

Box단면 접합부의 Panel Zone 거동특성

Panel Zone Behavior of Steel Box Connections

황 원 섭¹⁾

Hwang, Won Sup

요 약 : 본 연구는 강계 라멘교각 접합부 panel zone의 전단거동특성에 대하여 검토한 것이다. 여기에서는 접합부 시험체 20개에 대한 재하실험 결과와 3가지의 FEM해석 모델에 대한 결과를 제시 하였다. 이와같은 실험 및 해석결과를 비교·검토한 결과, panel zone의 강도와 변형 성능은 단면적비와 전단좌굴등에 의하여 감소하는 경향을 보이고 있음을 알 수 있었다. 따라서 본 연구에서는 이상의 결과를 기초로 panel zone의 강도와 변형성능에 대한 새로운 평가식을 제안하였으며, 또한 기존의 라멘교각 접합부에 대한 변형성능에 관해서 검토하였다.

ABSTRACT : This paper presents the shear behavior of panel zone in steel frame piers. The results of loading tests on twenty box connections and three types of analysis model are reported herein. It is indicated that the major cause of the reduction of strength and shear deformation capacity (ductility) is the sectional-area ratio and the shear buckling of panel zone. Based on the results, some new proposals are presented for the evaluation of strength and ductility of panel zone. This paper is also discussed the ductility of connections by current design procedure.

핵심용어 : box단면 접합부, panel부, 강도, 변형성능

KEYWORDS : box connection, panel zone, strength, ductility

1. 서 론

최근 강계 라멘교각의 내진성능과 관련하여 보와 기둥부재가 교차하는 접합부의 거동특성에 대한 실험적 연구가 활발히 진행 되어 왔다. 이러한

box단면 접합부의 거동특성에 관한 실험결과를 검토 해보면, 그 붕괴형식(failure mode)에 따라 강도 및 변형성능이 달라지게 되며, 특히 panel부(panel zone)의 변형특성이 크게 영향을 미치고 있는 것으로 알려지고 있다. 따라서, 강계 라

1) 정회원, 인하대학교 토목공학과 조교수, 공학박사

본 논문에 대한 토의를 1998년 5월 31일까지 학회로 보내주시면 토의회답을 게재하겠습니다.

멘교각의 내진성능을 파악하기 위해서는, 우선 이러한 접합부 panel부의 강도 및 변형성능을 정확히 평가 하는 것이 중요하다고 하겠다.

1991년 中井등은,⁽¹⁾ box단면 접합부의 붕괴형식에 대한 실험을 통하여 panel부 근방의 보 또는 기둥부재(이하 부재일반부)가 먼저 항복에 도달하여 붕괴하는 경우, 접합부의 강도와 변형성능의 측면에서 가장 불리한 붕괴형식이 된다는 것을 확인 하였다. 한편 황·西村등은⁽²⁾ 부재일반부 보다 panel부의 항복이 선행하는 경우의 접합부 거동특성은 단면적비와 panel부의 등가 폭-두께비에 따라 영향을 받게 된다는 것을 지적하고 있다. 그러나 이러한 연구는 주로 접합부의 강도와 변형특성에 대한 실험적 검토를 한 것으로서 접합부의 내진성 평가에 중요시 되는 panel부의 항복후 거동특성에 대해서는 충분히 규명하고 있지 못한 실정에 있다고 하겠다.

본 논문은 이상의 점들을 고려하여 접합부 panel부의 강도 및 변형성능 평가법에 관하여 고찰한 것이다. 여기에서는, 접합부 시험체에 대한 재하실험 결과와 탄소성FEM해석 결과등을 비교·검토하여, 우선 panel부의 항복강도 평가법과 항복형식의 분류방법등에 관하여 서술한 다음, panel부의 변형성능 평가법 및 기존의 강제 라멘 교각 접합부에 대한 변형성능에 관하여 검토하기로 한다.

2. 접합부 해석모델

2.1 해석모델의 제원

해석모델의 제원 및 각종 설계변수를 정리하면 표1과 같다. 여기서, S는 보와 기둥부재의 web과 flange의 단면적비 ($= d \cdot t_w / b \cdot t_f$)중 큰값이 되며, S_y 는 항복단면적비로서 3.1절에서 설명하기로 한다. 표1에서 SS모델은 (S/S_y)비를 0.3~0.8로 변화 시킨 것 이며, RP 및 RF모델은

표 1. 해석모델의 제원

Model	b (mm)	t _r (mm)	d _b (mm)	d _s (mm)	t _w (mm)	L (mm)	S/S _y	R _p	R _r
SS03	325.5	14	196.0	196.0	5.5	1200	0.273	0.366	0.481
SS04	327.0	14	246.0	246.0	7.0	1200	0.434	0.361	0.483
SS06	328.0	14	306.0	306.0	8.0	1200	0.615	0.393	0.484
SS08	329.0	14	346.0	346.0	9.0	1200	0.780	0.395	0.486
RP025	329.0	14	226.0	226.0	9.0	1200	0.510	0.258	0.486
RP045	326.5	14	286.0	286.0	6.5	1200	0.469	0.452	0.482
RP060	325.5	14	326.0	326.0	5.5	1200	0.454	0.609	0.481
RF03	328.5	22	278.0	278.0	8.5	1200	0.377	0.336	0.308
RF04	328.5	17	283.0	283.0	8.5	1200	0.497	0.342	0.399
RF06	328.5	12	289.0	289.0	8.5	1200	0.784	0.349	0.617
RF08	328.5	8.5	291.5	291.5	8.5	1200	1.024	0.352	0.799

표 2. 시험체 제원

Specimen	b (mm)	t _r (mm)	d _b (mm)	d _s (mm)	t _w (mm)	L (mm)	S/S _y	R _p	R _r
A - 1M	184.4	5.9	154.1	154.1	4.4	600	0.719	0.346	0.654
A - 1C	184.4	5.9	154.1	154.1	4.4	600	0.719	0.346	0.654
A - 2M	244.5	6.0	204.0	204.0	4.5	800	0.722	0.448	0.853
A - 2C	244.5	6.0	204.0	204.0	4.4	800	0.706	0.458	0.853
A - 3M	184.5	6.0	204.0	154.0	4.5	620	0.957	0.374	0.644
A - 3C	184.4	5.9	204.1	154.1	4.4	620	0.953	0.383	0.654
B - 1M	275.6	8.8	201.2	201.2	5.6	900	0.536	0.371	0.708
B - 1C	275.5	8.8	201.2	201.2	5.5	900	0.527	0.378	0.708
B - 2M	335.6	8.7	271.3	271.3	5.6	1100	0.600	0.501	0.872
B - 2C	335.6	8.8	271.2	271.2	5.6	1100	0.593	0.501	0.862
B - 3M	275.6	8.8	271.2	201.2	5.6	900	0.723	0.413	0.708
B - 3C	275.6	8.8	271.2	201.2	5.6	900	0.723	0.413	0.708
C - 1M	712.6	19.4	460.6	460.6	12.6	2200	0.484	0.311	0.515
C - 1C	712.6	19.4	460.6	460.6	12.6	2200	0.484	0.311	0.515
C - 2M	712.6	19.4	460.6	460.6	12.6	2200	0.484	0.311	0.515
C - 2C	712.6	19.4	460.6	460.6	12.6	2200	0.484	0.311	0.515
D - 1M	248.9	12.5	157.5	157.5	8.9	1000	0.520	0.254	0.574
D - 1C	248.9	12.5	157.5	157.5	8.9	1000	0.520	0.254	0.574
D - 2M	248.9	12.5	157.5	157.5	8.9	1000	0.511	0.233	0.498
D - 2C	248.9	12.5	157.5	157.5	8.9	1000	0.511	0.233	0.498

