

(論文)

アンダーマッチ溶接による780 N/mm²級箱形断面柱継手の最大曲げ耐力評価

宮田亮太*¹・山口徹雄*¹・田畑晃人*²・松下政弘*³・田中 剛*⁴(博士(工学))

Ultimate Flexural Strength of Column Splices with Undermatching Welds in 780 N/mm² Class Columns

Ryota MIYATA・Tetsuo YAMAGUCHI・Akito TABATA・Masahiro MATSUSHITA・Dr.Tsuyoshi TANAKA

要旨

近年、引張強さ780 N/mm²級の高張力鋼が開発されているが、溶接部の強度を母材と同等に確保するためには、多大な労力およびコストを要するのが現状である。これに対して、現場における柱継手にアンダーマッチ溶接が適用可能になれば、溶接作業にともなう諸問題を大幅に軽減することが期待される。本稿では、アンダーマッチ溶接を用いた柱継手の最大曲げ耐力の推定式を提案する。アンダーマッチ溶接を用いた柱継手を有する溶接組立箱形断面柱部材に対して有限要素解析と曲げ試験を実施し、その結果に基づいて柱継手の最大曲げ耐力評価を行い、提案式の妥当性を確認した。

Abstract

High-strength steels with tensile strengths in the region of 780 N/mm² have recently been developed. However, achieving welded joints with strength equivalent to the base material still requires considerable effort and cost. In contrast, applying undermatching welding to column splices in the field has the potential to significantly reduce the challenges associated with welding operations. This report presents a formula for estimating the ultimate flexural strength of column splices using undermatching welds. Finite element analyses and bending tests have been conducted on box-column members with undermatching-welded splices. Based on the results of these analyses and tests, the ultimate flexural strength of the column splices has been evaluated, and the validity of the proposed formula has been verified.

検索用キーワード

780 N/mm²級鋼材, 柱継手, アンダーマッチ溶接, 載荷実験, 最大曲げ耐力

まえがき = 近年、鋼構造建築物の高層化および大型化にともなう、柱部材の厚肉化および高強度化が進む中、780 N/mm²級鋼の適用が期待されている。しかし、780 N/mm²級鋼への同強度溶接材料での溶接では、低温割れ防止のための予熱および後熱と強度確保のための厳しい入熱量およびパス間温度の管理が必要となり¹⁾、施工難度が高く、また、施工能率も低いため、780 N/mm²級鋼適用のネックの一つとなっている。

いっぽう、溶接組立箱形断面柱の角溶接を対象として、溶接金属の強度が母材の強度を下まわるアンダーマッチ溶接に関する研究成果が公表されており、アンダーマッチ溶接は、溶接施工条件を緩和できる可能性が示されている²⁾。一般に、工事現場における柱継手位置は、作業性を考慮し床面から1 m程度の高さに設けられる。水平荷重時の柱の曲げモーメント分布を考えると、柱継手位置の曲げモーメントは柱端位置の曲げモーメントに比べて小さい。そのため、アンダーマッチ溶接による柱継手の設計は可能であると考えられる。同様の観点から柱継手を部分溶込み溶接とした研究³⁾が行われており、設計方法が鋼構造接合部設計指針⁴⁾に示されている。

通常、柱継手はオーバーマッチ溶接となるように溶接材料および溶接条件が設定される。オーバーマッチ溶接

の場合、完全溶込み溶接された柱継手の耐力は母材耐力を上回ることになるので、とくに継手の設計を必要としない。いっぽう、アンダーマッチ溶接の場合では、柱継手の耐力を算定し、設定する要求性能を満足させる必要がある。また、アンダーマッチ継手の強度は、母材による塑性拘束の影響を受け、継手の強度が溶接金属の強度よりも上昇することが古くから知られている⁵⁾ことから、塑性拘束の影響も考慮する必要がある。

