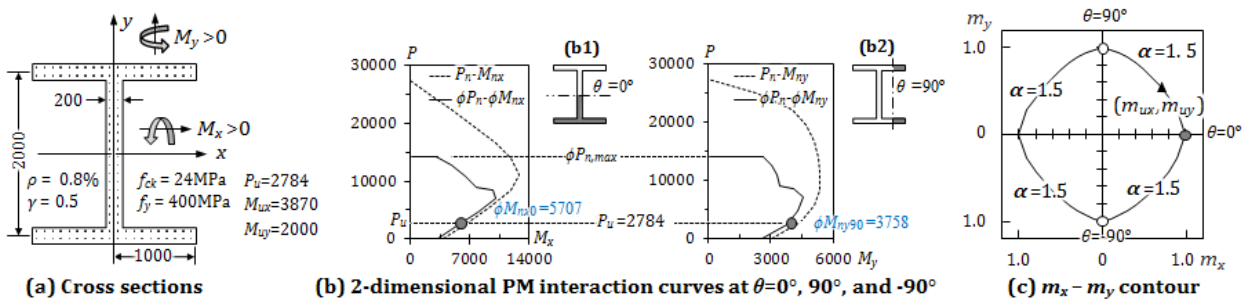


Fig. 14 Flexure-compression design of a biaxially loaded H-shaped wall using proposed load contour method

다. Fig. 13(a)에 나타난 바와 같이 단면 전체에 균일한 철근비 $\rho = 0.008$ 을 가정하여 검토하였고, 중립축 각도 $\theta = -90^\circ, 0^\circ, 90^\circ$ 에 대한 단면해석으로 구한 2차원 $P-M$ 상관곡선은 Fig. 13(b1)~(b4)에 나타났다. $P-M$ 상관곡선에서 강도감소계수 ϕ 와 최대 축압축강도 $P_{n,max}$ 는 KCI 2012¹⁴⁾의 규정에 따라 산정하였다. P_u 에 대응하는 $\phi M_{nx0}, \phi M_{ny0}, \phi M_{ny90}, \phi M_{ny90}'$ 은 Fig. 13(b)와 같이 구하였고, 그 값을 Table 3에 정리하여 나타났다. 압축력비 $n = P_u / (A_g f_{ck}) = 0.1$ 와 단면형상계수 $\gamma = 0.5$ 에 대응하는 α 값은 식 (5)로부터 $-90^\circ \leq \theta \leq 0^\circ$ 와 $0^\circ \leq \theta \leq +90^\circ$ 에서 각각 2.7과 1.5이다. Fig. 13(c)는 C형 벽체의 2축 휨 압축설계를 위한 m_x-m_y 컨투어를 보여주는데, 중립축 각도의 범위가 $0^\circ \leq \theta \leq +90^\circ$ 인 1사분면은 $\alpha = 1.5$ 를 사용하였고 중립축 각도의 범위가 $-90^\circ \leq \theta \leq 0^\circ$ 인 4사분면에서는 $\alpha = 2.7$ 를 사용하였다. Table 3에 나타난 바와 같이 y 축 모멘트하중 M_{uy} ($= 450 \text{ kN}\cdot\text{m}$)이 $\theta = 0^\circ$ 에서 모멘트강도 ϕM_{ny0} ($= 779 \text{ kN}\cdot\text{m}$)보다 작으므로, 축압축하중과 2축 모멘트하중이 작용할 때 벽체에 발생하는 중립축 각도는 $-90^\circ \leq \theta \leq 0^\circ$ 의 범위에 존재한다(Fig. 8 참조). 따라서 m_{ux} 와 m_{uy} 는 각각 식 (7)과 식 (8)를 사용하여 계산하고 2축 상호작용에 대한 검토는 $\alpha = 2.7$ 를 사용한다. 즉, $m_{ux} = 0.954, m_{uy} = 0.172, m_{ux}^\alpha + m_{uy}^\alpha = 0.954^{2.7} + 0.172^{2.7} = 0.889$ (Table 3 참조).