panel부 와 flange의 국부좌굴에 대한 등가폭-두께비(equivalent width-thickness ratio)파라미터 R_p , R_r 를 각각 0.25~0.60과 0.30~0.80으로 한 모델이다. 그리고 이때의 R_p 및 R_r 는 각각 순수 전단을 받는 사각형 평판과 압축을 받는 4변 단순지지 평판의 폭-두께비에 관한 것으로서 각각의 좌굴응력 τ_{cr} 과 σ_{cr} 을 도입하여 정리하면 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$R_p = \sqrt{\frac{\tau_y}{\tau_{cr}}} = \frac{d_c}{t_w} \sqrt{\frac{12(1-\nu^2)}{x_p \pi^2} \cdot \frac{\tau_y}{E}} \quad (1)$$

여기서, $\tau_{cr} = \frac{x_p \pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t_w}{d_c}\right)^2$

$$R_f = \sqrt{\frac{\sigma_y}{\sigma_{cr}}} = \frac{b}{t_f} \sqrt{\frac{12(1-\nu^2)}{4\pi^2} \cdot \frac{\sigma_y}{E}} \quad (2)$$

여기서, $\sigma_{cr} = \frac{4\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t_w}{b}\right)^2$

이상에서 b, d_c 는 각각 flange와 web높이의 중심간격을, t_w, t_f 는 web과 flange두께를 나타내며, ν 와 E 는 각각 포아송비와 탄성계수를 나타낸다. 그리고 τ_y 와 σ_y 는 panel부의 전단항복응력과 flange의 항복응력을 의미하며, x_p 는 전단력을 받는 panel부의 좌굴계수가 된다. 또한, FEM해석에 있어서의 재료의 응력-변형을 관계는 시험체 B시리즈의 재료시험 결과를 이용하여 참고문헌(2)에 서술한 바와 같이 근사화 하였다. 한편 이상의 해석결과와 비교·검토를 위한 각 시험체의 제원 및 각종 파라메터를 정리하면 표 2

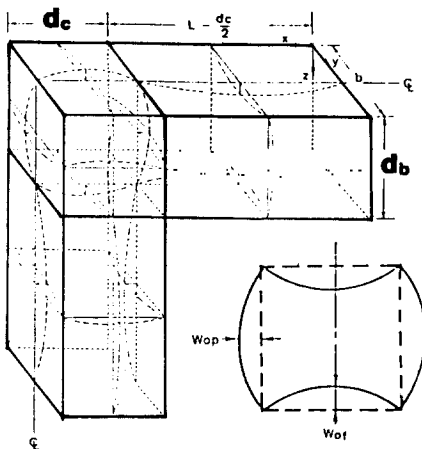


그림 1. 초기처짐의 분포형상

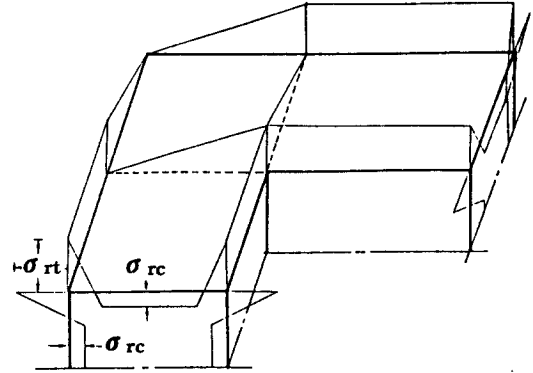


그림 2. 전류응력의 분포형상

와 같다.

2.2 해석모델

해석에 있어서는 모델형상의 대칭성을 고려하여 단면의 1/2만을 해석대상으로 하였고, 판요소의 탄소성FEM해석 프로그램 NAPLAT을 사용하였다.⁽³⁾ 해석시 고려한 초기처짐 w_{op} 및 w_{or} 의 최대값은 각각 $d/150, b/150$ 으로서 그림 1에 나타낸 바와 같이 sine분포로 하였다. 또한 전류응력의 분포는 그림 2에 표시한 바와같이 가정 하였으며, 이때 인장 및 압축전류응력은 $\sigma_{rt} = 1.0\sigma_y, \sigma_{rc} = -0.4\sigma_y$ 로 하였다. 아울러 FEM해석에서 사용한 요소분할과 경계조건등은 참고문헌(2)에 서술한 바와 동일한 방법으로 하였으며, 이상의 해석결과는 실험결과와 거의 일치하고 있음을 확인할 수 있었다.

3. panel부의 탄성거동

3.1 항복단면적비 S_y

그림 3(a)에 나타낸 바와 같이 보와 기둥 부재에 작용하는 휨모멘트를 각각 M_b 와 M_c , 축방

항력을 N_b 와 N_c 라고 하면, 각 부재의 flange에 작용하는 집중력은 다음과 같이 주어진다.⁽⁴⁾

$$F_{ib} = \frac{M_b}{d_b} + \frac{N_b}{2}, F_{ob} = \frac{M_b}{d_b} - \frac{N_b}{2} \quad (3.a)$$

$$F_{ic} = \frac{M_c}{d_c} + \frac{N_c}{2}, F_{oc} = \frac{M_c}{d_c} - \frac{N_c}{2} \quad (3.b)$$

또한 그림 3(b)로 부터 $N_b = N_c = N$, $V_b = V_c = V$ 이므로 panel부에 작용하는 전단력 \bar{V} 는 다음 식과 같이 된다.

$$\bar{V}_{ib} = F_{ib} - V_c = \frac{M_b}{d_b} + \frac{N}{2} - V = \bar{V}_{ob} \quad (4.a)$$

$$\bar{V}_{ic} = F_{ic} - V_b = \frac{M_c}{d_c} + \frac{N}{2} - V = \bar{V}_{oc} \quad (4.b)$$