本稿は、780 N/mm²級溶接組立箱形断面柱を対象として、アンダーマッチ溶接を用いた場合の柱継手の弾塑性挙動を明らかにし、最大曲げ耐力の推定式とその妥当性について柱部材の繰返し水平載荷実験により確認した結果について述べる。

2. アンダーマッチ溶接を用いた場合の柱継手の最大曲げ耐力の推定式

2.1 軸力が作用しない場合

2.1.1 曲げ耐力の計算値

軸力が作用しない場合の柱継手の最大曲げ耐力 M_u を以下のストレスブロックの仮定に基づき推定する。なお、算定に当たっては、鋼管幅 B に比べて板厚 t が十分に小さいと仮定した。

*¹ 鉄鋼アルミ事業部門 技術開発センター 鋼板開発部 *² 鉄鋼アルミ事業部門 加古川製鉄所 鋼板技術部 *³ 鉄鋼アルミ事業部門 厚板ユニット 厚板商品技術部
*⁴ 国立大学法人神戸大学 大学院工学研究科 建築学専攻

(i) 0°方向載荷

図1(a)に示すようにフランジについては溶接金属の引張強さ $w\sigma_u$ 、ウェブについては溶接金属の降伏点 $w\sigma_y$ のストレスブロックが形成されると仮定した。このとき、 jM_u は、次式により表される。

$$jM_u = \frac{1}{2}t(B-t)^2(1+2\beta)w\sigma_y \dots\dots\dots (1)$$

ここで β は溶接金属の降伏比の逆数($w\sigma_u/w\sigma_y$)を表す。

(ii) 45°方向載荷

図1(b)に示すように外縁側の断面積の半分が $w\sigma_u$ に到達し、残りの領域が $w\sigma_y$ に留まるストレスブロックが形成されると仮定した。このとき、 jM_u は、次式により表される。

$$jM_u = \frac{1}{2\sqrt{2}}t(B-t)^2(1+3\beta)w\sigma_y \dots\dots\dots (2)$$

(iii) 角継手がアンダーマッチ溶接の場合

図2に、45°方向載荷の場合を示す。角継手に接する領域が角継手の溶接金属の引張強さ $c\sigma_u$ となると仮定すると、 jM_u は、次式により表される。

0°方向

$$jM_u = \frac{1}{2}t(B-t)^2(1+2\beta)w\sigma_y - 2a(B-t) \cdot (w\sigma_u - c\sigma_u) \dots (3)$$

45°方向

$$jM_u = \frac{1}{2\sqrt{2}}t(B-t)^2(1+3\beta)w\sigma_y - \sqrt{2}a(B-t) \cdot (w\sigma_u - c\sigma_u) \dots (4)$$

ここで、 a は角継手の溶接溶込み断面積である。

2.1.2 高強度母材の塑性拘束による強度上昇率の算定

アンダーマッチ継手では降伏が先行する溶接金属の塑性変形を高強度側の母材が塑性拘束し、溶接金属が多軸応力状態となり継手強度があがるのが古くから知られ

ており⁵⁾、その最大曲げ耐力は、溶接金属の強度に基づく計算値を上回ることが期待される。本項では、すべり線を用いた極限解析に基づき導出した耐力評価式について述べる。

2.1.2.1 有限要素数値解析

溶接金属の塑性変形状態を単純化して捉えることを目的として、材料を完全弾塑性材とした有限要素数値解析(FEA)を行った。解析モデルを図3に示す。図7に示す試験体にあわせて上柱を板厚12 mm、下柱を板厚24 mmとし、溶接部も含めてモデル化した。解析モデルは、対称性を利用した1/2モデルとし、ソリッド要素を用いて作成した。柱下端は完全固定とし、柱頂部を自由端として強制変位を与えた。解析には、汎用有限要素数値解析ABAQUS(Ver6.14)を用いた。塑性域の降伏条件および構成方程式は、von Misesの降伏条件、Prandtl-Reussの流れ則および等方硬化則に基づいている。材料特性には、溶接金属および母材の降伏点を用いた完全弾塑性型の応力-歪関係を入力した。

