

鉄骨梁と鉄骨鉄筋コンクリート壁柱により構成される
梁埋込み形式柱梁接合部の支圧破壊耐力に関する研究BEARING STRENGTH EVALUATION OF STEEL BEAM EMBEDDED JOINTS
IN STEEL REINFORCED CONCRETE WALL-COLUMNS佐川隆之*¹, 前田匡樹*², 山野辺 宏治*³,
石井大吾*³, 北岡 聡*⁴, 伊藤浩資*⁴Takayuki SAGAWA, Masaki MAEDA, Koji YAMANOBE,
Daigo ISHII, Satoshi KITAOKA and Hiroshi ITO

In order to evaluate the bearing strength of steel beam embedded joints in steel reinforced concrete wall-columns, this study proposes a strength evaluation formula based on the bearing and friction resistance mechanisms. A stress transfer mechanism is also proposed, which considers the bearing force both inside and outside the beam flange. The proposed formula proved to evaluate strength characteristics with a high degree of accuracy for the bearing failure specimens. A comparison of the bearing stress distribution with the test results also tended to validate the proposed model rather well.

Keywords : Composite structure, Steel beam embedded joints, Bearing failure, Stress transfer mechanism, Strength evaluation

混合構造, 梁埋込み接合部, 支圧破壊, 応力伝達機構, 耐力評価

1. はじめに

鉄筋コンクリート(RC)柱と鉄骨(S)梁から成る混合構造は、圧縮力に強いRC部材と軽量で曲げ剛性に優れるS部材の長所を生かした構造である。S梁貫通形式の柱梁接合部については、数多くの実験や研究例^{1)~3)}があり、耐力評価法はほぼ確立しつつある。一方、H形鋼を用いたS梁をRC柱あるいは鉄骨鉄筋コンクリート(SRC)柱に直交して単純に埋込む形式(以下、梁埋込み形式と呼ぶ)の柱梁接合部については、Marcakisら⁴⁾、Mattockら⁵⁾による実験において梁埋込み部コンクリートの支圧破壊の実験結果が得られているのみで、研究事例がほとんどないのが現状である。

梁埋込み形式の柱梁接合部に類次する構造形式として、S柱の埋込み柱脚が挙げられる。鋼構造接合部設計指針⁶⁾には埋込み柱脚のS柱に生じるせん断力および曲げモーメントに対し、埋込み部コンクリートの支圧力によって抵抗するテコ機構^{7),8)}による支圧破壊耐力の評価式(以下、AIJ評価式と呼ぶ)が示されている。既往の埋込み柱脚の実験について、支圧破壊耐力の実験値とAIJ評価式による計算値を比較した結果⁹⁾によると、計算値は実験値のほぼ下限を表しているものの、AIJ評価式は評価精度のばらつきが大きいといえる。武田ら⁹⁾が行った埋込み柱脚の実験的研究によると、支圧力を受ける埋込み部コンクリートとH形鋼フランジの間には摩擦力が

生じ、埋込み柱脚の曲げモーメントに対する抵抗機構として寄与することが示唆されている。森田ら⁹⁾は埋込み柱脚の曲げモーメントに対し、コンクリートの支圧力による抵抗と摩擦力による抵抗を考慮した評価モデルを提案しているが、支圧破壊耐力の評価精度についてはばらつきが大きい。森田らの評価モデルはS部材の外側に作用する支圧力と摩擦力のみを考慮したモデルであるため、H形鋼部材に対してはフランジ内側の支圧力^{9),10)}や摩擦力の影響などH形鋼部材特有の応力伝達機構が考慮されておらず、支圧破壊耐力の評価法の確立には至っていない。

本論文では、梁埋込み形式の柱梁接合部について、S梁とコンクリートの間に生じるフランジ外側およびフランジ内側の支圧力と摩擦力を考慮した応力伝達機構および支圧破壊耐力の評価式を提案する。提案した応力伝達機構および評価式の妥当性検証のため、部分架構実験^{11),12)}から得られた支圧破壊型試験体の耐力評価および応力伝達機構の考察を行う。さらに、既往の支圧破壊耐力の評価法および既往の実験結果との比較を行い、提案した評価式の評価精度および適用範囲について考察する。なお、2章の一部および3章で示す実験は既に文献^{11),12)}等で発表しているが、本論文ではこれらを再編し、新たに応力伝達機構および評価式の提案、実験結果の考察等を追加している。

*¹ 清水建設(株)技術研究所 研究員・工修*² 東北大学大学院工学研究科都市・建築学専攻 教授・博士(工学)*³ 清水建設(株)技術研究所 博士(工学)*⁴ 新日鉄住金(株) 博士(工学)

Research Engineer, Shimizu Corp., Institute of Technology, M.Eng.

Prof., Dept. of Architecture and Building Science, Tohoku Univ., Dr.Eng.

Shimizu Corp., Institute of Technology, Dr.Eng.

Nippon Steel & Sumitomo Metal Corporation, Dr.Eng.

2. 応力伝達機構および耐力評価式の提案

本章では梁埋込み形式の柱梁接合部の支圧破壊耐力について、S梁とコンクリートの間に生じる支圧力によって抵抗するテコ機構⁶⁾に基づき、新たにフランジ外側およびフランジ内側に作用する支圧力と摩擦力を考慮した応力伝達機構および支圧破壊耐力の評価式を提案する。

2.1 既往の応力伝達機構による支圧破壊耐力の評価式

鋼構造接合部設計指針⁶⁾に示されている埋込み柱脚の最大耐力時のコンクリートからS梁のフランジ外側に作用する支圧応力度分布をFig.1に示す。支圧応力度分布については、短期耐力時では三角形分布、最大耐力時では矩形分布が提案されている。想定する梁埋込み部の支圧領域においては、コンクリートが支圧強度 σ_1 (N/mm²)に達した時点の耐力が支圧破壊耐力(最大耐力)と定義されており、本論文でも同様の定義を用いる。

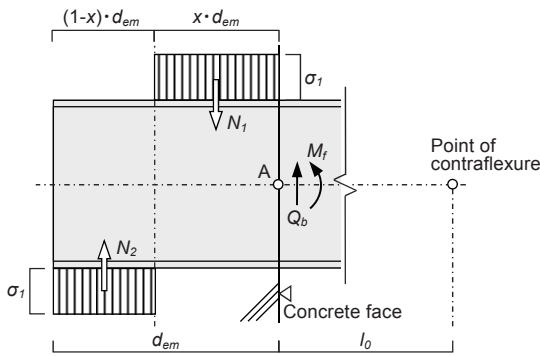


Fig.1 Stress transfer mechanism of beam embedded joint⁶⁾

ここで、 N_1 、 N_2 ：梁埋込み部コンクリートからS梁に作用する支圧力(N)、 d_{em} ：S梁の埋込み長さ(mm)、 x ：埋込み長さに対する支圧力の反曲点位置の比($0.5 < x < 1$)、 l_0 ：柱フェイスからS梁の反曲点までの長さ(mm)、 Q_b ：S梁のせん断力(N)、 M_f ：柱フェイス位置におけるS梁の曲げモーメント(支圧破壊時の曲げ耐力)(N・mm)である。Fig.1の点Aを中心とした曲げモーメント M_f は埋込み部コンクリートの支圧力 N_1 、 N_2 との釣合いから次式で表される。

$$M_f = \frac{1+x}{2} d_{em} N_2 - \frac{1-x}{2} d_{em} N_1 \quad (1)$$

N_1 、 N_2 は(2)式、(3)式で、S梁のせん断力 Q_b は鉛直方向の力の釣り合いから(4)式でそれぞれ表される。

$$N_1 = \sigma_1 b x d_{em} \quad (2)$$

$$N_2 = \sigma_1 b (1-x) d_{em} \quad (3)$$

$$Q_b = N_1 - N_2 \quad (4)$$

ここで、 b ：S梁幅(mm)である。(1)式に(2)式、(3)式を代入することにより M_f に関する(5)式が得られる。同様に(4)式に(2)式、(3)式を代入することにより Q_b に関する(6)式が得られる。

$$M_f = \sigma_1 b \frac{1-2x^2}{2} d_{em}^2 \quad (5)$$

$$Q_b = \sigma_1 b (2x-1) d_{em} \quad (6)$$

Fig.1の点Aを中心とした曲げモーメント M_f は、S梁露出部分の力の釣り合いより、(7)式で表される。(7)式に(5)式、(6)式を代入し、(8)式が得られる。(8)式から、S梁の埋込み長さに対する支圧力の

