両端の固定度を考慮した座屈補剛 H 形鋼ブレースの耐力

STRENGTH OF H-SHAPED BRACE CONSTRAINED FLEXURAL BUCKLING IN CONSIDERATION OF BOUNDARY CONDITION AT BOTH ENDS

宇佐美 徹*, 金子 洋文**, 小野 徹郎***
Tetsu USAMI, Hirofumi KANEKO and Tetsuro ONO

The brace installed in frame has various boundary conditions, for example, simple supported, fixed or semirigid end, at both ends. This paper evaluates the strength of H-shaped brace constrained flexural buckling, taking these boundary conditions into consideration. Boundary conditions were considered as rotational rigidity and strength was evaluated about three failure modes, respectively. And the propriety of it was verified by structural experiments. By this evaluation, the rotational rigidity which can be regarded as a simple supported end or a fixed end had been grasped. Moreover, one example of the rotational rigidity evaluation about actual structure details was shown.

Keywords: *H-Shaped brace constrained flexural buckling, Static loading test, Strength evaluation, Boundary condition*
座屈補剛 H 形鋼ブレース、静的載荷実験、耐力評価、境界条件

1. はじめに

細長比の大きな鉄骨ブレースは圧縮力を受けると曲げ座屈変形を生ずる。この座屈変形を鋼管などで拘束したブレースは座屈補剛ブレースと呼ばれ、細長比の大きな場合にも耐力を発揮できる。

一般的に座屈補剛ブレースは端部に無補剛区間がない、あるいは非常に短い場合が多いが、本報で対象とする座屈補剛ブレースは、施工性を考慮して両端に無補剛区間を有することを特徴とするもので、H 形鋼をブレース心材として鋼管で曲げ座屈補剛を行うものである。筆者らは、これまでこの座屈補剛ブレースについて、両端単純支持と両端固定支持に対する耐力評価式を導き、実験によりその妥当性を示した^{1), 2)}。

鉄骨ブレースを架構に組み込んで設計する場合、ブレース端部の詳細に従って単純支持あるいは固定支持としている。しかしながら、実際のブレース端部詳細は完全に単純支持や固定支持と見なせる訳ではなく、安全側の判断として境界条件の評価を行っているのが現状である。当該座屈補剛ブレースは、両端単純支持の場合、両端無補剛区間のブレース心材断面を補強しないとブレース心材中央の軸降伏耐力を確保できないが¹⁾、両端固定支持の場合、端部の補強がなくても軸降伏耐力を確保することができる²⁾。そのため、ブレース端部固定度が不明で、境界条件を単純支持と評価した場合

は、ブレース心材端部無補剛区間を補強した設計となる。

座屈長さに対する境界条件の影響を検討した研究等に見られるように、端部の境界条件が完全に固定支持でなくとも、ある程度の固定度を有すれば固定支持と同様の座屈長さで見なせることが解っている。同様に、当該座屈補剛ブレースでも固定支持と同等と見なせる固定度を把握することにより、ブレースを両端固定支持として取り扱え、合理的な設計が可能になると考えられる。

本報では、端部に無補剛区間を有する座屈補剛ブレースの端部固定度をパラメータとした構造実験を行い、その端部固定度が耐力に与える影響を把握するとともに、本報で提案する耐力評価式の妥当性を示す。また、両端単純支持あるいは両端固定支持と考えられる固定度の検討を行うとともに、実建物の端部固定度の評価の一例を示す。

2. 耐力評価手法

2.1 釣り合い式

モデルは、図1に示す一波の変形で耐力が決まる座屈補剛ブレースとする。ブレース心材と座屈補剛材は連続材としてたわみ変形すると仮定し、座屈補剛ブレースを連続する三変断面材としてモデル化する。初期たわみ y_0 を有し、座屈補剛材のたわみ

* 竹中工務店技術研究所 研究主任・工修
** 竹中工務店技術研究所 主席研究員・工博
*** 名古屋工業大学建築・デザイン工学科 教授・工博

Assoc. Chief Researcher, R&D Inst., Takenaka Corp., M. Eng.
Senior Chief Researcher, R&D Inst., Takenaka Co., Dr. Eng.
Prof., Dept. of Architecture, Nagoya Inst. of Tech., Dr. Eng.