$\theta=4\theta_p$ 時の柱継手位置における相当塑性歪の分布と変形状態の例を図4に示す。ここで、 θ は柱部材角であり、柱継手に生じる曲げモーメントが上部箱形断面の全塑性モーメント M_p に達する弾性柱部材角 θ_p を基準としている。なお、図4は同図に示すa-a'断面のものである。0°および45°方向載荷のいずれにおいても、イーブンマッチ継手では、溶接金属および母材に塑性化が生じるのに対して、アンダーマッチ継手では、開先面に沿って溶接金属側が顕著に塑性変形するすべり変形が生じていることがわかる。

2.1.2.2 極限解析

2.1.2.2.1 有限要素数値解析の解析結果よりアンダーマッ

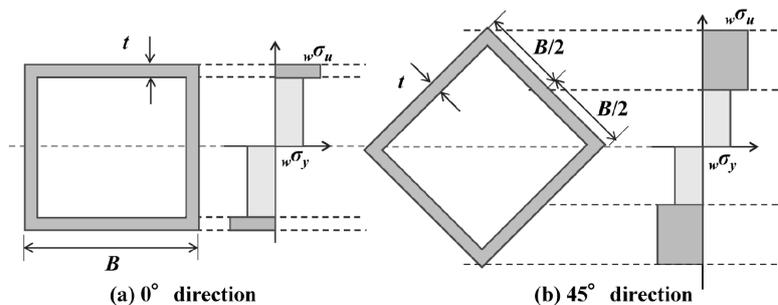


図1 応力分布
Fig.1 Stress distribution

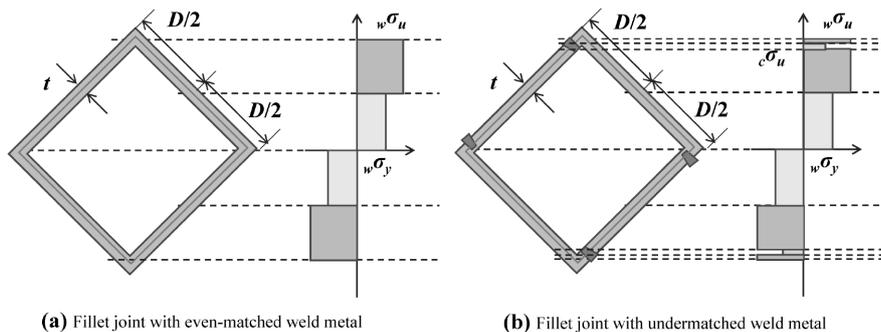


図2 角継手強度の異なる柱継手の応力分布 (a) イーブンマッチ角継手 (b) アンダーマッチ角継手
Fig.2 Stress distribution in column splices with different fillet weld strengths
(a) Fillet joint with even-matched weld metal (b) Fillet joint with undermatched weld metal