反曲点位置の比 x は、S梁の埋込み長さ d_{em} とS梁の反曲点までの長さ l_0 により値が決定することがわかる。(5)式に(8)式を代入することによって、(9)式が得られる。以上より、既往の応力伝達機構⁶⁾による支圧破壊時の曲げ耐力は(9)式で示される。

$$M_f = Q_b l_0 \quad (7)$$

$$x = \frac{\sqrt{(2l_0 + d_{em})^2 + d_{em}^2} - 2l_0}{2d_{em}} \quad (8)$$

$$M_f = \sigma_1 b l_0 \left\{ \sqrt{(2l_0 + d_{em})^2 + d_{em}^2} - (2l_0 + d_{em}) \right\} \quad (9)$$

2.2 応力伝達機構の提案

2.2.1 梁埋込み部の支圧応力度分布および支圧強度

梁埋込み部コンクリートからS梁に作用する支圧力はS梁の剛体回転に伴い生じるものと想定すると、Marcakisら⁹⁾にならない、コンクリートのひずみ勾配および軟化を考慮し、支圧応力度分布はFig.2のように示すことができる。本論文では、支圧応力度分布をモデル化するにあたり、想定される分布形状(Fig.2(c))に近い三角形分布を用いることとする。

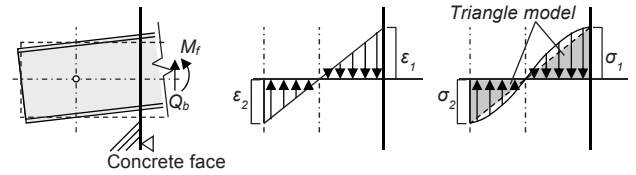


Fig.2 Bearing stress distribution model

Fig.1に示す既往のモデルでは、H形鋼のフランジ外側の支圧力のみが考慮されている。しかし、武田ら⁹⁾、毛井ら¹⁰⁾の実験的研究で示唆されているように、実現象ではH形鋼のフランジ内側に作用する支圧力も抵抗機構として働くと考えられるため、本論文ではフランジ外側とフランジ内側それぞれに作用する支圧力を抵抗機構として考慮する(Fig.3)。支圧力 N_1 、 N_2 は(10)式、(11)式により、梁埋込み端部の支圧応力度 σ_2 は(12)式によりそれぞれ表すことができる。

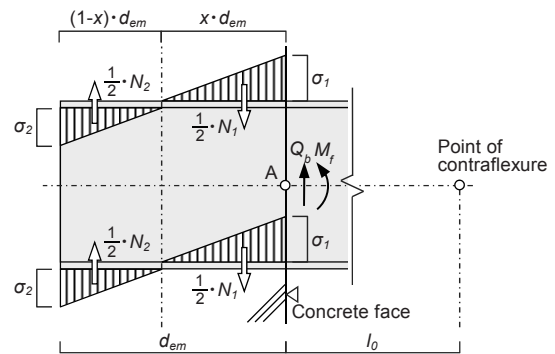


Fig.3 Stress transfer mechanism considering inside bearing force

$$N_1 = \sigma_1 b x d_{em} \quad (10)$$

$$N_2 = \sigma_2 b (1-x) d_{em} \quad (11)$$

$$\sigma_2 = \frac{1-x}{x} \sigma_1 \quad (12)$$

AIJ評価式ではコンクリートの支圧強度にコンクリートの圧縮強度が採用されているが、支圧強度は接合部の応力伝達機構および支

圧面積比に応じ適切に評価する必要がある。森田・中塚ら¹³⁾は、局所載荷を受けるコンクリートの支圧強度が割裂引張強度に大きく影響されることに着目し、支圧強度の推定式((13)式)を提案している(Fig.4)。支圧面積比およびコンクリートの圧縮強度に応じ、実験結果を精度よく評価している¹³⁾ことから、本論文では支圧強度の評価式として(13)式を用いる。ここで、 F_B :コンクリートの支圧強度(N/mm²)、 σ_B :コンクリートの圧縮強度(N/mm²)、 B_c :柱幅または壁柱幅(mm)である。

$$F_B = 1.8 \sqrt{\frac{B_c}{b}} \sigma_B^{(0.8 - \sigma_B/2000)} \quad (13)$$

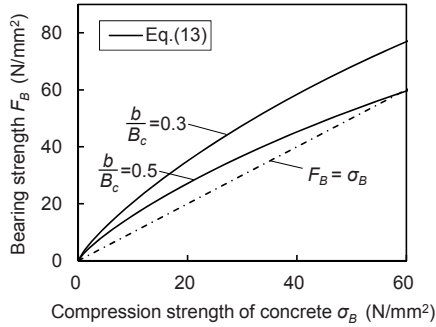


Fig.4 Calculation result of bearing strength¹³⁾

2.2.2 支圧力および摩擦力を考慮した耐力評価式

梁埋込み部コンクリートと S 梁フランジの間に生じる摩擦力を Fig.5 のように定義する。摩擦力は支圧力が作用する上下フランジのそれぞれの面に生じるものとする。

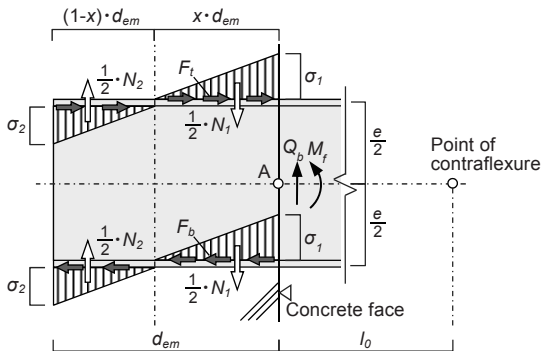


Fig.5 Stress transfer mechanism considering friction

ここで、 F_t : 上フランジに作用する摩擦力(N)、 F_b : 下フランジに作用する摩擦力(N)、 e : 上下フランジ芯間の長さ(mm)である。Fig.5 の点 A を中心とした曲げモーメント M_f は梁埋込み部に作用する支圧力および摩擦力との釣合いから(14)式で表される。また、上下フランジに生じる摩擦力 F_t 、 F_b は(15)式で、鉛直方向の力の釣合いより Q_b は(16)式で表される。

$$M_f = \frac{2+x}{3} d_{em} N_2 - \frac{1}{3} x d_{em} N_1 + \frac{e}{2} (F_t + F_b) \quad (14)$$

$$F_t = F_b = \frac{1}{2} \mu (N_1 + N_2) \quad (15)$$

$$Q_b = N_1 - N_2 \quad (16)$$

ここで、 μ : S 梁フランジとコンクリート間の摩擦係数である。(14)

式に(10)式、(11)式を代入することにより M_f に関する(17)式が得られる。同様に(16)式に(10)式、(11)式を代入することにより Q_b に関する(18)式が得られる。

$$M_f = \frac{\sigma_1 b d_{em}}{6x} \{ 2d_{em}(2-3x) + 3e\mu(2x^2 + 2x + 1) \} \quad (17)$$

$$Q_b = \sigma_1 b d_{em} \frac{2x-1}{x} \quad (18)$$

Fig.5 の点 A を中心とした曲げモーメント M_f は S 梁露出部分の力の釣り合いより(19)式で表される。(19)式に(17)式、(18)式を代入し、(20)式が得られる。(18)式を(19)式に代入することによって、(21)式が得られる。

$$M_f = Q_b l_0 \quad (19)$$

$$x = \frac{1}{2e\mu} \left\{ 2l_0 + d_{em} + e\mu \pm \sqrt{(2l_0 + d_{em})^2 - \frac{2}{3} e\mu d_{em} - (e\mu)^2} \right\} \quad (20)$$

ただし、 $0.5 < x < 1$

$$M_f = \sigma_1 b l_0 d_{em} \frac{2x-1}{x} \quad (21)$$

(20)式から、S 梁の埋込み長さに対する支圧力の反曲点位置の比 x は、S 梁の埋込み長さ d_{em} と S 梁の反曲点までの長さ l_0 に加え、上下フランジ芯間の長さ e および摩擦係数 μ により値が決定することがわかる。なお、本論文では S 梁フランジとコンクリート間の摩擦係数は、瀬戸・堀田ら¹⁴⁾による鋼板(黒皮)の拘束応力下での引抜き実験で得られた値 $\mu=0.42$ および文献(6)を参考に、 $\mu=0.4$ を用いる。