を ${}_s y$ 、ブレース端部のたわみを ${}_b y_l$ 、 ${}_b y_r$ 、軸方向作用荷重を P とすると、つり合い方程式は次式で与えられる。なお、初期たわみ ${}_0 y$ はブレース心材の初期たわみに座屈補剛材とブレース心材とのクリアランスを加えたものである。

$$\begin{aligned} \frac{d^2}{dx^2} \left({}_b E_l \cdot {}_b I_l \frac{d^2 {}_b y_l}{dx^2} \right) + P \cdot \left(\frac{d^2 {}_b y_l}{dx^2} + \frac{d^2 {}_0 y}{dx^2} \right) &= 0 & \left(-\frac{\ell}{2} \leq x \leq \ell_{ll} \right) \\ \frac{d^2}{dx^2} \left({}_s E_s I \frac{d^2 {}_s y}{dx^2} \right) + P \cdot \left(\frac{d^2 {}_s y}{dx^2} + \frac{d^2 {}_0 y}{dx^2} \right) &= 0 & \left(-\ell_{ll} \leq x \leq \ell_{lr} \right) \\ \frac{d^2}{dx^2} \left({}_b E_r \cdot {}_b I_r \frac{d^2 {}_b y_r}{dx^2} \right) + P \cdot \left(\frac{d^2 {}_b y_r}{dx^2} + \frac{d^2 {}_0 y}{dx^2} \right) &= 0 & \left(\ell_{lr} \leq x \leq \frac{\ell}{2} \right) \end{aligned} \quad (1a, 1b, 1c)$$

ここに、 ${}_s E_s I$ ：座屈補剛材の曲げ剛性

${}_b E_l \cdot {}_b I_l$ 、 ${}_b E_r \cdot {}_b I_r$ ：両端のブレース心材端部無補剛区間の曲げ剛性

ℓ ：ブレース材長

ℓ_{ll} 、 ℓ_{lr} ：ブレースの中央からの補剛区間長さ

(1) 式的一般解は $C_1 \sim C_{15}$ を積分定数として次式で表される。

$$\begin{aligned} {}_b y_l &= C_1 \cdot \sin({}_b \alpha_l \cdot x) + C_2 \cdot \cos({}_b \alpha_l \cdot x) + C_3 \cdot x + C_4 + C_5 \cdot {}_0 y \\ {}_s y &= C_6 \cdot \sin({}_s \alpha \cdot x) + C_7 \cdot \cos({}_s \alpha \cdot x) + C_8 \cdot x + C_9 + C_{10} \cdot {}_0 y \\ {}_b y_r &= C_{11} \cdot \sin({}_b \alpha_r \cdot x) + C_{12} \cdot \cos({}_b \alpha_r \cdot x) + C_{13} \cdot x + C_{14} + C_{15} \cdot {}_0 y \end{aligned} \quad (2a, 2b, 2c)$$

$$\text{ここに、} {}_b \alpha_l = \sqrt{\frac{P}{{}_b E_l \cdot {}_b I_l}}, {}_s \alpha = \sqrt{\frac{P}{{}_s E_s I}}, {}_b \alpha_r = \sqrt{\frac{P}{{}_b E_r \cdot {}_b I_r}} \quad (3a, 3b, 3c)$$

一次モードの変形に対し、初期たわみは最大値が ${}_0 a$ となる一波の次式を用いる。

$${}_0 y = a_0 \cos\left(\frac{\pi}{\ell} x\right) \quad (4)$$

(1)、(2)式と境界条件、連続条件を用いて積分定数を求める。端部の固定度は回転剛性として表現した。

$$\begin{aligned} {}_b y_l \Big|_{x=-\frac{\ell}{2}} &= 0, \quad {}_b E_l \cdot {}_b I_l \frac{d^2 {}_b y_l}{dx^2} \Big|_{x=-\frac{\ell}{2}} + K_l \frac{d {}_b y_l}{dx} \Big|_{x=-\frac{\ell}{2}} = 0 \\ {}_b y_r \Big|_{x=\frac{\ell}{2}} &= 0, \quad {}_b E_r \cdot {}_b I_r \frac{d^2 {}_b y_r}{dx^2} \Big|_{x=\frac{\ell}{2}} + K_r \frac{d {}_b y_r}{dx} \Big|_{x=\frac{\ell}{2}} = 0 \end{aligned}$$