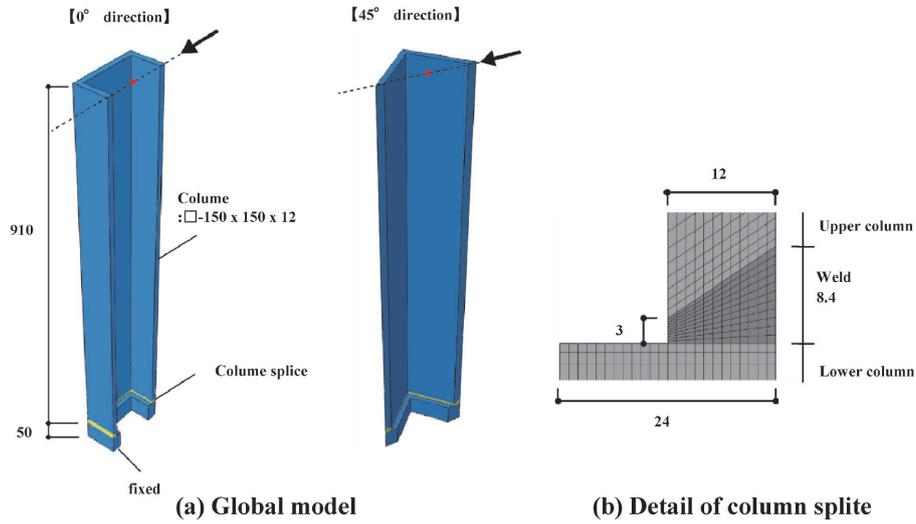


図3 FEAモデル
Fig.3 FEA model

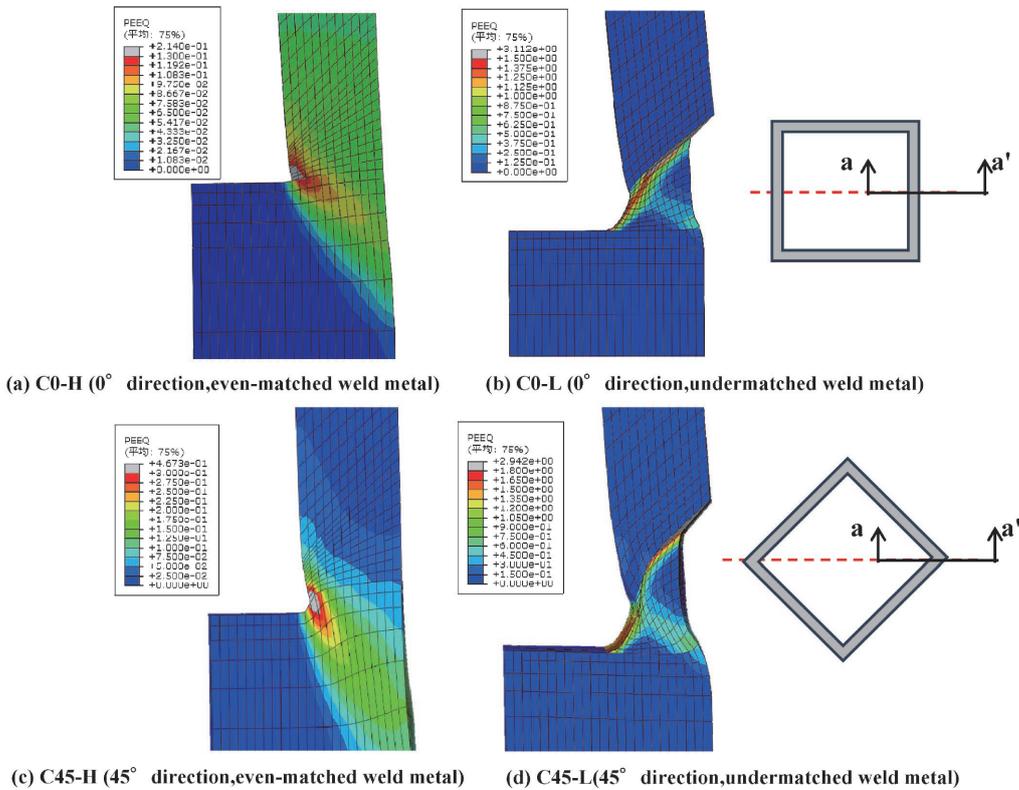


図4 a-a'断面の相当塑性ひずみの分布
Fig.4 Distribution of equivalent plastic strain of a-a' section