実際の施工を考えた場合、梁埋込み部はコンクリート打設前に S 梁をボルト等により仮固定する必要がある。本論文では、梁埋込み部の S 梁端部の下フランジを SRC 壁柱内の H 形柱鉄骨に PL を介しボルト固定するものとする(Fig.6(a))。S 梁反曲点位置に上方向のせん断力が作用する場合、ボルト固定部に引張力 T_b が生じ、Fig.6(b)に示す抵抗機構が形成されるものとする。この時、上フランジ端部には引張力 T_b と等しい大きさの圧縮反力 C_c がコンクリートから作用すると仮定し、圧縮反力が作用する領域のコンクリートの局所破壊が生じないようにボルトの設計を行うものとする。ここでは、引張力 T_b に高力ボルトの 1 面摩擦最大せん断耐力⁹⁾を用いる。

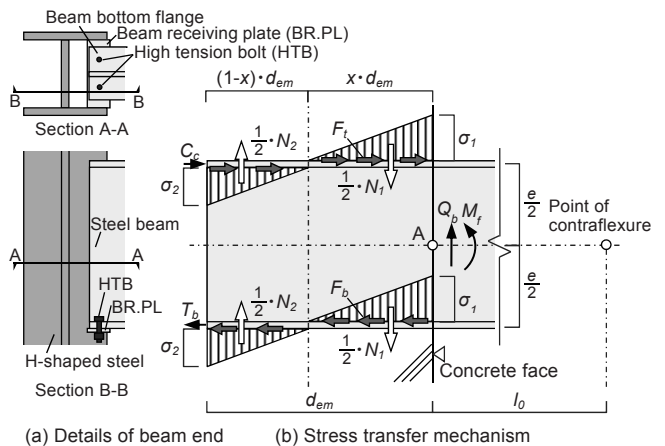


Fig.6 Stress transfer mechanism considering bolts of beam end

Fig.6 の柱フェイス位置の点 A を中心とした曲げモーメント M_f は(14)式に T_b 、 C_c による抵抗モーメントを考慮して(22)式で表される。

$$M_f = \frac{2+x}{3}d_{em}N_2 - \frac{1}{3}xd_{em}N_1 + \frac{e}{2}(F_t + F_b) + \frac{e}{2}(T_b + C_c) \quad (22)$$

Fig.5と同様の手順によって、(23)式および(24)式が得られる。

$$x = \frac{1}{2e\mu} \left\{ B - C \pm \sqrt{(B - e\mu)^2 - \frac{2}{3}e\mu d_{em} - (e\mu)^2 + 4l_0e\mu - (C - B)^2 - B^2} \right\} \quad (23)$$

ここで、 $B = 2l_0 + d_{em} + e\mu$ 、 $C = eT_b/\sigma_1bd_{em}$ 、 $0.5 < x < 1$

$$M_f = \sigma_1bl_0d_{em} \frac{2x - 1}{x} \quad (24)$$

なお、梁埋込み端部の下フランジをボルト固定した場合において、S梁反曲点位置に下方向のせん断力が作用した際はボルトの拘束効果を無視し、(14)式および(21)式によって梁埋込み部コンクリートの支圧破壊耐力を評価できるものとする。

3. 提案モデルの検証

本章では、2章で提案した応力伝達機構および耐力評価式の妥当性を検証するため、部分架構実験^{11),12)}から得られた梁埋込み部コンクリートの支圧破壊型試験体の支圧破壊耐力の評価および応力伝達機構の考察を行う。

3.1 実験概要

3.1.1 試験体計画

梁埋込み部コンクリートの支圧破壊耐力を確認するため、梁埋込

み形式の壁柱 SRC 梁 S 接合部の 1/2 スケールの部分架構実験を行った。試験体一覧および試験体の破壊モードを Table1 に、代表的な試験体形状寸法を Fig.7 に示す。主なパラメータは梁幅/壁柱幅と埋込み長さ/梁せいとした。1b05 試験体の S 梁の埋込み長さは 575mm、埋込み長さ/梁せいは 1.44 とした。2b05 試験体は 1b05 試験体と同一の S 梁を用い、埋込み長さを 400mm と短くし、埋込み長さ/梁せいを 1.0 とした。3b05 試験体と 4b03 試験体は、2b05 試験体の形状に対して、梁幅のみをそれぞれ 100mm、75mm に変更し、梁幅/壁柱幅がコンクリートの支圧強度へ与える影響を検討した。5b05 試験体は、1b05 試験体に対して、梁せいのみを 500mm に変更し埋込み長さ/梁せいを 1.15 とした。柱鉄骨には H 形鋼を用い、梁埋込み方向に対し弱軸に配置した。試験体製作時の位置決めのため柱鉄骨のフランジ内側に隅肉溶接した梁受け PL(板厚 6mm)に S 梁端部の下フランジのみを 2-M12(F10T)で固定した。

3.1.2 加力方法

加力は壁柱の上下反曲点を想定した位置に水平反力を取り、梁端部の反曲点位置に鉛直ジャッキで逆対称の鉛直変位を与え、正負交番漸増繰り返し载荷を行った。各試験体の加力方向の定義を Fig.8 に示す。壁柱は、上層階の壁柱を想定し軸力はほぼ 0 とし、RC 部分のみ考慮した際の壁柱軸力比 $\eta = 0.01 \sim 0.015$ 相当の固定用軸力 (100kN)を与えた。また、終局時に S 梁の脱落等が生じないように、

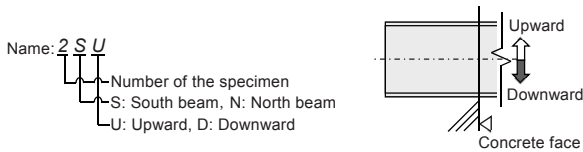
Table1 List of specimens

Specimens	SRC Wall-column size ^{*1} $D_c \times B_c$ (mm)	Steel beam (mm)	Embedded length (mm)	Width ratio b/B_c	Failure mode
1b05	1250×280 ($\sigma_B=45.4$) ²	H-400×125 ×9×12	575 (1.44) ³	0.45	Yielding of steel flange of beam
2b05	900×280 ($\sigma_B=27.1$) ²	H-400×125 ×9×12	400 (1.0) ³	0.45	Bearing fracture of concrete
3b04	900×280 ($\sigma_B=30.2$) ²	H-400×100 ×9×19		0.36	
4b03	900×280 ($\sigma_B=31.1$) ²	H-400×75 ×9×19		0.27	
5b05	1250×280 ($\sigma_B=31.3$) ²	H-500×125 ×9×22	575 (1.15) ³	0.45	

*1: Size of steel inside wall-column: H-175×175×7.5×11(SS400).

*2: Compressive strength of concrete, in MPa.

*3: Ratio of embedded length divided by beam depth.



(a) Definition of notation for specimens (b) Loading direction

Fig.8 Definition of notation for loading direction

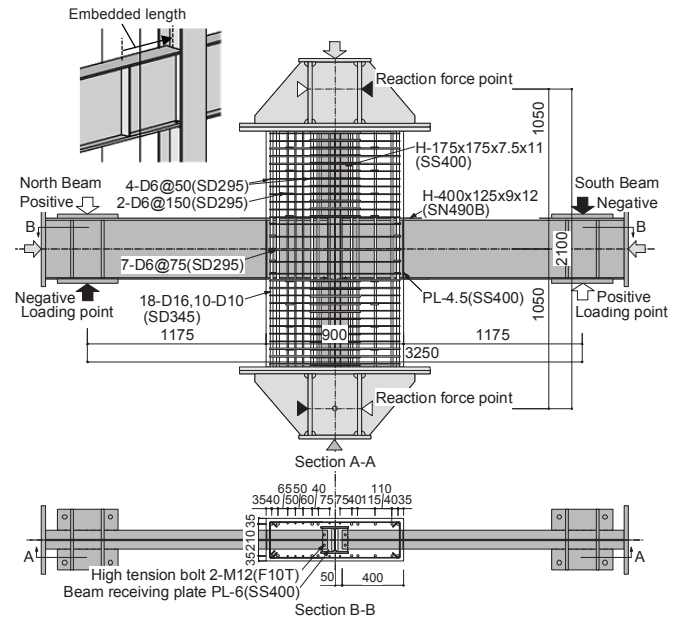


Fig.7 Detail of specimen (2b05)