図1 耐力評価モデル

$${}_s y \Big|_{x=-\ell_{ll}} - {}_b y_l \Big|_{x=-\ell_{ll}} = 0, \quad \frac{d {}_s y}{dx} \Big|_{x=-\ell_{ll}} - \frac{d {}_b y_l}{dx} \Big|_{x=-\ell_{ll}} = 0$$

$${}_s E_s I \frac{d^2 {}_s y}{dx^2} \Big|_{x=-\ell_{ll}} - {}_b E_l \cdot {}_b I_l \frac{d^2 {}_b y_l}{dx^2} \Big|_{x=-\ell_{ll}} = 0$$

$${}_s E_s I \frac{d^3 {}_s y}{dx^3} \Big|_{x=-\ell_{ll}} - {}_b E_l \cdot {}_b I_l \frac{d^3 {}_b y_l}{dx^3} \Big|_{x=-\ell_{ll}} = 0$$

$${}_s y \Big|_{x=\ell_{lr}} - {}_b y_r \Big|_{x=\ell_{lr}} = 0, \quad \frac{d {}_s y}{dx} \Big|_{x=\ell_{lr}} - \frac{d {}_b y_r}{dx} \Big|_{x=\ell_{lr}} = 0$$

$${}_s E_s I \frac{d^2 {}_s y}{dx^2} \Big|_{x=\ell_{lr}} - {}_b E_r \cdot {}_b I_r \frac{d^2 {}_b y_r}{dx^2} \Big|_{x=\ell_{lr}} = 0$$

$${}_s E_s I \frac{d^3 {}_s y}{dx^3} \Big|_{x=\ell_{lr}} - {}_b E_r \cdot {}_b I_r \frac{d^3 {}_b y_r}{dx^3} \Big|_{x=\ell_{lr}} = 0$$

$$(5a, 5b, 5c, 5d, 5e, 5f, 5g, 5h, 5i, 5j, 5k, 5l)$$

ここに、 K_l 、 K_r ：ブレース心材端部の回転剛性

ℓ_{ll} 、 ℓ_{lr} ：ブレース心材端部無補剛区間長さ

2.2 破壊モードに対する耐力評価

座屈補剛ブレースの破壊モードには、

- 座屈補剛材の曲げ降伏(破壊モードA)
- ブレース端部無補剛区間での、軸力とそれに伴う付加曲げモーメントによる降伏(破壊モードB)
- ブレース端部無補剛区間での局部座屈(破壊モードC)

がある。前節の変位関数を用いて、位置 x における座屈補剛ブレースの曲げモーメントを ${}_b M_l(x)$ (左端無補剛区間)、 ${}_s M(x)$ (座屈補剛材間)、 ${}_b M_r(x)$ (右端無補剛区間)と表す。

破壊モードAに対して座屈補剛ブレースが健全である条件式は、座屈補剛材の材長内の最も曲げモーメントの大きくなる位置 x に対して次式で表される。

$${}_s M_y \geq {}_s M(x) \quad (-\ell_{ll} \leq x \leq \ell_{lr}) \quad (6)$$

ここに、 ${}_s M_y (= {}_s \sigma_y \cdot Z)$ ：座屈補剛材の降伏曲げモーメント

${}_s \sigma_y$ ：座屈補剛材の降伏応力度

${}_s Z$ ：座屈補剛材の弱軸の断面係数

破壊モードBに対して座屈補剛ブレースが健全である条件式は、ブレース心材端部無補剛区間で曲げモーメントの最も大きくなる位置 x に対して次式で表される。

$${}_b M_{pl} \geq P \cdot \frac{{}_b Z_{pl}}{{}_b A_l} + {}_b M_l(x) \quad \left(-\frac{\ell}{2} \leq x \leq -\ell_{ll} \right) \quad (7a)$$

$${}_b M_{pr} \geq P \cdot \frac{{}_b Z_{pr}}{{}_b A_r} + {}_b M_r(x) \quad \left(\ell_{lr} \leq x \leq \frac{\ell}{2} \right) \quad (7b)$$

ここに、 ${}_b M_{pl} (= {}_b \sigma_{yl} \cdot Z_{pl})$ 、 ${}_b M_{pr} (= {}_b \sigma_{yr} \cdot Z_{pr})$

