

アンダーマッチング溶接を用いた高強度組立 H 形鋼部材の耐力評価

正会員 ○山本源人^{*1} 同 新才直紀^{*2} 同 吹田啓一郎^{*3}

2. 構造 - 10. 鉄骨構造

高強度鋼, アンダーマッチング溶接, 隅肉溶接, BH 形鋼, 溶接強度

1. 序

本研究は建築構造用に開発された高強度鋼 H-SA700 を対象とする。この鋼材は従来の鋼材の約 2 倍の強度を持つが、降伏比は 98% 以下と規定され、弾性範囲での使用が前提となる¹⁾。現在、高強度鋼を用いた圧延形鋼の製造が不可能であるため、母材 H-SA700 よりも強度の低い溶接金属を用いた溶接、すなわちアンダーマッチング溶接により隅肉溶接を行い組立 H 形鋼部材を製作し、高強度鋼を構造システムに利用することを考える²⁾。

本研究では溶接線に平行なせん断力が作用する溶接組立 H 形鋼 4 点曲げ試験、および溶接線に垂直なせん断力が作用する溶接組立 H 形鋼局部引張試験を実施し、組立 H 形鋼部材の隅肉溶接部に過大な応力が作用しないように設計するために必要な耐力評価方法について検討した。またそれぞれの実験の要素実験として側面隅肉溶接引張試験、前面隅肉溶接引張試験を実施した。

2. 実験に使用する鋼材と溶接材料

実験に使用した高強度鋼 H-SA700B の降伏点、引張強さの規格下限値と材料試験により求められた実測値を表 1 に示す。組立 H 形鋼の隅肉溶接部には普通鋼用ソリッドワイヤ YGW11 を用いる。YGW11 の降伏点、引張強さの規格値および試験体製作に用いた溶接管理条件を表 2 に示す。

表 1 H-SA700B の機械的性質

鋼種	板厚 (mm)	降伏点 (mm)		引張強さ (mm)	
		公称値	実測値	公称値	実測値
H-SA700B	16	700	777	780	832
	19		800		833

表 2 YGW11 の材料強度規格値, 溶接条件

溶接材料	降伏点 (mm)	引張強さ (mm)	予熱 (°C)	入熱 (kJ/cm)	パス間温度 (°C)
YGW11	400 ~	490 ~ 670	≥100	≤30	≤250

3. 要素実験

母材に H-SA700B, 溶接材料に YGW11 を用いて図 1 に示す溶接線に平行なせん断力が作用する側面隅肉溶接引張試験体 WSY, および図 2 に示す溶接線に垂直なせん断力が作用する前面隅肉溶接引張試験体 WF を製作し、試験側サイズを 4,8,12mm と変化させ各 2 体ずつ試験した。荷重 P を試験側全の断面面積で除した値を τ と定め、試験体の剛性が初期剛性の 1/3 に低下したときの値を τ_y , 最大耐力に達したときの値を τ_u とし、隅肉サイズの実測値 s (mm) と τ_y, τ_u (N/mm²) の値の関係を図 3,4 に示す。また WSY,WF の回帰分析の結果を式 (1),(2) に示す。

$$\text{側面隅肉} : \tau_y = 615 - 18.9s, \tau_u = 646 - 9.57s \quad (1)$$

$$\text{前面隅肉} : \tau_y = 735 - 23.0s, \tau_u = 746 - 14.0s \quad (2)$$

また図 3,4 には溶接金属の規格下限値から算定した τ_y, τ_u の値を τ_{yn}, τ_{un} として示した。いずれの試験体でも実験値は規格下限値を上回っていることが確認された。