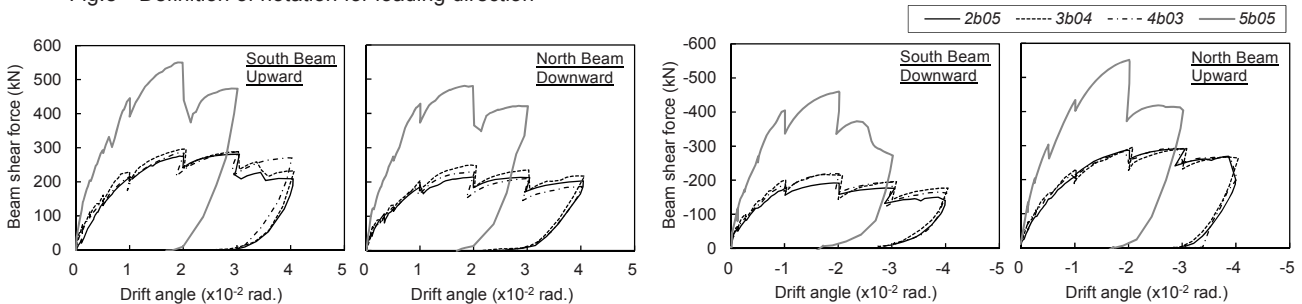


Fig.9 Beam shear force versus drift angle

水平ジャッキにより S 梁端部に梁軸応力度 $=1.0\sim 1.6\text{N}/\text{mm}^2$ 相当のわずかな一定軸力 10kN を与え、载荷を行った。壁柱および S 梁の軸力は十分小さいと判断し、3.2 節以降の検討では軸力の影響は無視した。支圧破壊型試験体の加力サイクルは、 $R=0.125\times 10^{-2}\text{rad}$ を正負 1 回、 $R=0.25, 0.5, 1.0, 2.0, 3.0\times 10^{-2}\text{rad}$ を正負 2 回ずつ、 $R=4.0\times 10^{-2}\text{rad}$ を正負 1 回とした。

3.1.3 実験結果

S 梁の埋込み長さ/梁せいを 1.0, 1.15 とした試験体は埋込み部コンクリートの損傷が進行し、梁埋込み部コンクリートの支圧破壊に至った。埋込み長さ/梁せいを 1.44 とした試験体では、梁降伏先行型の破壊モードとなり、安定した履歴性状を示した。Fig.9 に支圧破壊した試験体の南北梁の加力方向ごとの荷重変形包絡線を示す。縦軸は南北梁それぞれの梁せん断力、横軸は層間変形角である。

3.2 支圧破壊耐力の評価

Fig.10 に支圧破壊耐力の実験値と 2 章で提案した評価式(以下、提案評価式と呼ぶ) (14)式および(22)式による計算値の比較を示す。計算値は提案評価式における支圧抵抗、摩擦抵抗および端部のボルト固定による抵抗の曲げモーメント負担割合を併せて示す。計算値は実験値を概ね精度よく評価できていることから、提案評価式の妥当性が確認された。なお、梁の下方向加力では、負加力側が正加力側と比べ危険側に評価される傾向がみられるが、これは正加力側でコンクリートの損傷が先行して生じていることが影響していると考えられる。梁の上方向加力では、負加力側と正加力側で評価精度に差異はみられなかった。

3.3 応力伝達機構の考察

本節では計測した S 梁のひずみを用い、梁埋込み部のせん断力および曲げモーメントの分布を算出する。さらに、梁埋込み部の支圧力および摩擦力の分布を算出し、実験における支圧抵抗および摩擦抵抗による曲げモーメントの負担割合の評価を行う。また、梁埋込

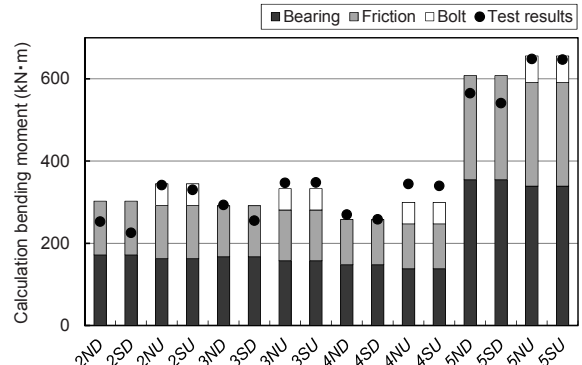


Fig.10 Evaluation results of maximum bending strength

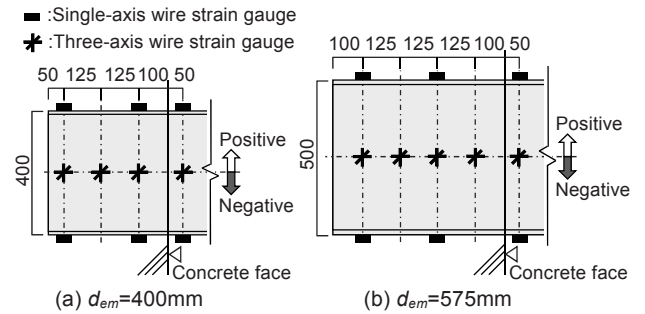
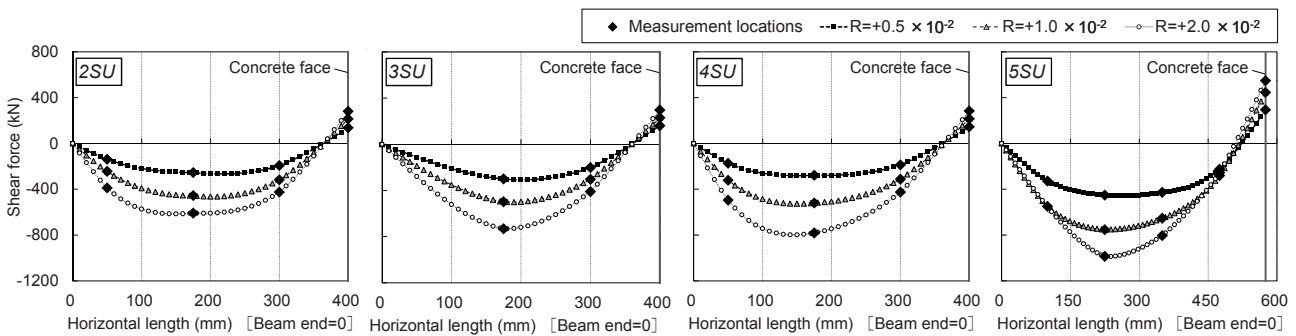


Fig.11 Measurement locations in steel web

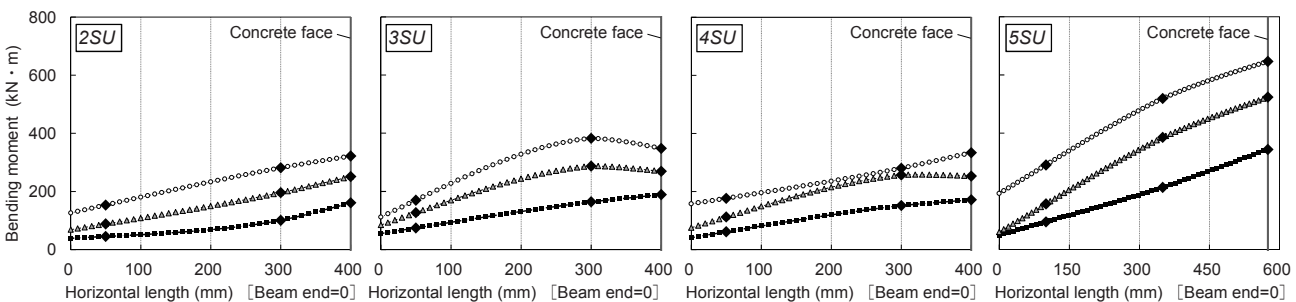
み部の上下フランジそれぞれに作用する支圧力の推定に関する評価モデルを提案し、2 章に示した応力伝達機構の妥当性を検証する。

3.3.1 支圧力分布および摩擦力分布

各試験体における梁埋込み部周辺のひずみ計測位置を Fig.11 に示す。S 梁のせん断力はウェブ中央点の 3 軸ゲージを、曲げモーメントは上下フランジの 1 軸ゲージを用い算出する。各計測点におけるせん断力 Q_i は次式により算出する。



(a) Shear force distribution in steel beam



(b) Bending moment distribution in steel beam

Fig.12 Calculation results of distribution in steel beam

$$Q_i = \frac{\tau_i t_w I}{S_1} \quad (25)$$

ここで、 τ_i : ひずみ計測点におけるウェブのせん断応力度(N/mm²),
 t_w : S 梁のウェブ厚(mm), I : S 梁の断面 2 次モーメント(mm⁴), S_1 :
 S 梁上下端から中央軸(計測点)までの断面 1 次モーメント(mm³)で
 ある。算出した実験値を用い 3 次のスプライン補間によって、梁埋
 込み部のせん断力および曲げモーメントの分布を推定した結果(南
 梁の上方向加力の正加力側)を Fig.12 に示す。壁柱フェイス位置の
 せん断力および曲げモーメントの算定には加力ジャッキの値を用い
 た。なお、ここでは梁埋込み端部の負担せん断力は 0 と仮定した。