또한 위식에 M_b 와 M_c 를 구하여 대입하고, $N = V$ 라는 관계를 적용하면 식(4)는 다음과 같이 다시 쓸 수 있다.

$$\bar{V}_{ib} = \frac{V}{d_b} \left[L - \frac{(d_b + d_c)}{2} \right] = \bar{V}_{ob} \quad (5.a)$$

$$\bar{V}_{ic} = \frac{V}{d_c} \left[L - \frac{(d_b + d_c)}{2} \right] = \bar{V}_{oc} \quad (5.b)$$

그러면 식(5)에 대응하는 전단응력은 다음과 같이 구할 수 있다.

$$\tau_{ib} = \frac{\bar{V}_{ib}}{2 \cdot d_c \cdot t_w} = \tau_{ob} \quad (6.a)$$

$$\tau_{ic} = \frac{\bar{V}_{ic}}{2 \cdot d_b \cdot t_w} = \tau_{oc} \quad (6.b)$$

즉 그림3(b)와 같은 접합부의 panel부에 생기는 평균전단응력 τ_{av} 는 식(6)으로 부터 다음과 같이 주어진다.

$$\tau_{av} = \frac{V}{2 \cdot d_b \cdot d_c \cdot t_w} \left[L - \frac{(d_b + d_c)}{2} \right] \quad (7)$$

panel부는 τ_{av} 가 항복전단응력 $\tau_y (= \sigma_y / \sqrt{3})$ 에 도달하게 되면 항복하게 되므로, 이때의 항복전단력 V_y 는 다음식으로 구할 수 있다.

$$V_y = \frac{2\sigma_y \cdot d_b \cdot d_c \cdot t_w}{\sqrt{3} [L - (d_b + d_c)/2]} \quad (8)$$

한편 panel부 근방의 flange에 작용하는 축방향 항력에 의한 평균수직응력을 σ_{av} 라고 하면, 압축 flange의 축방향력 F_i 는 다음과 같이 주어진다.

$$F_i = b t_f \sigma_{av} \quad (9)$$

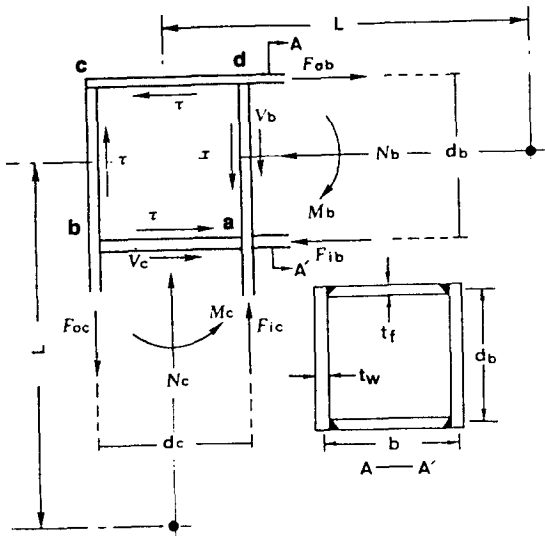
中井⁽⁵⁾ 등은 panel부에 작용하는 전단력 식(6)과 식(9)에 의한 flange에 작용하는 축 방향력이 그림 3(b)의 점a에서 서로 평형을 이루게 된다는 것으로부터 panel항복시 다음과 같은 평형조건식을 제안하였다.

$$\frac{\sigma_{av}}{\sigma_y} = \frac{2}{\sqrt{3}} \left(\frac{d \cdot t_w}{b \cdot t_f} \right) = \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot S \quad (10)$$

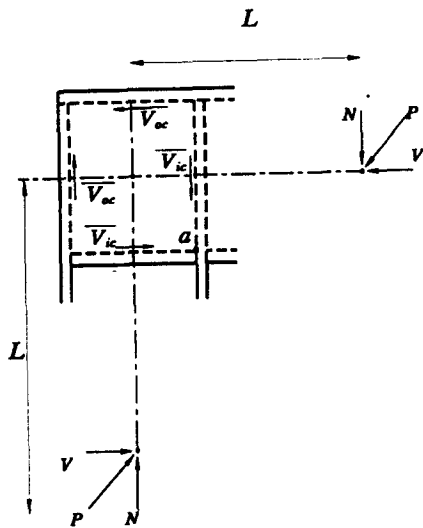
항복단면적비 S_y 는 $\sigma_{av} = \sigma_y$ 일때의 단면적비를

말하며, S_y 는 식(10)으로 부터 아래와 같이 된다.

$$S_y = \frac{\sqrt{3}}{2} \quad (11)$$



(a) 접합부의 작용 단면력



(b) panel부의 작용 전단력

그림 3. panel부의 작용단면력

즉, $S \leq S_y$ 의 범위에 있는 접합부는 부재일반부의 항복 보다 panel부의 전단항복이 선행하게 된다는 것을 의미한다.

3.2 panel부의 항복강도에 대한 단면적비의 영향

그림 4는 실험 및 해석 결과로 부터 구한 panel부의 항복강도 V_o 를 식(8)의 V_y 로 나눈 값 (V_o/V_y)과 (S/S_y)의 관계를 나타낸 것이다. 여기에서는 실험 및 해석 모델 중에서 panel부의 전단좌굴을 무시할 수 있는 $R_p \leq 0.4$ 의 접합부를 대상으로 하였다. 그림4로 부터 알 수 있는 바와 같이 실험 및 해석모델에서의 panel부 항복강도 V_o 는 (S/S_y)비가 약0.5를 넘게 되면 이론항복강도 V_y 보다 거의 직선적으로 감소하게 됨을 알 수 있다. 따라서, 이러한 단면적비 S의 영향을 고려한 강도감소계수를 η_s 라고 하면, η_s 는 식(12)와 같이 나타 낼 수 있다.

$$\begin{aligned} \frac{V_o}{V_y} = \eta_s &= 0.95 && : S/S_y \leq 0.5 \\ &= 0.95 - 0.20(S/S_y - 0.5) && (12) \\ &&& : 0.5 < S/S_y \leq 1.0 \end{aligned}$$