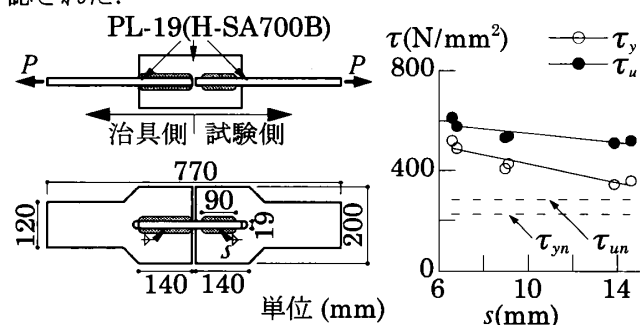


図 1 側面隅肉試験体 WSY 図 3 WSY τ - s 関係

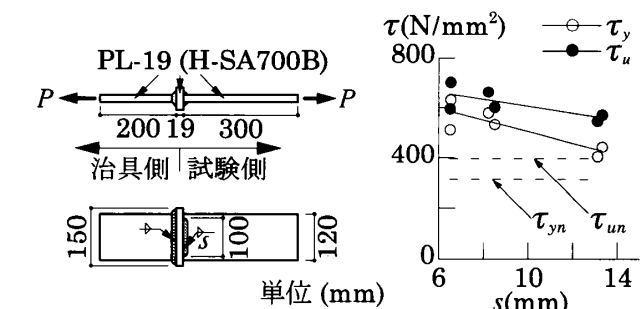


図 2 前面隅肉試験体 WF 図 4 WF τ - s 関係

Performance Evaluation of High Strength Steel Built-up Members made by Undermatched Welds

YAMAMOTO Gento, SHINSAI Naoki, SUITA Keiichiro

4. 溶接組立 H 形鋼 4 点曲げ試験

4.1 実験方法

溶接線に平行なせん断力が作用する場合の隅肉溶接部の耐力評価を目的としてアンダーマッピング溶接を用いた組立 H 形鋼に対して 4 点曲げ試験を行う。試験体を図 5 に示す。試験体には図 6 のように組立部材の溶接部に影響を与えないよう切欠きをもうけたスチフナを挿入し局部座屈防止している。試験体は表 3 に示す隅肉サイズ s のみが異なる 2 体とする。母材は H-SA700B, 溶接ワイヤは YGW11 を用いた。

4.2 耐力算定

①母材が弾性域で溶接継目が降伏する荷重 wP_y は S_f をフランジの断面 1 次モーメント, a を隅肉溶接ののど厚, I を H 形断面の断面 2 次モーメントとする下式となる。 τ_y は式 (1) を用いて算定する。

$$wP_y = 4aI\tau_y/S_f \quad (3)$$

②溶接部が破断しフランジ, ウェブに塑性ヒンジが生じ終局状態に至る荷重 wP_u を求める。このとき図 7 のように軸力 N_1, N_2, N_3 を定め, σ_y を母材の降伏応力, A_f をフランジ断面積, A_w をウェブ断面積, l, d を図 5 のように定めると下式が成立する。

$$N_2 = 2a\tau_u(l+d), \quad 2N_1 + N_2 = A_f\sigma_y, \quad N_3 = A_w\sigma_y/2 \quad (4)$$

式 (4) の初めの式はフランジの釣合式を表し, τ_u は式 (1) を用いる。また h_1, h_2, h_3 を図 7 のように定め, h を梁せい, t_f をフランジ厚とすると下式が成立する。

$$h_1 = N_1 t_f / (2N_1 + N_2), \quad h_2 = N_2 t_f / (2N_1 + N_2), \quad h_3 = h/2 - t_f \quad (5)$$

軸力 N_1, N_2, N_3 が与えるモーメントをそれぞれ M_1, M_2, M_3 とすると下式が成立する。

$$M_1 = (h_1 + h_2)N_1, \quad M_2 = (2h_1 + h_2 + 2h_3)N_2, \quad M_3 = h_3 N_3 \quad (6)$$

したがって式 (4), (5), (6) より wP_u は次式となる。

$$wP_u = 2(2M_1 + M_2 + M_3)/l \quad (7)$$

また H 形断面の降伏モーメント, 全塑性モーメントに対応する荷重 P_y, P_p を, 表 4, 図 8, 10 に示した。

4.3 実験結果

BH4,8 の耐力の実験値と計算値を表 4 に, $P-\delta$ 関係を図 8, 10 に示す。 δ は梁中央のたわみとする。 wP_y の実験値は図 9 の $P-\gamma$ 関係で剛性が 1/3 になったときの荷重とする。 γ は溶接部のせん断歪とする。BH4 試験体は wP_y に至ったところで溶接部が図 9 のようにせん断降伏し, 1916kN で溶接部に亀裂が生じ終局状態に至った。 wP_u の計算値は実験値に比べ