梁埋込み部に作用する支圧力および摩擦力の評価モデルを
 Fig.13 に示す。区間 dx において、水平方向の力の釣合いより(26)
 式が、鉛直方向の力の釣合いより(27)式が得られる。また、点 A
 を中心とした曲げモーメントの釣合いより(28)式が得られる。

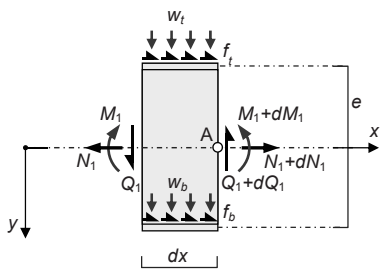


Fig.13 Evaluation model of bearing force and friction force

$$dN_1 = -(f_t + f_b)dx \quad (26)$$

$$dQ_1 = (w_t + w_b)dx \quad (27)$$

$$dM_1 = \left\{ -Q_1 + \frac{e}{2}(f_t - f_b) + \frac{1}{2}(w_t + w_b)dx \right\} dx \quad (28)$$

ここで、 w_t , w_b : 上下フランジそれぞれに作用する単位長さあたり

の支圧力(N/mm), f_t , f_b : 上下フランジそれぞれに作用する単位長
 さあたりの摩擦力(N/mm)である。(27)式および(28)式をそれぞれ整
 理することによって、(29)式および(30)式が得られる。

$$w_t + w_b = \frac{dQ_1}{dx} \quad (29)$$

$$f_t - f_b = \frac{2}{e} \left\{ \frac{dM_1}{dx} + Q_1 - \frac{1}{2}(w_t + w_b)dx \right\} \quad (30)$$

(29)式により S 梁に作用する支圧力の分布が、(30)式により S 梁に
 作用する摩擦力の分布が算出できる。

Fig.12 に示したせん断力および曲げモーメントを用い、梁を線材
 に置換した場合の梁埋込み部に作用する支圧力と摩擦力の分布を算
 定した結果を Fig.14 に示す。各試験体とも梁埋込み部の支圧力分布
 は三角形に近い形状であることがわかる。摩擦力はそれぞれ下に凸
 の放物線状の分布形状となり、支圧力が大きい梁埋込み端部および
 壁柱フェイス位置は摩擦力も大きくなっている傾向がみられる。

つづいて、梁埋込み部の支圧力分布および摩擦力分布を用い、各
 抵抗機構による曲げモーメントの負担割合を推定する。壁柱フェイス
 位置において、支圧抵抗および摩擦抵抗による曲げモーメントは
 それぞれ(31)式、(32)式によって算定できる。

$$M_{bear} = \int_0^{d_{em}} (d_{em} - x)(w_t + w_b)dx \quad (31)$$

$$M_{fric} = \frac{e}{2} \int_0^{d_{em}} (f_t - f_b)dx \quad (32)$$

ここで、 M_{bear} : 支圧抵抗による曲げモーメント(N・mm), M_{fric} : 摩
 擦抵抗による曲げモーメント(N・mm)である。

各試験体の支圧抵抗および摩擦抵抗による曲げモーメントの割合
 の算定結果を Fig.15 に示す。グラフ空白部はひずみデータの欠損を
 示す。実験における曲げモーメントと支圧抵抗および摩擦抵抗による
 曲げモーメントの累加値との差を Others として示す。また、

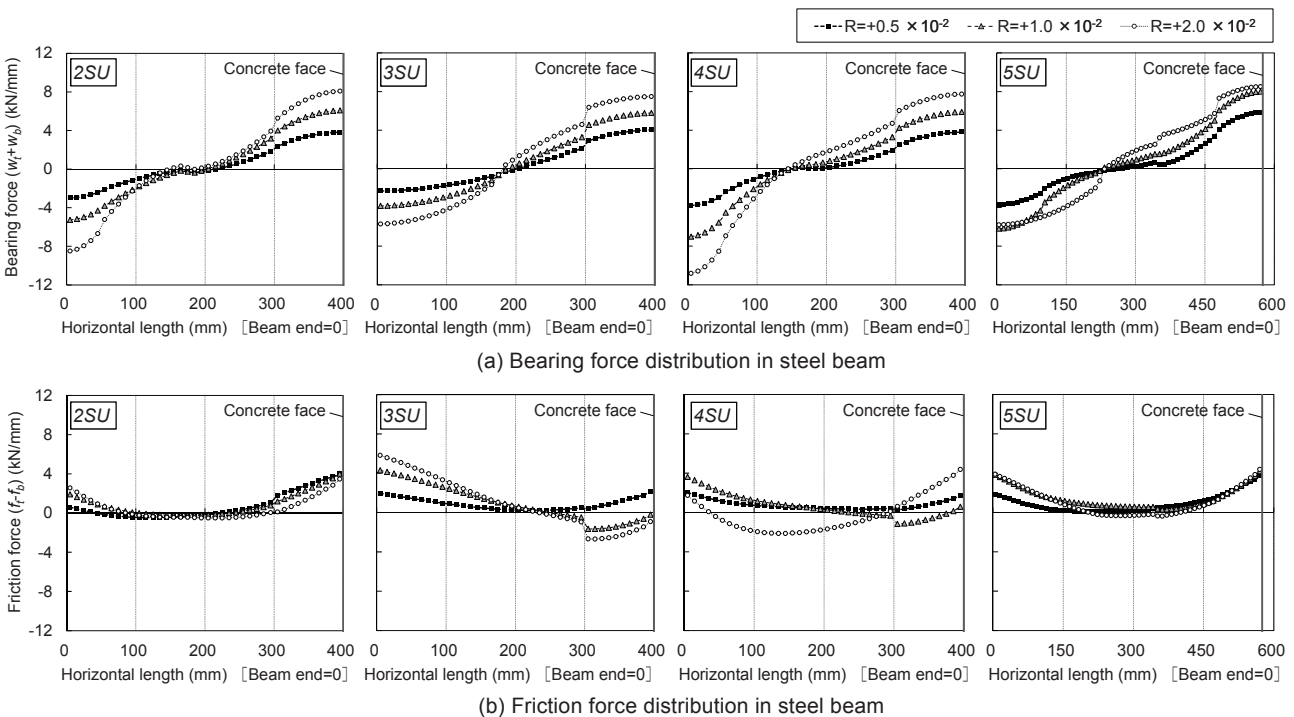


Fig.14 Calculation results of bearing force distribution and friction force distribution in steel beam

Fig.15 に提案評価式による曲げモーメントの負担割合の計算値も併せて示す。支圧抵抗および摩擦抵抗の負担割合は提案モデルにより、その概ね傾向を評価できている。しかし、各試験体とも $R=1.5 \times 10^{-2}$ 以降の支圧破壊耐力近傍では、実験値における Others の割合が増加していることがわかる。これは、摩擦力の算定に用いた曲げモーメント分布の実験値の精度が影響していることと、梁埋込み部コンクリートが支圧破壊に近い状態となっており、摩擦力の算定が困難となっていることが原因と考えられる。支圧破壊耐力近傍の摩擦抵抗による曲げモーメントの精度の高い算出方法は今後の課題である。

3.3.2 S 梁上下フランジの支圧力分布

本項では、梁埋込み部の上下フランジそれぞれに作用する支圧力および支圧力分布の評価を行う。Fig.16 に示す梁埋込み部の部分モデルについて、力の釣合いを考える。鉛直方向の力の釣合いより(33)式が得られる。また、(33)式を整理し(34)式が得られる。S 梁のせん断力 Q_1 は(35)式で表される。

$$|\sigma_y|_0 t_w dx + \int_{-\frac{h}{2}}^0 \left(\frac{\partial \tau}{\partial x} \right) dx t_w dy + w_l dx = 0 \quad (33)$$

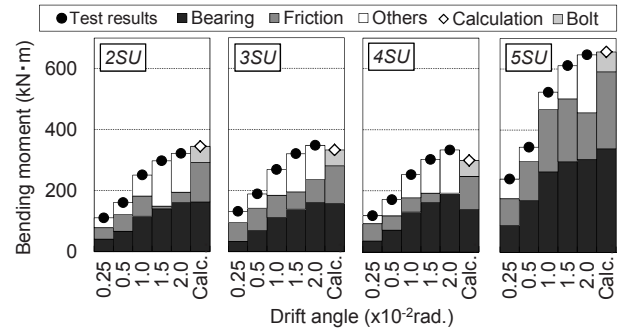
$$\int_{-\frac{h}{2}}^0 \left(\frac{\partial \tau}{\partial x} \right) dy = -|\sigma_y|_0 - \frac{w_l}{t_w} \quad (34)$$

$$Q_1 = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \tau_w dy \quad (35)$$