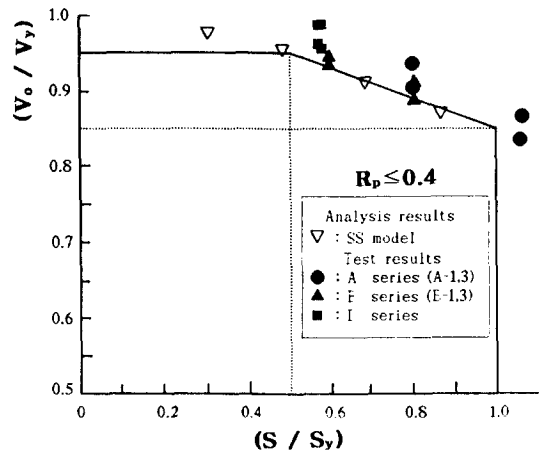


그림 4. 항복강도에 대한 단면적비의 영향

이상의 식(12)는 그림 4에 나타낸 바와 같이 실험 및 해석으로 부터 구한 항복강도의 거의 평균값이 되며, 따라서 단면적비에 의한 영향만을 고려한 panel부의 항복강도 V_{ys} 는 다음 식으로 구할 수 있다.

$$V_{ys} = \eta_s \cdot V_y \quad (13)$$

3.3 panel부의 항복강도에 대한 등가 폭-두께비 파라미터 R_p 의 영향

접합부 시험체에 대한 재하실험 결과로부터 panel부의 항복강도는 단면적비 S 와 등가 폭-두께비 파라미터 R_p 가 증가 함에 따라 감소하는 경향이 있다는 것을 언급 하였다.⁽²⁾ 그림 5는 panel부의 항복강도에 관한 R_p 의 영향을 검토하기 위하여 panel부의 항복이 선행하는 ($S \leq S_y$) 접합부 모델의 항복강도 V_o 를 식(13)로부터 구한 V_{ys} 로 나눈값 (V_o / V_{ys})과 panel부의 R_p 값과의 관계를 나타낸 것이다. 그림5를 보면 실험 및 해석결과에 의한 항복강도 V_o 는 R_p 값이 약 0.4정도를 넘게 되면 panel부의 전단좌굴에 의하여 서서히 저하하게 된다는 것을 알 수 있다. 따라서, 이와 같은 강도저하 현상에 대해서는 panel부의 전단좌굴에 의한 강도감소계수 η_p 를 도입하여 평가하는 것으로 한다.

$$\left(\frac{V_o}{V_{ys}} \right) = \eta_p = 1.0 \quad : R_p \leq 0.4$$

$$= (0.4/R_p)^{0.30} \quad : R_p > 0.4 \quad (14)$$

여기서, R_p : panel부의 등가 폭-두께비 파라미터(식1)

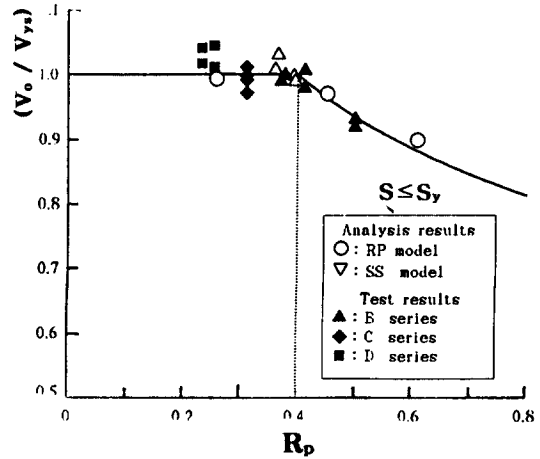


그림 5. 항복강도에 대한 전단좌굴의 영향

이와같이 하면, 식(14)에 의한 관계곡선은 그림 5에 표시한 바와 같이 실험 및 해석결과와 잘 일치하며, 따라서 단면적비 S 와 폭-두께비 파라미터 R_p 의 영향을 고려한 panel부의 항복강도 V_E 는 식(13)과 식(14)의 관계로부터 아래와 같이 구할 수 있다.

$$V_E = \eta_p \cdot V_{ys} = \eta_p \cdot (\eta_s V_y) \quad (15)$$

여기서, η_p : panel부의 전단좌굴에 의한 강도감소계수(식14)

η_s : 단면적비의 영향에 의한 강도감소계수(식12)

V_y : panel부의 이른항복강도(식8)

3.4 항복형식의 분류

여기에서는 항복형식의 분류방법과 panel부의 항복이 선행하기 위한 단면적비 S 의 한계값에 대하여 검토해 보기로 한다. 우선, flange응력이 항복점응력 σ_y 에 도달할 수 있다면 panel부의 항복이 선행하기 위한 조건은 다음과 같이 쓸수

있다.

$$V_E \leq F_y (= b \cdot t_f \cdot \sigma_y) \quad (16)$$

여기서, V_E : 식(15)에 의한 panel부의 항복 강도

그러나 flange에서는 작용응력이 σ_y 에 도달하기 이전에 국부좌굴이 발생할 염려가 있으므로 flange의 극한강도 σ_u 으로서 다음식을 이용하는 것으로 한다⁽⁶⁾.

$$\begin{aligned} \frac{\sigma_u}{\sigma_y} &= 1.0 && : R_f \leq 0.5 \\ &= (0.5/R_f)^{0.86} && : R_f > 0.5 \end{aligned} \quad (17)$$

여기서, R_f : flange의 등가 폭-두께비 파라미터(식2)

따라서, 식(16)의 σ_y 대신에 식(17)의 σ_u 를 대입하면 panel부의 항복이 선행하기 위한 단면적비의 제한치 S_L 은 다음과 같이 구할 수 있다.

$$\begin{aligned} S_L &= \frac{\sqrt{3}}{2 \cdot \eta_s \cdot \eta_p} && : R_f \leq 0.5 \\ &= \frac{\sqrt{3} \cdot (0.5/R_f)^{0.86}}{2 \cdot \eta_s \cdot \eta_p} && : R_f > 0.5 \end{aligned} \quad (18)$$

또한, R_p 및 R_f 를 이상에서 서술한 각각의 제한치 0.4 및 0.5이하로 제한한 접합부의 경우 식(18)은 아래와 같이 다시 쓸 수 있다.

$$S_L = \frac{\sqrt{3}}{2 \cdot \eta_s} \quad (19)$$

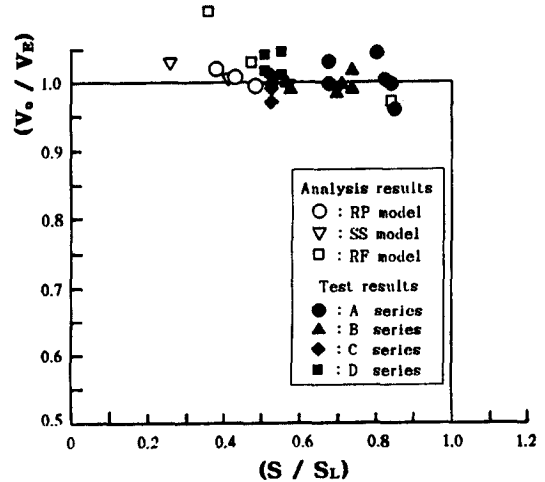


그림 6. $(V_o/V_E) - (S/S_L)$ 의 상관관계

그림 6은 시험체 및 해석모델로 부터 구한 (V_o/V_E) 와 (S/S_L) 의 관계를 나타낸 것이다. 이 그림에서 panel부의 항복이 선행하는 $S \leq S_L$ 범위에 있어서는 식(15)에 의한 항복강도 V_E 가 거의 확보되고 있음을 알 수 있다. 한편 표 3과 표 4에 이상의 결과를 정리해 놓았다.