過小評価ではあるものの, 式 (4) ~ (7) 式で wP_u を安全側に評価できることを確認した。

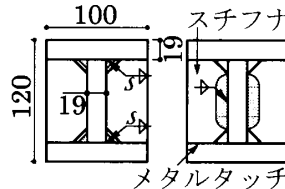
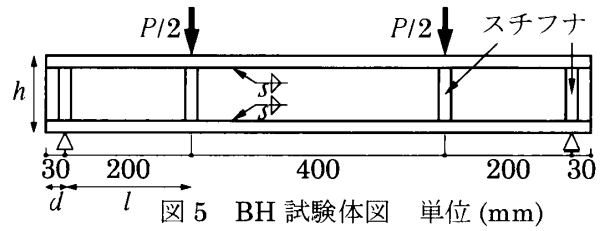


表 3 試験体一覧 単位 (mm)

試験体名	s	断面寸法
BH4	4	H-120×100
BH8	8	×19×19

図 6 BH 試験体断面

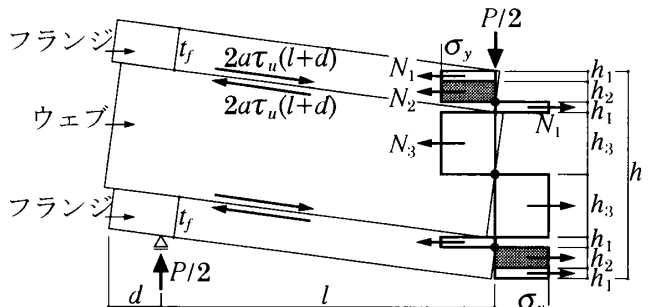


図 7 終局状態における載荷点での応力状態

表 4 BH4,8 耐力 単位 (kN)

	BH4		BH8	
	計算値	実験値	計算値	実験値
P_y	1422	-	1422	-
P_p	1788	-	1788	-
wP_y	1185	1094	1442	1136
wP_u	1521	1916	1882	-

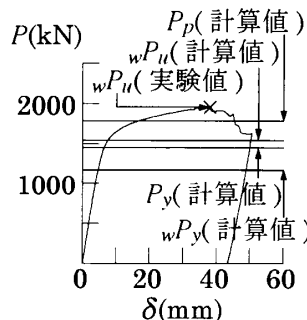


図 8 BH4 P- δ 関係

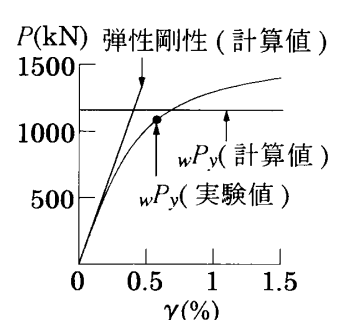


図 9 BH4 P- γ 関係

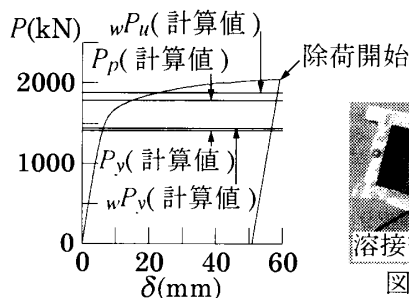


図 10 BH8 P- δ 関係

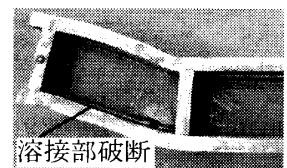


図 11 BH4 写真

5. 溶接組立 H 形鋼局部引張試験

5.1 実験方法

地震時に H 形鋼を用いた柱梁接合部は図 12 のように力を受け、梁フランジ付近で柱に局部的に大きな応力が集中する。この応力状態を検証するため図 13 のようなモデルを考え、溶接ワイヤ YGW11 を用いて溶接組立 H 形鋼を製作し、図 14 に示す試験体を用意した。各試験体の寸法、隅肉サイズ s を表 5 に示す。柱の母材は H-SA700B または普通鋼 SM490A とする。