：ブレース心材端部無補剛区間の全塑性モーメント

${}_b \sigma_{yl}$ 、 ${}_b \sigma_{yr}$ ：ブレース心材端部無補剛区間の降伏応力度

${}_b Z_{pl}$ 、 ${}_b Z_{pr}$ ：ブレース心材端部無補剛区間の弱軸の塑性断面係数

${}_b A_l$ 、 ${}_b A_r$ ：ブレース心材端部無補剛区間の断面積

同様に破壊モードCに対して座屈補剛ブレースが健全である条件式は、次式で表される。

$${}_b M_{crl} \geq P \cdot \frac{{}_b Z_{pl}}{{}_b A_l} + {}_b M_l(x) \quad \left(-\frac{\ell}{2} \leq x \leq -\ell_{ll} \right) \quad (8a)$$

$${}_b M_{crr} \geq P \cdot \frac{{}_b Z_{pr}}{{}_b A_r} + {}_b M_r(x) \quad \left(\ell_{lr} \leq x \leq \frac{\ell}{2} \right) \quad (8b)$$

ここに、 ${}_bM_{cr} (= {}_b\sigma_{cr} \cdot {}_bZ_{pl})$ 、 ${}_bM_{cr} (= {}_b\sigma_{cr} \cdot {}_bZ_{pr})$

：ブレース心材端部無補剛区間の局部座屈モーメント

${}_b\sigma_{cr}$ 、 ${}_b\sigma_{cr}$ ：ブレース心材端部無補剛区間の局部座屈応力度

なお、局部座屈応力度 σ_{cr} は単調圧縮を受ける H 形鋼の実験結果を元にした次式により求める³⁾。

$$\sigma_{cr} = {}_b\sigma_y \cdot \left\{ 0.6 + 1.6 \cdot \frac{\sigma_y}{E_b} \left(\frac{b}{t_f} \right)^2 + 0.15 \cdot \frac{\sigma_y}{E_b} \left(\frac{d}{t_w} \right)^2 \right\}^{-1} \quad (9)$$

ここに、 σ_y 、 σ_y ：ブレース心材端部無補剛区間のフランジとウェブの降伏応力度

$\frac{b}{t_f}$ 、 $\frac{d}{t_w}$ ：ブレース心材端部無補剛区間のフランジとウェブの幅厚比

非弾性域のブレース心材端部無補剛区間のヤング係数は、接線係数 ${}_bE_t$ を用いる。接線係数 ${}_bE_t$ は、Johnson 式による座屈耐力と接線係数による座屈耐力が等価になる次式で与える⁴⁾。

$${}_bE_t = \frac{{}_bE}{0.24} \cdot \left(\frac{P}{{}_eP_y} - \frac{P^2}{{}_eP_y^2} \right) \quad (P > 0.6 \cdot {}_eP_y) \quad (10)$$

ここに、 ${}_eP_y$ ：ブレース心材端部無補剛区間の降伏軸力

ただし、座屈補剛ブレースはブレース心材全断面降伏後も、ひずみ硬化により耐力が上昇することから、(10) 式のヤング係数が ${}_bE/20$ 以下となる領域では ${}_bE/20$ とした。 ${}_bE_t$ については文献 2) でも同様の考え方を採用しており、その妥当性は文献の中で実験値との比較により示されている。

(6)、(7)、(8) 式それぞれについて、式を満足する軸力 P の最大値は収れん計算により求まる。これは各破壊モードに対応する座屈補剛ブレースの耐力を表しており、その最小となる値は破壊モードと耐力を示す。但し、(7) 式、(8) 式の耐力と破壊モード B、C の関係の中で、両端固定支持では耐力が (7) 式で決まるにも関わらず破壊モードは C となる事がある²⁾。両端単純支持の場合は破壊

図2 耐力決定フロー

表1 試験体パラメーター一覧

S シリーズ

無補剛区間長 (mm)	10	500	1,000	タイプ 想定破壊モード	補剛材板厚 (mm)	試験体 端部補強
250	L25L25-3	M25M25-3	H25H25-3	A	3.2	あり
500	L50L50-4	M50M50-4	H50H50-4	B	4.5	なし
250	×	M25M25-9	H25H25-9	C	9	なし

O シリーズ

試験体名称	左		右		補剛材板厚 (mm)
	無補剛区間長 (mm)	K	無補剛区間長 (mm)	K	
H30P25-9	300	1,000	250	ピン	9
F35P25-9	350	固定	250	ピン	9
H30F35-4	300	1,000	350	固定	4.5
F35F35-4	350	固定	350	固定	4.5