4. panel부의 항복후거동

여기에서는 panel의 변형성능과 극한강도에 대하여 검토하기로 한다. 우선 panel부가 항복한 후 극한강도에 도달할 때 까지의 전단변형율을 panel부의 변형성능(ductility) μ_p 라 하고(그림 7), 다음과 같이 정의 하는 것으로 한다.

$$\mu_p = \gamma_u / \gamma_E \quad (20)$$

4.1 panel부의 전단변형과 재료의 변형성능 μ_m 과의 관계

panel부(그림 3의 a~d)가 순수전단(pure shear)상태로 있다고 하면, b-d방향으로 작용하는 인장응력과 a-c방향으로 작용하는 압축응력

에 의해 panel부는 전단변형을 하게 된다. 이 때, panel부의 전단변형을 γ 와 수직변형을 ϵ 와 의 관계는 실험결과로부터 다음과 같이 구할 수 있다⁽⁷⁾.

$$\frac{\gamma}{\gamma_E} = \frac{\epsilon}{2\epsilon_y} \quad (21)$$

여기서, ϵ_y : 항복변형을

한편, 최대응력 σ_u 에 있어서의 재료의 변형을 ϵ_u 를 항복변형을 ϵ_y 로 나눈 값을 재료의 변형 성능 μ_m 이라고 정의 하면, μ_m 은 재료의 항복 비(yield ratio)와 관련하여 아래와 같이 주어 진다.⁽⁸⁾

$$\mu_m = \frac{\epsilon_u}{\epsilon_y} = \frac{60(1-YR)}{\epsilon_y} \quad (22)$$

여기서, YR : 재료의 항복비 ($=\sigma_y/\sigma_u$)

그림 8은 사용강재의 항복비를 고려하여 식 (22)로부터 구한 재료의 변형성능 μ_m 과 실험결과 에서 얻은 panel부 에서의 변형율비 (ϵ/ϵ_y)의 관계를 나타낸 것 이다. μ_m 은 항복 비가 높은 고강도강재 일수록 감소하게 되며, 이들의 관계는 다음과 같은 직선식으로 나타낼 수 있음을 알 수 있다.

$$\epsilon/\epsilon_y = 0.625(\mu_m + 40) \quad (23)$$

이상과 같이 사용강재의 재료특성만을 고려한 panel부의 최대전단변형율을 γ_{um} 이라고 하면, γ_{um} 은 식(21)과 식(23)의 관계로부터 아래와 같이 구할 수 있다.

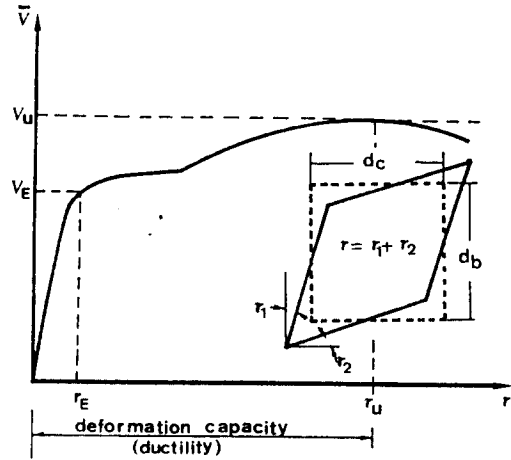


그림 7. panel부의 전단변형특성

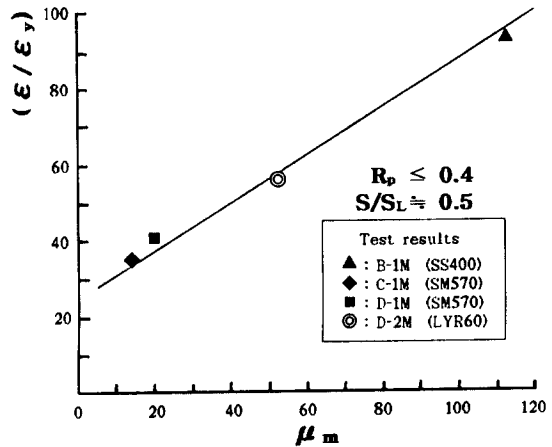


그림 8. μ_m 과 (ϵ/ϵ_y) 의 실험적 관계

$$\gamma_{um} = \frac{(\mu_m + 40) \cdot \gamma_E}{3.2} \quad (24)$$

4.2 panel부의 전단변형에 대한 단면적비 S의 영향

그림 9는 panel부의 전단좌굴 영향을 무시할 수 있는 실험 및 해석모델 ($R_p \leq 0.4$)로 부터 얻

은 최대전단변형을 γ_u 를 식(24)의 γ_{um} 으로 나눈 값 (γ_u/γ_{um})과 (S/S_L)비와의 관계를 나타낸 것이다. (S/S_L)비가 약0.5이하가 되는 영역에 있어서는 거의 순수전단 상태의 변형이 진행된다고 할 수 있으나, (S/S_L)비가 약0.5를 넘게 되면 단면적비의 영향으로 panel부의 전단변형이 서서히 감소하는 경향을 볼 수 있다. 이와 같은 현상에 대해서는 단면적비에 의한 전단변형을 감소계수 ρ_s 를 도입하여 아래와 같이 평가하는 것으로 한다.

$$\frac{\gamma_u}{\gamma_{um}} = \rho_s = 1 \quad : S/S_L \leq 0.5$$

$$= 1 - 0.8(S/S_L - 0.5) : 0.5 < S/S_L \leq 1.0$$

(25)

여기서, S_L : panel부의 항복이 선행하기 위한 단면적비의 제한치(식18)

이러한 관계는 그림9에 나타낸 바와 같으며, 따라서 단면적비의 영향을 고려한 panel부의 최대전단변형을 γ_{us} 는 식(25)의 관계로부터 다음과 같이 구할 수 있게 된다.