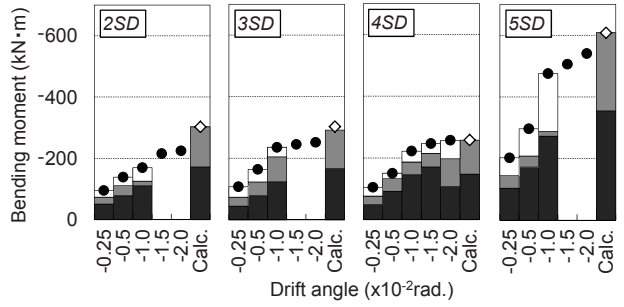
ここで、 h : S 梁の梁せい(mm)、 τ : ウェブのせん断応力度(N/mm²)、 $|\sigma_y|_0$: $y=0$ における y 方向応力度(N/mm²)である。ウェブのせん断応力度分布は y 軸に関して偶関数となるものと仮定し、(36)式、(37)式が得られる。また、(37)式を整理し(38)式が得られる。

$$Q_1 = 2 \int_{-\frac{h}{2}}^0 \tau_w dy \quad (36)$$

$$\frac{dQ_1}{dx} = 2 \int_{-\frac{h}{2}}^0 \left(\frac{\partial \tau}{\partial x} \right) t_w dy \quad (37)$$



(a) Loading direction: South beam upward



(b) Loading direction: South beam downward

Fig.15 Contribution ratio of bending moment

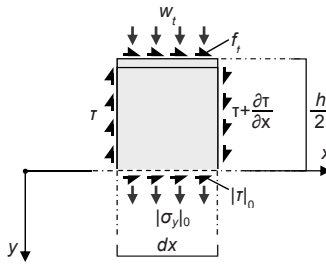
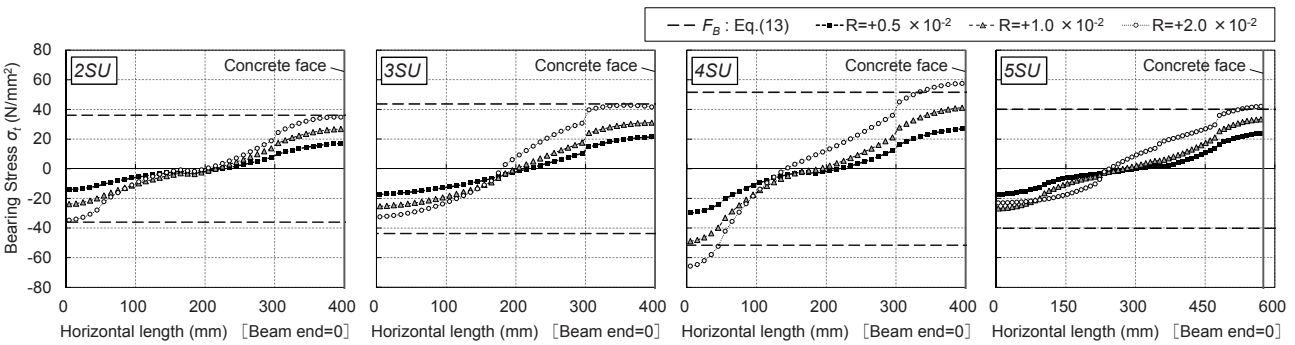
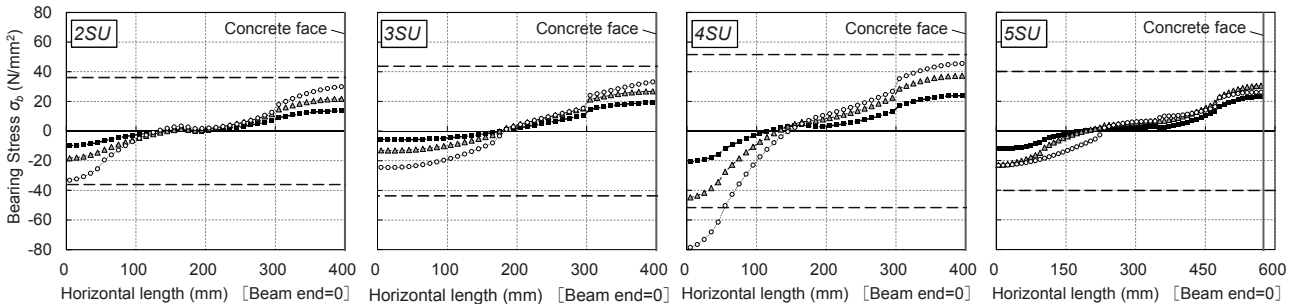


Fig.16 Evaluation model of bearing stress



(a) Bearing stress distribution in top flange



(b) Bearing stress distribution in bottom flange

Fig.17 Calculation results of bearing stress distribution in top and bottom flanges

$$\int_{\frac{h}{2}}^0 \left(\frac{\partial \tau}{\partial x} \right) dy = \frac{1}{2t_w} \frac{dQ_1}{dx} \quad (38)$$

(38)式に(34)式を代入し、(39)式が得られる。また、(29)式に(36)式を代入し、(40)式が得られる。

$$w_t = -\frac{1}{2} \frac{dQ_1}{dx} - t_w |\sigma_y|_0 \quad (39)$$

$$w_b = -\frac{1}{2} \frac{dQ_1}{dx} + t_w |\sigma_y|_0 \quad (40)$$

(39)式、(40)式により算出した各試験体の上下フランジに作用する支圧力を梁幅で除した支圧応力度分布を Fig.17 に示す。各試験体とも壁柱フェイス位置の支圧応力度は下フランジと比べ上フランジが大きい傾向がみられるが、全体の支圧応力度分布は上下フランジとも概ね三角形に近い形状となり、2章で提案した三角形分布の支圧力分布モデル(Fig.3)の妥当性が確認された。

3.3.3 コンクリートの支圧応力度および摩擦力の評価

各層間変形角における壁柱フェイス位置の支圧応力度を Fig.18(a)に示す。縦軸は支圧応力度をコンクリートの圧縮強度で除した値(支圧強度上昇率 a_c)、横軸は層間変形角である。各試験体とも $R=2.0 \times 10^{-2} \text{rad}$ における最大支圧応力度はコンクリートの圧縮強度を上回っていることがわかる。Fig.18(b)に森田・中塚らの支圧強度評価式による計算値と最大支圧応力度の実験値との比較を示す。計算値は実験値を精度よく評価できており、本論文で提案した耐力評価式の支圧強度の評価に森田・中塚らの評価式を用いることの妥当性が確認された。

Fig14 に示した支圧力の合計値を横軸、摩擦力の合計値を縦軸とし比較した結果を Fig.19 に示す。層間変形角が $1.0 \times 10^{-2} \text{rad}$ より大きい場合は黒塗りで実験結果を示す。各試験体とも $R=1.0 \times 10^{-2} \text{rad}$ 以下の場合は、摩擦力は支圧力の 0.4 倍前後の値で推移している。一方、 $R=1.0 \times 10^{-2} \text{rad}$ を超える場合は、摩擦力は支圧力の 0.4 倍を大きく下回っている傾向がみられる。これは 3.3.1 項で示した課題と同様に支圧破壊耐力近傍では摩擦力の算定が困難となっているためと考えられる。あるいはコンクリートの支圧破壊に伴い、摩擦力および摩擦係数が低下していることが原因と考えられる。支圧破壊耐力近傍の摩擦力および摩擦係数の精度の高い算出方法は今後の課題である。

以上、3章では梁埋込み形式の柱梁接合部の部分架構実験から得られた支圧破壊型試験体の支圧破壊耐力の評価および応力伝達機構の考察を行い、2章で提案した応力伝達機構および耐力評価式の妥当性を検証した。

4. 既往実験の評価および既往の評価式との比較

提案評価式と既往の耐力評価式による計算値の比較を行う。既往の評価式は、2章で示した埋込み柱脚の評価式⁹⁾(9)式、AIJ 評価式)と Marcakis らによる柱 RC 梁 S のト字形柱梁接合部の評価式^{3), 4)}(以下 Marcakis 式と呼ぶ)を用いる。Marcakis 式は次式による。

$$M = \frac{1}{2} \sigma_{br} l_{en} \beta b (D_c - \beta l_{en}) + \frac{1}{2} \sigma_{br} (D_c - l_{en}) \beta b \{ D_c - \beta (D_c - l_{en}) \} \quad (41)$$

$$l_{en} = \frac{(v-1)l + \beta D_c + \sqrt{(v^2 - 2v + 1)l^2 - (\beta^2 - 2\beta) D_c}}{2\beta} \quad (42)$$