モードに関わらず、耐力はブレース心材端部無補剛区間の降伏軸力 ${}_eP_y$ を越えない¹⁾。一方、端部固定度が高くなり固定支持に近づくと、耐力はブレース心材端部無補剛区間の降伏軸力 ${}_eP_y$ を越えて局部座屈で決まる破壊モード C になる²⁾。H 形断面圧縮材においても、座屈長さが短くなると、幅厚比の大きさによっては、耐力がひずみ硬化により降伏軸力を越える³⁾。ここでは、固定支持に近い境界条件で、かつ (8) 式から求まる局部座屈で決まる耐力がブレース心材端部無補剛区間の降伏軸力 ${}_eP_y$ を越える場合、破壊モード B は起こらないと考え、(6) 式と (8) 式から求まる耐力の小さい方の値を耐力とする。固定支持に近い条件は、無補剛区間の最大曲げモーメント

1) 座屈補剛材とブレースとの詳細

図3 試験体形状・寸法図

位置がブレース心材端部となる場合とした。これらの関係を図2に示す。

3. 実験による耐力評価手法の妥当性検証

3.1 実験計画

図3に試験体形状・寸法を、表1に試験体一覧を示す。実験は両端で固定度が同じSシリーズと固定度が異なるOシリーズについて行った。両シリーズともブレース心材にはH-125×125×6.5×9を採用した。

Sシリーズの試験体は座屈補剛材の曲げ降伏で耐力が決まるAタイプ(破壊モードA)、ブレース心材端部無補剛区間で軸力と曲げモーメントによる降伏で耐力が決まるBタイプ(破壊モードB)、局部座屈により耐力が決まるCタイプ(破壊モードC)の3種類を設定し、それぞれの試験体に対して端部固定度($K=10$ 、500、1000kN・m/rad.)を変化させた。試験体名のL、M、Hはそれぞれ端部固定度の $K=10$ 、500、1000kN・m/rad.に相当する。

Oシリーズでは、境界条件として固定支持、単純支持、半固定支持($K=1000$ kN・m/rad.)を組合わせた試験体を用意した。破壊は局部座屈で耐力が決まるCタイプに設定した。なお、試験体名のF、P、Hは境界条件の固定支持、単純支持、半固定支持に相当する。

表2 素材の機械的性質

部位	板厚 (mm)	降伏応力度 σ_y (N/mm ²)	降伏ひずみ ϵ_y (%)	引張強さ σ_u (N/mm ²)	Y. R.	伸び e (%)
心材ウェブ	6.5	303	1478	461	0.66	33.9
心材フラング	9.0	281	1371	450	0.62	39.3
補剛材	3.2	381	1859	472	0.81	31.6
補剛材	4.5	256	1249	435	0.59	30.8
補剛材	9.0	341	1663	494	0.69	29.4
心材端部補強	12.0	310	1512	462	0.67	43.3

図4に載荷装置概要を示す。端部の境界条件を単純支持にできるテンプリン球座にPC鋼棒を片持ち梁形式で取付け、その曲げ剛性を利用して固定度を調整した。実測による固定度はそれぞれ $K=26.9$ 、456、1180kN・m/rad.であった。加力は単調載荷で行った。表2に素材の機械的性質を示す。

3.2 実験結果

表3に各試験体の破壊モードと算定耐力を示す。算定耐力内の P_y はブレース心材中央部の降伏軸力を表し、無補剛区間のブレース心材に補強リブがなく、断面形状が中央と同一の場合は P_y と(10)式の無補剛区間のブレース心材端部の降伏軸力 P_{y_e} は同値となる。写真1に各破壊モードの例を示す。Sシリーズの試験体は各タイプ毎にそれぞれ想定した破壊モードで破壊に至り、耐力が決まった。なお、Sシリーズ、Aタイプで $K=500$ 、1000kN・m/rad.の試験体M25M25-3、H25H25-3は破壊モードAである座屈補剛材の曲げ降伏が先行したが、最終的には座屈補剛材の端部近傍のすみ肉溶接

表3 破壊モード一覧

シリーズ	タイプ	試験体名	破壊モード			破壊端部	算定耐力	
			A	B	C		降伏軸力 P_y (kN)	P_y 時の 弾性変位 δ_y (mm)
S	A	L25L25-3	○			—	843	4.14
		M25M25-3	△			—		
		H25H25-3	△			—		
	B	L50L50-4		○		—	843	4.19
		M50M50-4		○		—		
		H50H50-4		○		—		
O	C	M25M25-9			○	—	843	4.16
		H25H25-9			○	—		
		H30P25-9			○	半固定		
		F35P25-9			○	固定		
		H30F35-4			○	固定	843	4.19
		F35F35-4			○	—		