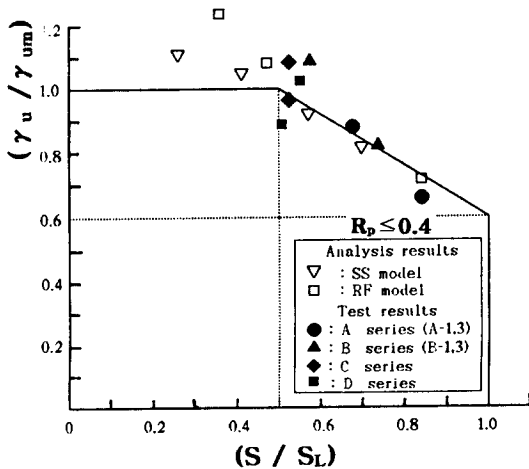


그림 9. 전단변형에 대한 단면적비의 영향

$$\gamma_{us} = \rho_s \cdot \gamma_{um} \quad (26)$$

4.3 panel부의 전단변형에 대한 등가 폭-두께비 파라미터 R_p 의 영향

여기에서는 panel부 전단변형에 대한 R_p 의 영향에 대하여 검토한 후, 변형성능 평가법에 대하여 서술하기로 한다. 그림10은 $S \leq S_L$ 범위에 있는 실험 및 해석 모델의 최대전단변형을 γ_u 를 식(26)의 γ_{us} 로 나눈 값 (γ_u/γ_{us})과 R_p 와의 관계를 나타낸 것이다. 이 그림을 보면 $R_p \leq 0.4$ 범위에서의 γ_u 는 γ_{us} 와 거의 일치하고 있으나, R_p 가 0.4를 넘게 되면 panel부의 전단좌굴에 의한 면외변형으로 인하여 현저하게 전단변형이 감소하고 있음을 알 수 있다. 이와같은 현상에 대해서는 아래와 같은 panel부의 전단좌굴에 의한 전단변형을 감소계수 ρ_p 를 이용하여 평가하는 것으로 한다.

$$\frac{\gamma_u}{\gamma_{us}} = \rho_p = 1 \quad : R_p \leq 0.4 \quad (27)$$

$$= (0.4/R_p)^{2.0} \quad : R_p > 0.4$$

그러면 식(27)에 의한 관계곡선은 그림10에 나타낸 바와 같이 실험 및 해석결과의 거의 하한치에 일치하고 있음을 알 수 있다. 또한, 이상의 S 와 R_p 의 영향을 고려한 panel부의 최대전단변형율을 $\overline{\gamma_u}$ 라고 하면, $\overline{\gamma_u}$ 는 식(26)와 식(27)의 관계로부터 아래와 같이 구할 수 있다.

$$\overline{\gamma_u} = \rho_p \cdot \gamma_{us} = \rho_p \cdot (\rho_s \cdot \gamma_{um}) \quad (28)$$

이와같이 산정된 $\overline{\gamma_u}$ 는 표3와 표4에 나타낸 바와 같이 실험 및 해석 결과로부터 구한 panel부

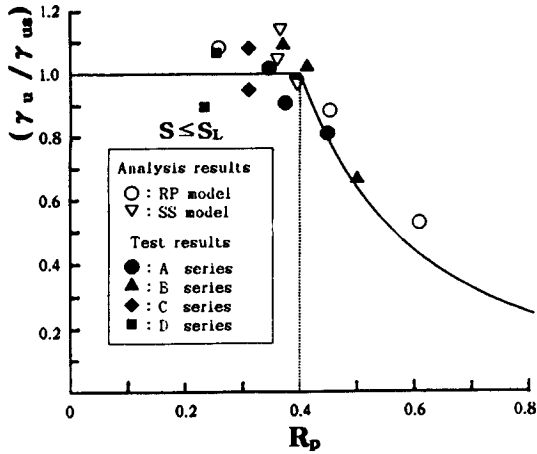


그림 10. 전단변형에 대한 전단좌굴의 영향

의 최대전단변형을 γ_u 와 거의 일치하고 있음을 알 수 있다. 따라서, panel부의 변형성능 μ_p 는 식(20)과 식(28)의 관계로부터 다음과 같이 주어진다.

$$\mu_p = \frac{\gamma_u}{\gamma_E} = \frac{\overline{\gamma_u}}{\gamma_E} = \frac{\rho_s \cdot \rho_p \cdot (\mu_m + 40)}{3.2} \quad (29)$$

여기서, ρ_s : 단면적비에 의한 전단변형을 감소계수(식25)

ρ_p : panel부의 전단좌굴에 의한 전단변형을 감소계수(식27)

μ_m : 재료의 변형성능(식22)

4.4 panel부의 극한강도

panel부에 전단력이 작용하게 되면 식(15)의 V_E 에 상응하는 전단응력 τ_E 에 도달하기까지 같은 크기의 주인장응력과 압축주응력이 생기게 된다. 그 후에도 작용 전단력이 증가하게 되면 그림

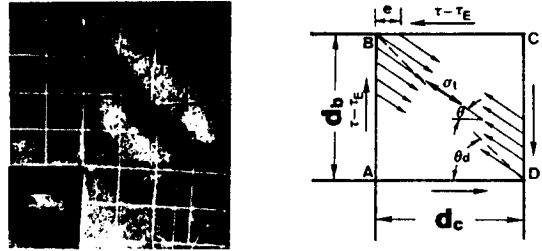


그림 11. panel부에서의 인장응력

11과 같이 θ 만큼 경사진 방향으로 인장응력 σ_1 가 생겨서 전단력을 지지하게 된다. 따라서 이와 같은 panel부의 극한강도 $\overline{V_u}$ 는 아래와 같이 주어진다.

$$\overline{V_u} = V_E + V_t + V_f \quad (30)$$

여기서, V_E 는 panel부의 전단응력으로 부담하는 전단력이 되며, V_t 와 V_f 는 각각 σ_1 와 panel부를 둘러싸고 있는 flange가 부담하는 전단력을 나타낸다. panel부가 항복한 후에는 이를 둘러싸고 있는 flange효과에 의하여 약간 강도가 상승하는 현상을 보이게 되지만,⁽⁹⁾⁽¹⁰⁾ 접합부가 비교적 얇은판으로 구성되어 있다는 점을 고려하면 V_f 는 무시할 수 있는 것으로 사료된다. 한편 그림11에서 $e=0$ 라고 가정하면 σ_1 가 부담하는 전단력 V_t 는 다음식으로부터 구할 수 있다.⁽¹¹⁾

$$V_t = \frac{2d_b \cdot t_w \cdot \sigma_1}{\sqrt{1+a^2}} \quad (31)$$

여기서, $a = d_b/d_c$ 가 되며, σ_1 는 참고문헌[2]에 서술한 재료의 응력-변형을 ϵ 의 관계로부터 이하의 식으로부터 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} \sigma_1 &= \sigma_y [c(\epsilon/2\epsilon_Y)^n - 1] \\ &= \sigma_y [c(\gamma/\gamma_E)^n - 1] \end{aligned} \quad (32)$$

여기서, c, n : 변형율경화역에서의 $\sigma - \epsilon$ 관
계곡선 형상을 나타내는
계수

따라서, panel부의 극한강도는 식(32)을 식
(31)에 대입하고, (γ/γ_E) 대신에 식(29)로 부터
구해지는 panel부의 변형성능 μ_p 을 대입하여 다
음과 같이 구할 수 있다.