5.2 耐力算定

降伏線理論を用いて各試験体の耐力 P_p を算定する。図 15 に示す試験体の対称性を考慮し図 17 に示す全体の 1/8 の崩壊機構を考え、仮想変位 δ を設定する。また図 16 に示す変数 α, β, γ を用い降伏線 1 ~ 4、降伏場 1, 2 を表現する。降伏線 1, 2, 3, 4 の回転角を $\theta_1, \theta_2, \theta_3, \theta_4$ 、降伏線の長さを l_1, l_2, l_3, l_4 とする。このとき下式が成立する。

$$\theta_1 = \frac{1}{\alpha} \delta, \quad l_1 = \gamma \quad \theta_2 = \frac{2(\beta - \alpha)}{B\alpha} \delta, \quad l_2 = \alpha \quad (8)$$

$$\theta_3 = \theta_4 = \frac{2(\beta - \alpha)\sqrt{(\beta - \alpha)^2 + (B/2)^2}}{Ba\beta} \delta$$

$$l_3 + l_4 = \frac{2(B - \gamma)\sqrt{(\beta - \alpha)^2 + (B/2)^2}}{B} \delta$$

σ_w を柱ウェブ降伏応力、 $b\sigma_f$ を梁フランジ降伏応力、 a を隅肉溶接のど厚としたとき、降伏場 1 は柱ウェブと溶接継目の耐力の大小によりいずれかに降伏場が生じる。 $\sigma_w \cdot t_w < 2\tau_y a$ のとき柱ウェブに降伏場 1 が生じ、 $q_y = \sigma_w \cdot t_w / 2$ と定義し、 $\sigma_w \cdot t_w > 2\tau_y a$ のとき溶接継目に降伏場 1 が生じ、 $q_y = \tau_y a$ と定義する。このとき降伏場 1, 2 による応力仕事 W_1, W_2 は下式となる。

$$W_1 = (\alpha/2 + bt_f/2)q_y\delta, \quad W_2 = \gamma^2(\beta - \alpha)bt_f\delta / (2B\alpha) \quad (9)$$

また外力仕事 W_0 は下式となる。

$$W_0 = \frac{\gamma(\beta - \alpha) + Ba/2}{2B\alpha} P\delta \quad (10)$$

柱フランジの単位幅あたりの全塑性モーメントを M_0 とすると次式が成立する。

$$W_0 = M_0(\theta_1 l_1 + \theta_2 l_2 + \theta_3 l_3 + \theta_4 l_4) + W_1 + W_2 \quad (11)$$

式 (8) ~ (11) から求めた P の最小値を P_p とする。

5.3 実験結果

図 18 に母材が普通鋼の AB 試験体の $P-\delta$ 関係を示す。 δ は梁フランジ間の変位とする。図 21 の位置

に歪ゲージを添付し、図 19 に実験から得られた歪分布の推移を示す。AA ~ CB 試験体は $P_p = 646\text{kN}$ に達したところで図 18, 19 のように塑性変形が大きく進行し、柱フランジが面外変形した。