図4 載荷装置概要

(a) 破壊モードA

(b) 破壊モードB

(c) 破壊モードC

写真1 破壊状況

の亀裂により耐力が決まった。Oシリーズの試験体も、すべてブレース心材端部無補剛区間の局部座屈で耐力が決まる破壊モードCとなり、想定通りであった。

図5に各試験体の荷重-変位関係を示す。縦軸は軸力 P を、横軸は軸変位 δ を示す。加力は最大耐力を確認した時点で終了した。図(a)～(c)に示すSシリーズでは、固定度が高くなるにつれて耐力、変形能力共に大きくなる傾向にある。破壊モードAやCで耐力が決まる場合には、ブレース心材の降伏軸力を越える場合が多いが、破壊モードBの場合には越えるケースは見られない。図(d)はOシリーズの関係を示す。いずれの試験体も同一の破壊モードで耐力が決まったため、よく似た性状を示した。

図6に各試験体の最大耐力時のひずみ分布を示す。図中の白抜きのプロット(○、◇、△)は座屈補剛材およびブレース心材端部無補

剛区間の曲げひずみ分布を、また黒抜きのプロット(●、◆、▲)はブレース心材端部無補剛区間のフランジの局部座屈ひずみを示す。各ひずみの求め方を図5の挿入図に示す。Sシリーズの実験結果から各破壊モードの最大耐力時におけるひずみレベルは、破壊モードAの場合には座屈補剛材中央の曲げひずみが 1000μ 程度、破壊モードBの場合にはブレース心材端部無補剛区間の座屈補剛材との境界部分における曲げひずみが 2500μ 程度、破壊モードCの場合にはブレース心材端部無補剛区間フランジの座屈ひずみが $10000 \sim 20000\mu$ 程度と言える。ブレース心材端部無補剛区間フランジの局部座屈により耐力が決まる場合には、ブレース心材端部無補剛区間の曲げひずみが 1000μ に達しても耐力低下することなく、座屈ひずみに達するまで曲げ変形が進展する。Oシリーズは局部座屈による破壊を想定した試験体であり、いずれの試験体もフランジの座屈ひずみが卓越しているのが伺える。

3.3 耐力評価手法の妥当性検証

図7に実験結果と耐力評価結果との比較を示す。図(a)～(c)はSシリーズのもので、縦軸は耐力を、横軸はブレース端部の固定度(回転剛性)を示す。図中の細線は(6)、(7)、(8)式による算定耐力を示す。初期たわみの最大値は材長の $1/500$ とした。図中のプロットは実験値を表し、○、△、□はそれぞれ破壊モードA、B、Cに相当する。図(a)の●は座屈補剛材の端部近傍のすみ肉溶接の亀裂による破壊を表す。

図2のフローによる耐力を、太い破線で示す。図(a)では固定度に関わらず破壊モードAで耐力が決まっている。また、図(b)～(c)

図7 算定耐力と実験結果の比較

では、固定度が高くなるにつれて、破壊モードBから破壊モードCへと移行している。図(c)では、破壊モードBの耐力より、破壊モードCの耐力が高い場合でも、破壊モードCで耐力が決っている。いずれのタイプの試験体も、破壊モードと算定耐力が良い対応を示しており、図2のフローによる耐力の評価が適切であると言える。

固定度が単純支持あるいは固定支持と見なせると判断する尺度としては、評価耐力の変動が小さくなる剛性を把握すればよい。例えば、今回設定した試験体では、破壊モードAで耐力が決まる場合、(6)式から判断して、 $K=10\text{ kN}\cdot\text{m/rad.}$ 以下の回転剛性では単純支持と、 $K=10000\text{ kN}\cdot\text{m/rad.}$ 以上の回転剛性では固定支持と同等の境界条件になっていると言える。一方、破壊モードB、Cで耐力が決まる場合は、破壊モードBの耐力を示す(7)式では固定度に対する感度が悪いと、判断が難しい。このような場合は、破壊モードAの(6)式と破壊モードCの(9)式から判断することになる。

図(d)は両端で固定度の異なる試験体Oシリーズの結果を示す。両端で固定度が異なる場合に関しても、破壊モードCで壊れた実験値と破壊モードCの計算値は良い対応を示しており、耐力評価の妥当性が伺える。

4. 実建物詳細の固定度について

ここでは、実建物に用いられている詳細がどの程度の固定度を有しているかを検討する。図8に対象とするブレース詳細を示す。架構に対してハの字に取り付け座屈補剛ブレースを対象とした。柱-梁接合部に取り付け端部は固定と推定されるため、梁側の端部に関