표 3. 해석결과

Model	V_o	V_u	$\frac{V_o}{V_E}$	$\frac{V_u}{V_u}$	$\frac{\gamma_u}{\gamma_E}$	$\frac{\gamma_u}{\gamma_u}$	$\frac{S}{S_L}$
SS0355	39.58	66.13	1.03	1.24	54.6	1.14	0.260
SS04	61.81	94.74	1.00	1.14	50.1	1.05	0.412
SS06	83.91	111.08	0.99	0.98	44.1	0.99	0.571
SS08	102.03	130.79	0.98	0.96	39.0	0.96	0.697
RP025	71.74	103.64	0.99	1.05	51.7	1.08	0.483
RP045	64.40	89.65	1.01	1.07	40.8	1.09	0.430
RP060	57.52	75.90	1.02	1.19	23.9	1.16	0.380
RF03	93.13	142.10	1.11	1.20	58.9	1.23	0.358
RF04	88.34	120.95	1.03	1.03	51.5	1.08	0.472
RF06	80.02	97.32	0.97	0.94	33.7	0.97	0.840
RF08	71.91	83.28	0.89	—	9.2	0.32	1.303

표 4. 실험결과

Specimen	V_o	V_u	$\frac{V_o}{V_E}$	$\frac{V_u}{V_u}$	$\frac{\gamma_u}{\gamma_E}$	$\frac{\gamma_u}{\gamma_u}$	$\frac{S}{S_L}$
A - 1M	19.34	26.31	1.00	1.08	39.6	1.02	0.676
A - 1C	20.01	27.07	1.03	—	—	—	0.676
A - 2M	25.41	32.27	1.00	1.10	27.2	1.02	0.824
A - 2C	25.82	32.56	1.04	—	—	—	0.803
A - 3M	18.71	22.47	1.00	0.99	29.8	0.91	0.841
A - 3C	17.64	20.10	0.97	—	—	—	0.849
B - 1M	39.61	59.87	0.99	1.10	49.2	1.09	0.575
B - 1C	39.37	54.59	1.00	—	—	—	0.565
B - 2M	49.57	64.06	1.00	1.07	26.4	1.04	0.710
B - 2C	48.96	64.76	0.98	—	—	—	0.696
B - 3M	38.68	54.24	1.02	1.06	39.4	1.02	0.737
B - 3C	37.66	52.61	0.99	—	—	—	0.737
C - 1M	387.21	457.96	0.97	1.10	18.2	1.10	0.525
C - 1C	397.87	446.47	1.00	—	—	—	0.525
C - 2M	395.21	457.96	0.99	1.11	16.0	0.97	0.525
C - 2C	403.21	455.55	1.01	—	—	—	0.525
D - 1M	98.23	119.30	1.04	1.17	19.1	1.07	0.551
D - 1C	95.01	115.33	1.01	—	—	—	0.551
D - 2M	81.48	113.95	1.04	1.16	24.7	0.89	0.507
D - 2C	79.59	110.20	1.02	—	—	—	0.507

$$\overline{V_u} = V_E + \frac{2d_b t_w}{\sqrt{1 + \alpha^2}} \cdot \sigma_y [c(\mu_p)^n - 1] \quad (33)$$

여기서, V_E : panel부의 항복강도(식15)

식(33)에 의한 극한강도 $\overline{V_u}$ 는 표 3과 표 4에
표시한 바와 같이 해석 및 실험결과로부터 구한
극한강도 V_u 의 거의 하한치를 나타내고 있음을
알 수 있다.

5. 기존 강제라멘교각 접합부의 변형성능 에 대한 고찰

현행의 접합부설계법^{(12),(13)}에서는 shear - lag
현상에 의한 응력집중에 대처하기 위하여 접합부
의 단면성능을 근방의 보 또는 기둥부재 보다 크
게하는 변단면구조로 하여 설계를 하고 있다. 따
라서 단면구성판의 등가폭-두께비 R_p 와 R_s 는 이
상에서 서술한 각각의 제한치인 0.4와 0.5이하의
범위에 분포하고 있는 것으로 사료 된다. 그림
12는 식(29)에 의하여 사용강종에 따른 현행 접
합부의 변형성능 $\mu_p (R_p \leq 0.4)$ 을 추정한 것 이
다. panel부의 항복이 선행하는 접합부의 μ_p 는
어떠한 강종을 사용 하여도 10이상이 되지만, 재
료의 변형성능이 적은 SM570강 접합부의 경우
SS400강의 약 절반 이하로 감소하게 된다. 여기
서 기존의 강제라멘 교각 접합부의 사용강종 분포
에 대한 실적조사를 참고해 보면(그림 13), SS400
강재를 사용한 접합부는 전체의 8%에 불과하고
고강력강인 SM570강재를 사용한 경우가 전체의
30%이상을 차지하고 있음을 알 수 있다.

이는 현행의 접합부설계법이 주로 강도만을 고
려하여 설계가 이루어 지고 있음을 의미하며 차후
로 변형성능을 고려하여 사용강재를 선택할 필요
가 있는 것으로 사료된다. 그림14는 강제 라멘교