ここで、 σ_{br} : コンクリートの圧縮応力ブロックの支圧強度(N/mm²)、

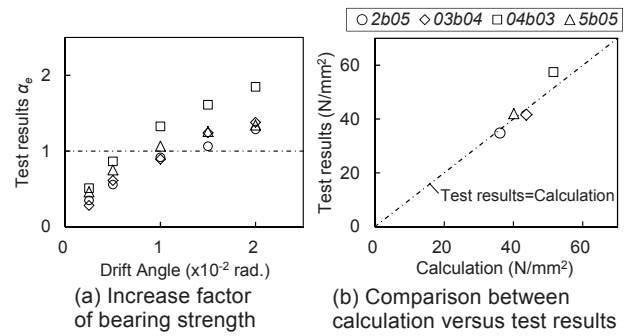


Fig.18 Evaluation results of bearing strength

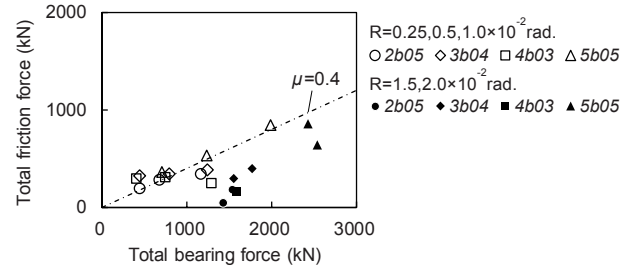


Fig.19 Comparison between bearing force versus friction force

Table2 List of specimens

Specimens	RC column size $D_c \times B_c$ (mm)	Steel beam size (mm)	Embedded length (mm)	Width ratio b/B_c
SC6 ⁴⁾	203.2×203.2 ($\sigma_B=31.0$) ¹⁾	H-162×102 ×8×12	178 (1.10) ²⁾	0.50
I3 ⁵⁾	305×254 ($\sigma_B=26.5$) ¹⁾	H-102×76 ×25×25	254 (2.49) ²⁾	0.30

*1: Compressive strength of concrete, in MPa.

*2: Ratio of embedded length divided by beam depth.

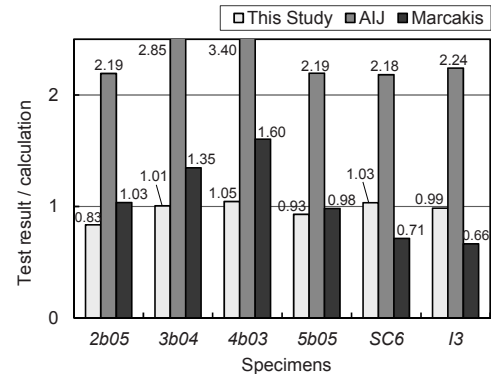


Fig.20 Evaluation results of bearing strength

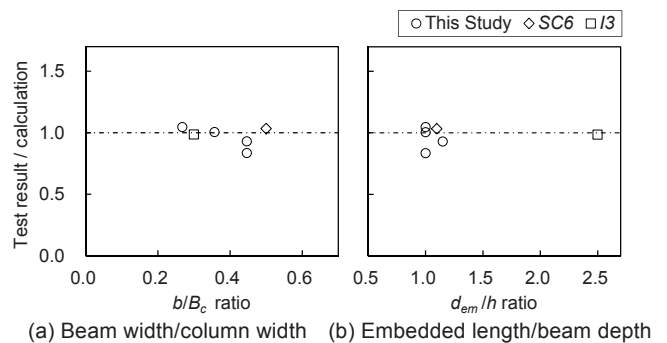


Fig.21 Evaluation results of bearing strength

l_{en} : 柱フェイスからコンクリート支圧応力の反曲点位置までの長さ (mm), β : コンクリートの圧縮応力ブロックの奥行長さの係数, l : 梁スパン(mm), v : 梁の上下フランジ芯間長さを上下柱の反曲点間長さで除した値である。文献 3)を参考し, $\sigma_{br}=2\sigma_B$, $\beta=0.7$ を用いる。

比較対象とする実験は, 3章の実験と H 形鋼を用いた梁埋込み接合部の既往実験^{4) 5)}とする。3章の実験は南梁の下方向加力時の実験結果を用いる。既往実験は, 梁埋込み部コンクリートが明確に支圧破壊に至った試験体のみを用いる。各実験における試験体名および代表的なパラメータを Table2 に示す。

支圧破壊耐力の実験値と各評価式による計算値を比較した結果を Fig.20 に示す。提案評価式は, 既往の実験を含め, ほぼすべての試験体で実験値を良好に評価できている。AIJ 評価式は, 各試験体で実験値は計算値の 2 倍以上となっており, 計算値は実験値を過小評価している。Marcakis 式は, 各試験体で実験値は計算値の 0.7 倍から 1.6 倍程度となっており, 提案評価式と比べると評価精度のばらつきが大きい。

提案評価式による 3章の実験と既往実験^{4) 5)}の評価結果と梁幅/柱幅と埋込み長さ/梁せいの関係を Fig.21 に示す。提案評価式は, 本論文で評価対象とした試験体の梁幅/柱幅と埋込み長さ/梁せいの範囲で, 実験値を概ね評価できていることがわかる。なお, 3章の実験において梁幅/柱幅の大きい試験体(2b05, 5b05)では, 提案評価式の評価精度が若干下がる傾向がみられる。S 梁のフランジ幅が大きい場合, 支圧力に対するフランジの剛性が評価精度に影響している可能性が考えられるため, 今後検証を進める予定である。

5. まとめ

本論文では, H 形鋼を用いた梁埋込み形式の柱梁接合部について, 梁埋込み部コンクリートの支圧破壊耐力の評価を目的とし, S 梁とコンクリートの間に生じるフランジ外側およびフランジ内側の支圧力と摩擦力を考慮した応力伝達機構および耐力評価式を提案した。さらに, 梁埋込み形式の柱梁接合部の部分架構実験から得られた支圧破壊試験体を対象とし, 耐力評価および応力伝達機構の考察を行い, その妥当性を検証した。本論文の知見は, 以下のようにまとめられる。

- 1) 提案した耐力評価式による支圧破壊耐力の計算値と部分架構実験から得られた支圧破壊試験体 4 体の実験値を比較した結果, 計算値は実験値を精度よく評価できることが確認された。
- 2) 部分架構実験から得られた支圧破壊試験体の実験データから支圧抵抗および摩擦抵抗による曲げモーメントの負担割合を算出した結果, 提案した耐力評価式により負担割合を概ね評価できることが確認された。支圧破壊耐力近傍の摩擦抵抗による曲げモーメント実験値の精度の高い算出方法は今後の課題である。
- 3) 部分架構実験から得られた支圧破壊試験体の実験データから梁埋込み部の上下フランジそれぞれに作用する支圧力の評価を行った。各試験体とも壁柱フェイス位置の最大支圧応力度は下フランジと比べ上フランジが大きい傾向がみられたが, 全体の支圧応力度分布は上下フランジとも概ね三角形に近い形状となり, 耐力評価式に三角形の支圧力分布モデルを用いることの妥当性が確認された。
- 4) 部分架構実験から得られた支圧破壊試験体の実験データから支

圧力および摩擦力の合計値を算出した結果, 各試験体とも $R=1.0 \times 10^{-2}$ rad.以下の場合, 摩擦力は支圧力の 0.4 倍前後の値であったが, $R=1.0 \times 10^{-2}$ rad.を超える場合は, 摩擦力は支圧力の 0.4 倍を大きく下回っている傾向がみられた。これは提案した評価手法では支圧破壊耐力近傍の摩擦力の算定が困難であったこと, あるいはコンクリートの支圧破壊に伴い, 摩擦力および摩擦係数が低下していたことが原因と考えられる。支圧破壊耐力近傍の摩擦力の評価については, 今後さらなる検討が必要である。

- 5) 既往実験を含めた梁埋込み部コンクリートの支圧破壊試験体を対象とし, 提案した評価式と既往の評価式によって支圧破壊耐力を評価した結果, 既往の評価式と比べ提案した評価式は支圧破壊耐力を精度よく評価できることが確認された。なお, 梁幅/柱幅の大きい試験体では, 提案評価式の評価精度が若干下がる傾向がみられた。S 梁のフランジ幅が大きい場合, 支圧力に対するフランジの剛性が評価精度に影響している可能性が考えられるため, 今後検証を進める予定である。