2축 대칭인 H형 벽체의 설계 결과($\rho = 0.008$, 균등배근)는 Fig. 14와 Table 3에 나타났다. 단면 형상이 2축 대칭이므로, 중립축 각도 $\theta = 0^\circ$ 에서 y 축 모멘트강도가 $M_{ny0} = 0$ 이고 $\theta = 90^\circ$ 와 -90° 에 대응하는 y 축 모멘트강도가 같다(즉, $M_{ny90} = -M_{ny90}'$). 축압축력비 n ($= 0.1$)에 대응하는 α 값은 식 (6)로부터 1.5이고, $\alpha = 1.5$ 를 대입하여 작성한 m_x-m_y 컨투어를 Fig. 14(c)에 나타났다. 설계하중에 의한 m_{ux} ($= 0.678$)와 m_{uy} ($= 0.532$)은 식 (9)를 만족한다. 즉, $m_{ux}^\alpha + m_{uy}^\alpha = 0.678^{1.5} + 0.532^{1.5} = 0.946$.

6. 결론

이 연구에서는 압축력과 함께 2방향 휨모멘트가 재하된 C형 및 H형 벽체의 2축 상호작용과 이를 고려하기 위한 등하중법을 연구하였다. 주요 연구결과는 다음과 같다.

- 1) 비대칭 단면을 갖는 이형벽체는 등압축력에 대한 $M_{nx}-M_{ny}$ 컨투어의 형상이 비대칭이다. 이 연구에서는 1축 비대칭 벽체단면에 대하여 $M_{nx}-M_{ny}$ 컨투어를 무차원의 m_x-m_y 컨투어로 정규화하는 방법을 제안하였다. C형 벽체와 같이 1축 대칭 단면의 경우 이러한 정규화를 통하여 m_x-m_y 컨투어에서 비대칭성이 크게 완화되었다.
- 2) C형 및 H형 벽체는 m_x-m_y 컨투어 형상이 재하방향(또는 중립축 각도 θ)과 축압축하중(또는 축압축력비 n)에 의하여 크게 영향을 받았다. 특히 n 이 증가할수록 m_x-m_y 컨투어 형상이 수축하는 경향을 보였다. 단면 형상계수 γ ($= b/h$)가 컨투어 형상에 미치는 영향은 상대적으로 제한적이었다.
- 3) 변수연구를 통하여 C형 및 H형 벽체를 위한 무차원

m_x-m_y 컨투어 설계식을 제안하였다. 제안된 m_x-m_y 컨투어는 재하방향($-90^\circ \leq \theta \leq +90^\circ$), 압축력($n = 0.0 \sim 0.5$), 단면 형상($\gamma = 0.25 \sim 2.0$)의 영향을 포함한다.

- 4) 철근비($\rho = 0.005 \sim 0.02$), 배근상세(균등배근 및 플랜지 단부집중배근), 콘크리트 압축강도($f_{ck} = 30$ 및 40 MPa), 철근 항복강도($f_y = 400$ 및 600 MPa)에 대한 변수 분석 결과, 이들 설계변수가 무차원 m_x-m_y 컨투어에 미치는 영향은 대체로 제한적이었다.
- 5) 제안된 m_x-m_y 컨투어를 바탕으로 C형 및 H형 벽체를 위한 등하중법을 제안하였다. 제안한 방법은 $\theta = 0^\circ, 90^\circ, -90^\circ$ 등 주축에 평행한 중립축에 대하여 산정한 2차원 $P-M$ 상호작용 곡선만을 사용하여 이형벽체의 2축 휨압축 설계를 수행할 수 있다.

감사의 글

이 연구는 한국연구재단의 연구비 지원(NRF 2015 R1A2A2A01003777)에 의하여 수행되었습니다.