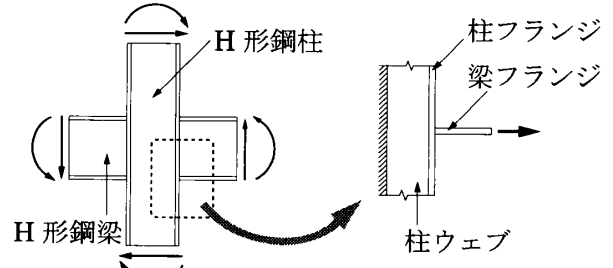


図 12 地震時の柱梁接合部 図 13 応力の集中部

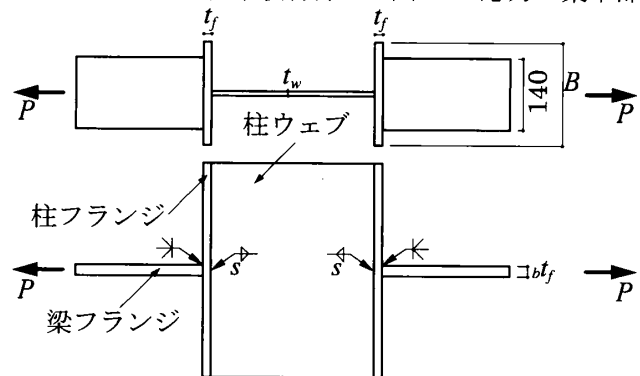


図 14 局部引張試験体 単位 (mm)

表 5 局部引張試験体一覧 単位 (mm)

試験体名	柱鋼種	t_f	t_w	B	bt_f	s
BHWF4	高強度鋼					4
BHWF6	H-SA700B	16	16	200	19	6
BHWF9						9
AA		普通鋼 SM490A	16	12	200	22
AB	9					
BA	12		12	240		
BB	9					
CA	12		12	300		
CB	9					

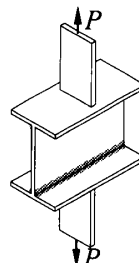


図 15 試験体全体

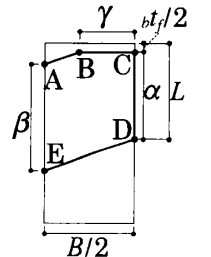


図 16 柱フランジ

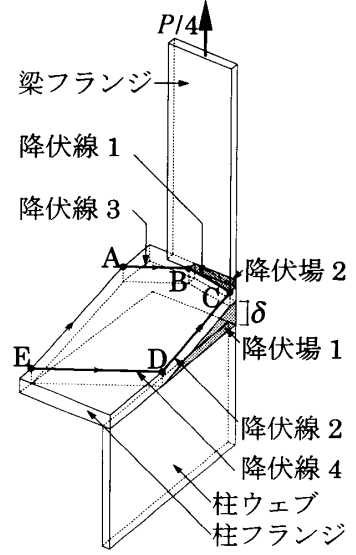


図 17 1/8 モデル崩壊機構

その後も荷重を継続し柱ウェブの破断により最大耐力 $P_u=1160\text{kN}$ を迎えた. 図 22,24 に母材が高強度鋼の BHWF4, BHWF9 試験体の $P-\delta$ 関係を示す. BHWF4,6 は P_p に達する前に隅肉溶接が破断し最大耐力 P_u を迎えた. このように柱ウェブよりも隅肉溶接が先に降伏する場合, 隅肉溶接の塑性変形能力が小さいため P_p に達する前に隅肉溶接が破断する可能性があり, このための耐力評価式が必要となる. 図 23 は荷重点下の溶接継目が式 (2) から求めた τ_y に達したときの柱ウェブの応力分布を隅肉のど断面の溶接継目の τ 分布に換算したものである. 降伏線理論から算定した降伏場 1 の生じる領域 $L=\alpha+bt_f/2$ は実験値および弾性論から算定した応力の集中範囲に近い. したがって図 23 の太線で示す τ 分布を仮定し, 試験体の降伏耐力 P_y を次式で算定する.

$$P_y=2L\alpha\tau_y \quad (12)$$

図 22,24 のように P_y は試験体の弾性限に近い値を示しており, 式 (12) で隅肉サイズを安全側に設計できることが確認された.