参考文献

- 1) Nishimura, Y. and Horie, K.: PREDICTIONS ON STRENGTH OF INTERIOR STEEL BEAM - REINFORCED CONCRETE COLUMN JOINTS WITH TRANSVERSE BEAMS, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol.76, No.666, pp.1523-1531, 2011.8 (in Japanese)
西村泰志, 堀江耕平: 直交梁を有する柱 RC・梁 S とする梁貫通形式内部柱梁接合部の耐力評価に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, 第 76 巻, 第 666 号, pp.1523-1531, 2011.8
- 2) Kanno, R.: BEARING FAILURE AND STRENGTH MODEL OF BEAM-COLUMN JOINTS BETWEEN STEEL BEAMS AND REINFORCED CONCRETE COLUMNS, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), No.566, pp.185-192, 2003.4 (in Japanese)
菅野良一: 鉄骨梁と鉄筋コンクリート柱からなる柱梁接合部の支圧破壊と耐力モデル, 日本建築学会構造系論文集, 第 566 号, pp.185-192, 2003.4
- 3) Architectural Institute of Japan: Design and Construction of Mixed Structures Composed of Reinforced Columns and Steel Beams, 2001
日本建築学会: 鉄筋コンクリート柱・鉄骨梁混合構造の設計と施工, 2001
- 4) Marcakis, K. and Mitchell, D.: Precast Concrete Connections With Embedded Steel Members, PCI Journal, Vol.25, pp.88-116, 1980.7
- 5) Mattock, A.H. and Gaafar, G. H.: Strength of Embedded Steel Sections as Brackets, ACI Journal, Vol.79, pp.83-93, 1982.3
- 6) Architectural Institute of Japan: Recommendation for Design of Connections in Steel Structures, 2008
日本建築学会: 鋼構造接合部設計指針, 2008
- 7) Akiyama, H., Kurosawa, M., Wakui, N and Nishimura, I.: STRENGTH AND DEFORMATION OF COLUMN BASES EMBEDDED IN BASE CONCRETE, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), No.335, pp.45-53, 1984.1(in Japanese)
秋山宏, 黒沢稔, 和国信之, 西村功: 鋼構造埋込形式柱脚の強度と変形-H 形断面柱が強軸曲げを受ける場合-, 日本建築学会構造系論文報告集, 第 335 号, pp.45-53, 1984.1
- 8) Morita, K., Kato, B., Tanaka, A. and Fujita, N.: EXPERIMENTAL STUDIES ON THE ULTIMATE STRENGTH OF THE EMBEDDED TYPE STEEL COLUMN-TO-FOOTING CONNECTIONS, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), No.347, pp.65-74, 1985.1 (in Japanese)
森田耕次, 加藤勉, 田中淳夫, 藤田典正: 埋込み形式柱脚の最大耐力に関する実験的研究, 日本建築学会構造系論文報告集, 第 347 号, pp.65-74, 1985.1
- 9) Takeda, T. and Takahashi, Y.: An experimental investigation of column bases of steel reinforced concrete structure Part.2, Proceeding of the architectural research meetings, Kanto Branch, AIJ, Structure,

- No. 53, pp. 229-232, 1982.7 (in Japanese)
武田寿一, 高橋康彦: S 造および SRC 造の建物の柱脚の実験的研究 (その 2) 埋込型の中柱柱脚の検討, 日本建築学会関東支部研究報告集, 第 53 号, pp. 229-232, 1982.7
- 10) Kei, T. et al.: An Experimental Study on RC Columns - Steel Beams Joints Part2 Result of Preliminary Experiment, Summaries of Technical papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, Structure II, pp. 1184-1185, 1990.7 (in Japanese)
毛井崇博ほか: 柱 RC 梁 S 接合部の力学性状-その 2. 予備実験結果の検討-, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp. 1184-1185, 1990.7
- 11) Sagawa, T. et al.: EXPERIMENTAL STUDY ON BEARING FAILURE MECHANISM OF BEAM-COLUMN JOINTS BETWEEN STEEL REINFORCED CONCRETE WALL-COLUMNS AND STEEL BEAMS, Journal of Structural Engineering, Vol. 64B, pp. 437-444, 2018.3 (in Japanese)
佐川隆之ほか: 壁柱 SRC 梁 S 接合部の支圧破壊性状に関する実験的研究, 構造工学論文集, Vol. 64B, pp. 437-444, 2018.3
- 12) Sakamoto, S. et al.: Development of Smart Tuber Structure with SRC Wall Column and Steel Beam Part.1-Part.4, Summaries of Technical papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, Structure III, pp. 1481-1488, 2013.7 (in Japanese)
坂本眞一ほか: 壁柱 SRC-梁 S ハイブリッド外殻構造の開発その 1~その 4, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 III, pp. 1481-1488, 2013.7
- 13) Morita, M., Nakatsuka, T. and Sakata, H.: Basic research on bearing strength and shear strength for PC crimping method, Proceeding of the Japan Concrete Institute, Vol. 31, No. 2, pp. 499-504, 2009.6 (in Japanese)
森田真由美, 中塚侑, 坂田博史: PC 圧着工法のための支圧強度と一面せん断強度に関する基礎研究, コンクリート工学年次論文集 Vol. 31, No. 2, pp. 499-504, 2009.6
- 14) Seto, T. and Hotta, H.: A Study on Bond Characteristics between Concrete and Steel Plate or Deformed Bar under lateral Confinement, Summaries of Technical papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, Structure II, pp. 937-938, 1996.7 (in Japanese)
瀬戸強士, 堀田久人: 拘束下におけるコンクリートと鋼板・異形鉄筋の付着特性に関する研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp. 937-938, 1996.7

BEARING STRENGTH EVALUATION OF STEEL BEAM EMBEDDED JOINTS IN STEEL REINFORCED CONCRETE WALL-COLUMNS

Takayuki SAGAWA^{*1}, *Masaki MAEDA*^{*2}, *Koji YAMANOBE*^{*3},
Daigo ISHII^{*3}, *Satoshi KITAOKA*^{*4} and *Hiroshi ITO*^{*4}

^{*1} Research Engineer, Shimizu Corp., Institute of Technology, M.Eng.

^{*2} Prof., Dept. of Architecture and Building Science, Tohoku Univ., Dr.Eng.

^{*3} Shimizu Corp., Institute of Technology, Dr.Eng.

^{*4} Nippon Steel & Sumitomo Metal Corporation, Dr.Eng.

Few experiments have evaluated joints wherein a steel beam is simply embedded in the concrete columns, and a method for evaluating the bearing strength has not yet to be established. A previous study⁸⁾ described the results of embedded type column-to-footing connection tests and a strength evaluation model that considers the resistance due to bearing and friction forces outside the flange. An adequate consideration has not been given to the stress transfer mechanisms distinctively to H-shaped steel members, such as the distribution of the bearing force and the friction force on the inside of the flange, and the evaluation accuracy of bearing strength has yet to be established.

To evaluate the bearing strength of beam embedded joints in steel reinforced concrete wall columns, this study proposes a strength evaluation formula based on the bearing and friction resistance mechanisms. A stress transfer mechanism is also proposed, which considers bearing force both inside and outside the flange, as shown in Fig. 5.

A total of five beam-column joint specimens at half scale of the actual structure were tested under cyclic loading conditions to simulate seismic loads, while the test parameters included the width, depth, and the embedded length of the steel beam. Bearing failure occurred in specimens with a 1.0–1.15 ratio of embedded beam length to beam depth. Fig. 9 depicts the relationship between beam shear force versus drift angle for each force direction in the specimens subjected to the bearing failure test. Based on the results of the bearing strength evaluation of the specimens, the proposed formula proved to evaluate strength characteristics with a high degree of accuracy.

The contribution ratio of the bending moment caused by bearing resistance and frictional resistance was calculated using the data of the bearing failure specimens based on the evaluation model of the bearing and friction forces of the beam embedded joints, as shown in Fig. 13. Results of this study indicated that the experimental value of the contribution ratio of the bending moment can be effectively evaluated by the proposed model. However, future research must focus on the development of an accurate method of calculating the bending moment due to the frictional resistance near the maximum bearing failure.

The bearing stress distributions in the beam embedded joint considering the top and bottom flanges were also calculated, and this calculation was based on the evaluation model shown in Fig. 16. A comparison of the bearing stress distributions with the test results also led to the validation of the proposed model.

Accuracy of the proposed model was evaluated by comparing the proposed evaluation formula with a previously developed evaluation formula for the specimens in past experiments. The proposed formula was able to evaluate the bearing failure strength with a high degree of accuracy compared with the previous formula.

(2018年10月10日原稿受理, 2019年1月11日採用決定)