Reference

1. Lau, C.Y., Chan, S.L., and So, A.K.W., "Biaxial Bending Design of Arbitrarily Shaped Reinforced Concrete Column", *ACI Structural Journal*, Vol.90, No.3, 1993, pp.269-278.
2. Rodrigues- Gutierrez, J.A., and Aristizabal-Ochoa, J.D., "Biaxial Interaction Diagrams for Short RC Columns of Any Cross Section", *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol.125, No.6, 1999a, pp.672-683.
3. Rodrigues- Gutierrez, J.A., and Aristizabal-Ochoa, J.D., "Partially and Fully Prestressed Concrete Sections under Biaxial Bending and Axial Load", *ACI Structural Journal*, Vol.97, No.4, 1999b, pp.553-563.
4. Kim, J.-K., Lee, S.-S., Yang, J.-K., Jang, J.-S., and Cho, S.-C., "Second-Order Analysis of Reinforced Concrete Columns under Biaxial Loading", *Journal of Korean Concrete Institute*, Vol.9, No.2, 1997, pp.99-108.
5. Kim, J.-K., Lee, S.-S., Lee, S.-G., and Kim, S.-Y., "An Experimental Study on the Behavior of Reinforced Concrete Columns Subjected to Axial Force and Biaxial Bending," *Journal of Korean Concrete Institute*, Vol.11, No.4, 1999, pp.55-62.
6. Wight, K.J., and MacGregor, J.G., *Reinforced Concrete: Mechanics and Design*, 6th Ed., Pearson Education, Inc., Upper Saddle River, New Jersey, 2012.
7. Furlong, R.W., Hsu, C.-T.T., and Mirza, S.A., "Analysis and Design of Concrete Columns for Biaxial Bending-Over-view", *ACI Structural Journal*, Vol.101, No.3, 2004, pp.413-423.
8. Bresler, B., "Design Criteria for Reinforced Concrete Columns under Axial Load and Biaxial Bending", *ACI*

- Journal Proceedings*, Vol.57, No.5, 1960, pp.481-490.
9. Parme, A.L., Nieves, J.M., and Gouwens, A., "Capacity of Reinforced Rectangular Columns Subjected to Biaxial Bending", *ACI Journal Proceedings*, Vol.63, No.9, 1966, pp.911-923.
 10. Portland Cement Association, Notes on ACI 318-11 Building Code Requirements for Structural Concrete with Design Applications, Publication EB716, Portland Cement Association, Skokie, Illinois, 2013.
 11. Hsu, C.-T.T., "T-shaped Reinforced Concrete Members Under Biaxial Bending and Axial Compression", *ACI Structural Journal*, Vol.86, No.4, 1989, pp.460-468.
 12. Hsu, C.-T.T., "Channel-Shaped Reinforced Concrete Compression Members Under Biaxial Bending", *ACI Structural Journal*, Vol.84, No.3, 1987, pp.201-211.
 13. Hsu, C.-T.T., "Biaxially Loaded L-shaped Reinforced Concrete Columns", *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol.111, No.12, 1985, pp.2576-2595 [Errata, 1988, Vol.114, No.11, p.2629].
 14. Korean Concrete Institute, Design Codes for Concrete Structures (KCI 2012), Kimundang, Seoul, (Korean), 2012.

요 약 C형 및 H형 단면의 구조벽체는 고층 건물에서 횡력저항시스템으로 널리 이용된다. 이러한 이형벽체는 축력과 함께 x축 및 y축에 대한 2방향 휨모멘트를 동시에 받으므로, 안전한 벽체설계를 위해서는 휨-압축 상호작용을 정확히 고려해야 한다. 이 연구에서는, 대칭단면을 갖는 기둥을 위하여 개발된 기존 등하중법을 수정하여, 2방향으로 재하된 C형 및 H형 벽체를 위한 근사설계방법을 제안하였다. 다양한 단면형상을 갖는 이형벽체에 대하여 2방향 모멘트강도를 계산할 수 있는 단면해석 프로그램을 개발하고, 실험결과와 비교를 통하여 프로그램의 정확성을 검증하였다. 또한 개발한 프로그램을 사용한 변수연구를 통하여, C형 및 H형 이형벽체 단면에 대한 2축 상호작용 특성을 분석하였다. 분석 결과, C형 및 H형 이형벽체의 2축 상호작용은 모멘트 방향과 압축력 크기에 의하여 크게 영향을 받는 것으로 나타났다. 이러한 변수연구를 통하여 일정한 압축력에서 2축 모멘트강도의 상관관계를 나타내는 정규화된 킨투어 설계식을 제안하였다. 또한 실무에서 쉽게 활용할 수 있도록, 제안된 킨투어 설계식을 사용한 이형벽체 설계절차와 설계예제를 제시하였다.

핵심용어 : 이형벽체, 구조벽, 등하중법, 2축 상호작용, 2축 설계