表 6 普通鋼試験体 耐力 (単位 kN)

	AA	AB	BA	BB	CA	CB
P_u (実験値)	-	1160	1269	976	1280	1004
P_p (計算値)	789	646	697	570	754	641

表 7 高強度鋼試験体 耐力 (単位 kN)

	BHWF4	BFWF6	BHWF9
P_u (実験値)	1019	1089	1325
P_p (計算値)	1168	1177	1259
P_y (計算値)	670	643	689

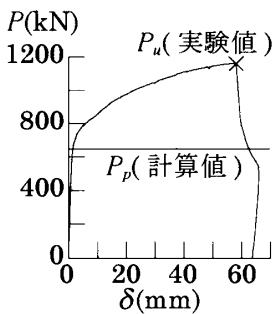


図 18 AB $P-\delta$ 関係

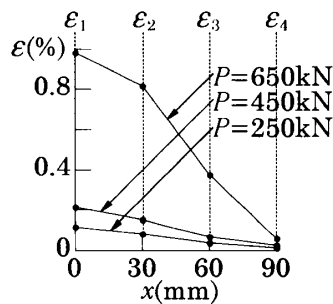


図 19 AB ϵ 分布



図 20 AB 写真

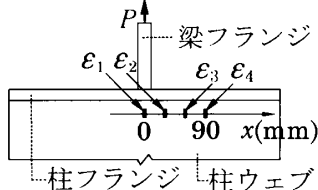


図 21 歪ゲージ添付位置

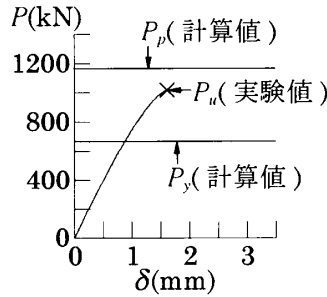


図 22 BHWF4 $P-\delta$ 関係

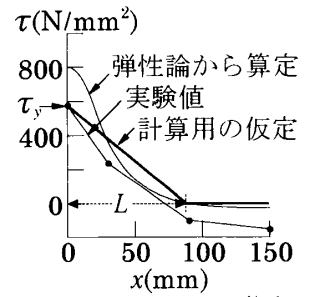


図 23 BHWF4 τ 分布

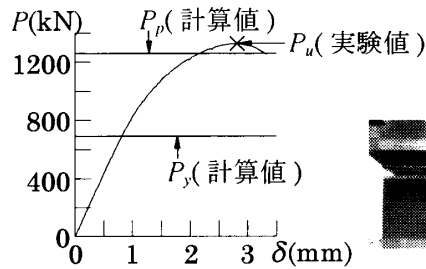


図 24 BHWF9 $P-\delta$ 関係



図 25 BHWF4 写真

6. 結論

アンダーマッチング溶接を用いた溶接組立 H 形鋼部材について耐力評価を行い, 次の結論を得た.

①溶接組立 H 形鋼 4 点曲げ試験では溶接線に平行なせん断力が生じる場合の耐力評価を行い, 過小評価ではあるが提案した耐力算定式で安全側に隅肉サイズを設計できることを示した.

②溶接組立 H 形鋼局部引張試験では溶接線に垂直なせん断力が生じる試験体を製作し, 隅肉部の強度が柱ウェブよりも低い場合, 塑性崩壊が生じる前に隅肉部が破断する可能性があることを確認した. このような試験体について降伏耐力の算定式を提案し, 試験体の弾性限を評価できていることを確認した.

謝辞

本研究は, 日本鉄鋼連盟「鋼構造研究・教育助成事業」の助成を受けました. ここに記して感謝の意を表します.

参考文献

- 1) 革新的構造材料を用いた新構造システム建築物の研究開発成果報告, JSSC No.75 2009 年秋季号
- 2) 新才直紀, 吹田 啓一郎: アンダーマッチング溶接による高強度鋼組立柱と従来鋼梁接合部の性能評価実験, 日本建築学会近畿支部研究報告集, 第 51 号, 構造系, pp.245-248, 2011.6

*1 京都大学工学部建築学科

*2 京都大学大学院工学研究科建築学専攻 修士課程

*3 京都大学大学院工学研究科建築学専攻 教授・博士 (工)

Student, Undergraduate School of Architecture, Kyoto Univ.

Graduated Student, Dept. of Architecture and Architectural Engineering, Kyoto Univ.

Prof., Dept. of Architecture and Architectural Engineering, Kyoto Univ.