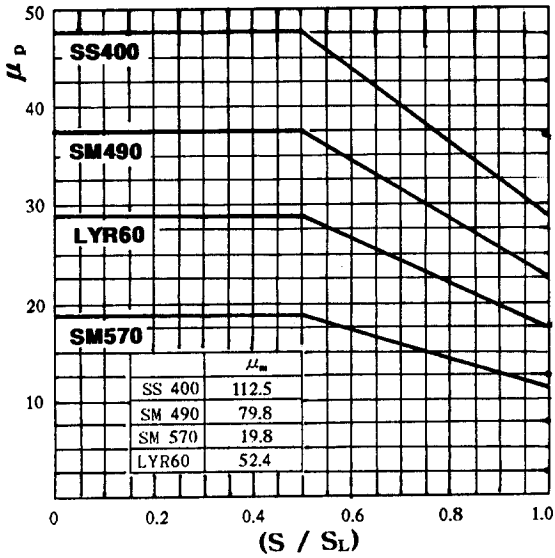


그림 12. 접합부 변형성능의 추정도

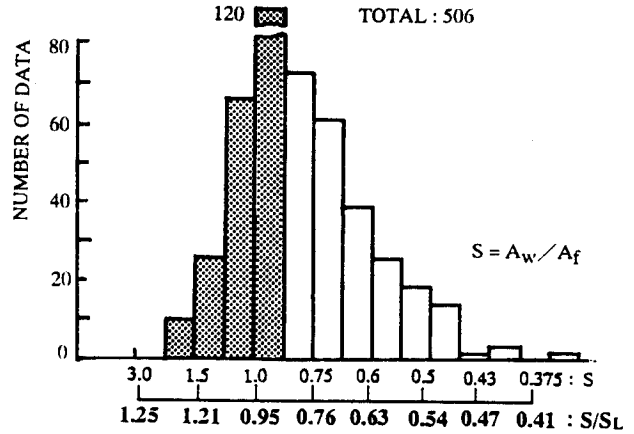


그림 14. 단면적비의 분포

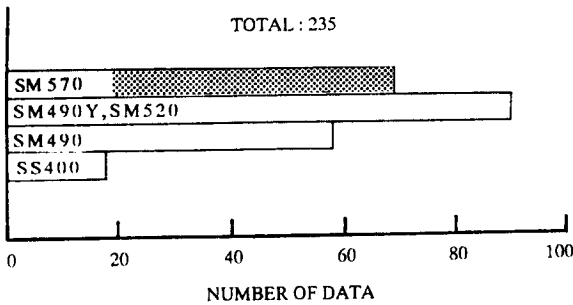


그림 13. 사용강종의 분포⁽¹⁴⁾

각의 실적조사⁽¹⁵⁾에 의한 단면적비 S 의 분포를 나타낸 것이다. S 는 0.5~2.0 사이에 분포하고 있으며, 특히 0.7~1.2 사이에 집중적으로 분포하고 있음을 알 수 있다. 여기서, S 를 식(19)에 의한 S_L 로 무차원화 해 보면 (S/S_L) 의 값이 약 1을 넘는 범위의 접합부(그림 14의 점선부분)는 부재 일반부의 항복이 선행하는 영역이 되며, 그림 12에 나타낸 바와 같은 변형성능에 대한 사용강종의 영향을 고려해 보면 이들 범위에 속하는 SM570강 접합부의 내진성능은 차후 강제 라멘

교각의 전체거동과 관련하여 검토할 필요가 있는 것으로 사료된다.

6. 결 론

이상에서는 실험 및 수치해석에 의한 강제라멘 접합부 panel부의 강도와 변형성능 평가법등에 대하여 서술 하였다. 본 연구로 부터 얻은 주요 결론을 요약하면 다음과 같다.

(1) panel부의 항복강도에 대한 고찰을 통하여 단면적비와 전단좌굴등의 영향에 의한 항복강도의 저하특성을 명확히 하고, 이들의 영향을 고려한 항복강도 평가식을 제안 하였다.

(2) 접합부의 강도와 변형성능에 커다란 영향을 미치는 항복형식의 분류방법에 대하여 검토하여 panel부의 항복이 선행하기 위한 단면적비의 제한치 S_L 의 산정법을 제안 하였다.

(3) 단면적비 S 와 등가-폭 두께비 파라미터 R_p 의 증가에 의한 panel부 변형성능의 저하현상을 규명하고 변형성능 평가법을 제안 하였다.

(4) 접합부 사용강종에 대한 변형성능의 추정도표를 작성하고 각 사용강종에 따른 단면적비와 panel부의 변형성능과의 관계를 제시 하였다.

(5) 현행 설계법에 의한 접합부의 사용강중이나 단면적비 분포에 대한 고찰로 부터 부재 일반부의 항복이 선행하는 영역을 나타내고, 이들 영역에 속하는 SM570강 접합부의 내진성능에 대해서 검토 할 필요가 있음을 언급 하였다.

감사의 글

본 연구는 1995년도 인하대학교 교내연구비 지원으로 수행되었으며 이에 감사의 뜻을 표한다.

참 고 문 헌

- (1) 中井, 事口 : 1991.3, 鋼製ラーメン隅角部の崩壊性状と變形性能に関する實驗的研究, 日本構造工學論文集, Vol. 33A, pp.121~134.
- (2) 황원섭, 西村 : 1994.9, box단면 접합부의 강도와 전단변형특성에 관한 실험적연구(I), (II) 한국 강조학회 논문집, 제6권 제3호, pp.87~105.
- (3) 小松, 北田 : 1975.10, 殘留應力と初期たわみを有する壓縮板の彈塑性解析, 日本土木學會論文集, No.244, pp.102~113.
- (4) Beedle, L. S., Popov, E. P. : 1951.8, Connection for Welded Continuous Portal Frames, Welding J., Vol.30, pp.359s~384s.
- (5) 中井, 酒造, 橋本 : 1992.4, せん断おくれ強度を考慮した鋼製ラーメン隅角部の限界狀態設計法について, 日本土木學會論文集, No.455, pp.95~104.
- (6) 福本 : 1989, 鋼骨組構造物の極限強度の統一評價に関する綜合的研究, 日本科學研究費補助金研究成果報告集, pp.171~175.
- (7) 黃元燮 : 1993.7, 鋼製ラーメン橋脚隅角部の彈塑性舉動と限界狀態設計法に関する研究, 日本大阪大學博士學位論文, pp.51~84.
- (8) 福本 : 1992, 構造物の機能向上からみた高張力の實用化に関する研究, 日本科學研究費補助金研究成果報告集, pp.11~20.
- (9) Fielding, D. J. and Huang, J. S. : 1971, Shear in Steel Beam-to-Column Connections, Welding J., Vol.50, No.7, pp.313s~326s.
- (10) Krawinkler, H., Bertreto, V. V. and Popov, E. P. : 1975, Shear Behavior of Steel Frame Joints, ASCE, Vol.101, No. ST11, pp.2316~2335.
- (11) Basler, K. : 1961, Strength of Plate Girders in Shear, ASCE, No.ST7, pp.151~180.
- (12) 奥村, 石澤 : 1968.5, 薄板構造ラーメン隅角部の應力計算について, 日本土木學會論文集, No.153, pp.1~18.
- (13) 阪神高速道路公園 : 1990, 鋼構造設計基準, pp.171~180.
- (14) 阪神高速道路公園 : 1981, 鋼製橋脚の實績照査報告, pp.95~105.
- (15) 中井, 河井, 北田, 酒造 : 1982, 鋼製ラーメン橋脚實績照査, 橋梁と基礎, Vol.16, pp.35~40.

(접수일자 : 1997. 11. 28)