図8 ブレース詳細

図9 接合部回転剛性検討モデル

して検討する。梁側端部の固定度は回転剛性として考え、文献(6)～(9)に基づきスタッズの抜け出し、ウェブの面外変形、フランジの面外変形、スラブの面外剛性を考慮して求める(図9参照)。スタッズの抜け出しに対する回転剛性 K_1 は次のように求められる。

$$K_1 = \frac{n_s \cdot A_s \cdot E_s \cdot d^2}{\ell_s} \quad (11)$$

ここに、 n_s ：有効幅中のスタッズ本数の1/2

図10 有効幅の検討解析モデル

A_s, E_s, ℓ_s : スタッドの断面積、ヤング係数、長さ

d : 回転中心からスタッドまでの距離

ウェブの面外変形に対する回転剛性 K_2 は次のように求められる。

$$K_2 = \frac{3 \cdot E_w \cdot I_w}{h'} \quad (12)$$

ここに、 $E_w \cdot I_w$: 有効幅を考慮したウェブの面外曲げ剛性

$h' = H - 1.5 \cdot t_f$

H, t_f : 梁高、フランジ板厚

フランジの面外変形に対する回転剛性 K_3 は次のように求められる。

$$K_3 = \frac{16 \cdot E_f \cdot I_f}{d'} \quad (13)$$

ここに、 $E_f \cdot I_f$: 有効幅を考慮したウェブの面外曲げ剛性

d' : スタッドの距離

スラブの面外変形に対する回転剛性 K_4 は次のように求められる。

$$K_4 = \frac{12 \cdot E_c \cdot I_c}{\ell_c} \quad (\text{両側スラブの場合}) \quad (14)$$

$$K_4 = \frac{3 \cdot E_c \cdot I_c}{\ell_c} \quad (\text{片側スラブの場合}) \quad (15)$$

ここに、 $E_c \cdot I_c$: 有効幅を考慮したスラブの面外曲げ剛性

ℓ_c : スラブのスパン

以上の回転剛性をすべて考慮した回転剛性 K_θ は次式で表される。

$$K_\theta = 1 / \sum_{i=1}^4 (1/K_i) \quad (16)$$

今回、梁接合部にはウェブの曲げ変形を拘束するスティフナーが設けられているため、ウェブの面外変形は考慮しないものとした。鋼種はすべて 490 N/mm^2 クラスである。スラブは $F_c = 24 \text{ N/mm}^2$ ($E_c = 23000 \text{ N/mm}^2$) の両側スラブである。(11)～(15)式の有効幅は図10に示す有限要素法による弾性解析に基づき求めた。スラブの解析モデルは長さを梁スパン $10,800 \text{ mm}$ 、幅を梁ピッチ ℓ_c ($=2,700 \text{ mm}$) の2倍の板要素とした。スラブ中央の節点に曲げモーメントを作用させ、両端単純支持材の中央に同じ曲げモーメントを作用させた場合と作用点の回転角が一致するのに必要な幅を有効幅とする。本ケースでは $1,013 \text{ mm}$ であった。図11に梁側端部固定度と座屈補剛プレースの耐力との関係および計算結果を示す。本詳細は概ね固定支持と見なせる固定度を有していることがわかる。なお、引張力を受けるもう一方の座屈補剛プレースは梁の回転を拘束するため、実際には計算した回転剛性より高い剛性になると考えられる。

5. おわりに

端部に無補剛区間を有する座屈補剛H形鋼プレースを対象に、端

図11 座屈補剛プレースの耐力と端部固定度の関係

部固定度が耐力に与える影響の把握と提案した耐力評価式の妥当性を示すことを目的に端部固定度をパラメータとした構造実験を行った。また、実建物の端部固定度の評価を行った。以下に得られた成果を示す。

- 1) 座屈補剛プレースの破壊モードには、座屈補剛材の曲げ降伏、ブレース端部無補剛区間での軸力とそれに伴う付加曲げモーメントによる降伏、ブレース端部無補剛区間での局部座屈の三種類があり、それぞれの破壊モードに対して耐力評価式を提案した。
- 2) 構造実験において、両端の固定度を同じとした試験体では、三種類の破壊モードが見られた。提案した耐力評価式は、座屈補剛プレースの破壊モードに対する耐力を精度良く捉えており、その妥当性が確認された。
- 3) 両端で固定度を変えた試験体については、破壊モードがブレース端部無補剛区間での局部座屈であったが、この場合も耐力評価式が精度良く耐力を捉えており、その妥当性が確認された。
- 4) 実建物の端部接合部詳細に対して固定度の評価方法の一例を示し、実建物に用いられるブレースに対して端部固定度の評価を行った。当該ブレースについては、梁側の詳細は概ね固定支持と見なせる固定度を有したものであった。

<参考文献>

- 1) 宇佐美 徹、金子 洋文: 両端部に無補剛区間を有する座屈補剛H形鋼プレースの耐力について - 両端単純支持 -, 日本建築学会構造系論文集, 第542号, pp.171-177, 2001.4
- 2) 宇佐美 徹、金子 洋文、小野 徹郎: 両端部に無補剛区間を有する座屈補剛H形鋼プレースの耐力について - 両端固定支持 -, 日本建築学会構造系論文集, 第558号, pp.211-218, 2002.8
- 3) 呉 榮錫、加藤 勉: H形鋼断面鋼構造部材の塑性局部座屈と変形能力, 日本建築学会構造工学論文集, Vol.34B, 1988.4
- 4) Hans H. Bleich: Buckling Strength of Metal Structures, McGRAW-HILL BOOK COMPANY, 1952
- 5) 日本建築学会: 鋼構造座屈設計指針, 丸善1996.1
- 6) 高橋 賢司、他4名: 鉄骨梁の横座屈挙動に及ぼすスラブ拘束効果に関する研究, 1992年度大会(北陸)学術講演梗概集 C分冊, pp1139-1140, 1992.8
- 7) 八木 毅、他5名: 鉄骨梁の横座屈挙動に及ぼすスラブ拘束効果に関する研究(その2 細長比の影響), 1993年度大会(関東)学術講演梗概集 C分冊, pp1451-1452, 1993.7
- 8) 谷口 元、他6名: 鉄骨梁の横座屈挙動に及ぼすスラブ拘束効果に関する

る研究(その3 スラブの固定度)、1994年度大会(東海)学術講演梗概集 C分冊、pp1125-1126、1994.7

- 9) 宇佐美 徹、他6名:鉄骨梁の横座屈挙動に及ぼすスラブ拘束効果に関する研究(その4 ウェブ幅厚比の影響)、1994年度大会(東海)学術講演梗概集 C分冊、pp1127-1128、1994.7

付録 1

以下に、(11)～(15)式の求め方を示す。なお、記号は図9参照のこと。

スタッドの抜け出しに対する回転剛性 K_1 は、

$$K_1 = M_1 / \theta_1 \quad (\text{付1})$$

で求められ、これに(付2)～(付4)式を代入することで(11)式が求まる。

$$M_1 = n_s \cdot N \cdot d \quad (\text{付2})$$

$$\theta_1 = \delta_s / d \quad (\text{付3})$$

$$\delta_s = \frac{N \cdot \ell_s}{A_s \cdot E_s} \quad (\text{付4})$$

ここに、 N :スタッド一本に作用する軸力

ウェブの面外変形に対する回転剛性 K_2 は、

$$K_2 = M_2 / \theta_2 \quad (\text{付5})$$

で求められ、これに(付6)～(付8)式を代入することで(12)式が求まる。

$$M_2 = P \cdot h' \quad (\text{付6})$$

$$\theta_2 = u / h' \quad (\text{付7})$$

$$u = \frac{P \cdot h'^3}{3 \cdot E_w \cdot I_w} \quad (\text{付8})$$

フランジの面外変形に対する回転剛性 K_3 は、

$$K_3 = M_3 / \theta_3 \quad (\text{付9})$$

で求められ、これに(付10)式を代入することで(13)式が求まる。

$$\theta_3 = \frac{M_3 \cdot d'}{16 \cdot E_f \cdot I_f} \quad (\text{付10})$$

スラブの面外変形に対する回転剛性 K_4 は、

$$K_4 = M_4 / \theta_4 \quad (\text{付11})$$

で求められ、これに(付12)～(付13)式を代入することで(14)～(15)式が求まる。

$$\theta_4 = \frac{M_4 \cdot \ell_c}{12 \cdot E_c \cdot I_c} \quad (\text{両側スラブの場合}) \quad (\text{付12})$$

$$\theta_4 = \frac{M_4 \cdot \ell_c}{3 \cdot E_c \cdot I_c} \quad (\text{片側スラブの場合}) \quad (\text{付13})$$

(2004年9月10日原稿受理、2004年12月22日採用決定)