チ継手では開先面に沿うすべり変形が塑性挙動を支配していることが明らかとなった。そこで、アンダーマッチ継手の強度推定式を得る目的で、すべり線に基づく極限解析を行う。溶接金属が母材により塑性拘束されていると仮定すると平面歪状態とみなすことができる。溶接金属を完全剛塑性材とし塑性変形にともなう体積変化を0（非圧縮性）と仮定すると、降伏線にはすべりだけが許容されることになる。開先面にすべり線を設けた崩壊機構を図5に示す。

単位幅当りの崩壊荷重を p_p とすると、外力仕事 W_o は次式で表される。

$$W_o = p_p \cdot \delta \quad \dots \quad (5)$$

ここで、 δ は母材の鉛直方向の仮想変位を表す。すべり線で成される内力仕事 W_i は、降伏せん断応力、すべり量およびすべり線の長さ（ t :母材の板厚）の積で表される。すなわち、

$$W_i = \frac{w\sigma_y}{\sqrt{3}} \cdot \frac{\delta}{\sin 35^\circ} \cdot \frac{t}{\cos 35^\circ} \quad \dots \quad (6)$$

W_o と W_i を等値すると p_p が得られる。

$$p_p = 1.23t \cdot w\sigma_y \quad \dots \quad (7)$$

アンダーマッチ継手の降伏耐力は、母材からの塑性拘

束の影響を受け、溶接金属の降伏点の1.23倍となる。

2.1.2.3 継手強度

2.1.2.2 極限解析で求めた p_p は降伏耐力に相当し、最大耐力については降伏点を引張強さに置き換えて算定する方法が考えられる。しかし、柱継手が最大耐力となる状態では、母材の塑性化の程度に応じて強度上昇率が1.23より低下することが考えられる。そこで、継手の最大耐力および降伏耐力を次式で表し、以下に示す三つの場合に分けて強度上昇率 ω を算定する。

$$p_u = \omega \cdot t \cdot \omega \sigma_u \quad \dots\dots\dots (8)$$

① $\omega \sigma_u \leq \beta \sigma_y$ の場合

柱継手の溶接金属の引張強さ $\omega \sigma_u$ に到達するまで母材の降伏強さ $\beta \sigma_y$ に留まる場合で、最も塑性拘束の程度が大きいと考えられる。この場合は、 $\omega = 1.23$ を用いる。

② $\omega \sigma_u \geq \beta \sigma_u$ の場合

イブンマッチ継手以上の場合であり、母材側の塑性化が進展するため、塑性拘束の影響が表れないと考えられる。この場合は、 $\omega = 1$ とする。

③ $\beta \sigma_y \leq \omega \sigma_u \leq \beta \sigma_u$ の場合

①と②の間の場合で $\omega \sigma_u$ が母材の引張強さ $\beta \sigma_u$ 以下の場合である。ここでは、①と②の境界値を線形補間する次式により ω を与える。

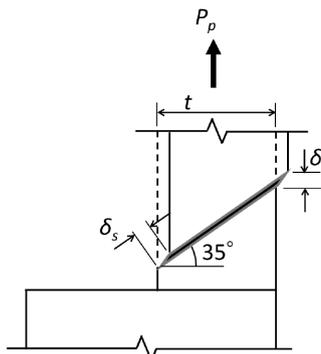


図5 崩壊機構
Fig.5 Collapse mechanism

$$\omega = \frac{1.23 - 0.23S_r - \beta YR}{1 - \beta YR} \quad \dots\dots\dots (9)$$

ここで、 βYR は母材の降伏比、 S_r は母材に対する柱継手の軟質度 ($\omega \sigma_u / \beta \sigma_u$) を表す。

2.1.1項で算定した曲げ耐力式に対して、本項で算定した ω を柱継手における溶接金属の引張強さ $\omega \sigma_u$ 、降伏点 $\omega \sigma_y$ に乘じ、 $\omega \omega \sigma_u$ 、 $\omega \omega \sigma_y$ に置き換えることで、塑性拘束を考慮した jM_{uc}^* を導出可能である。

2.2 軸力が作用する場合

冷間成形角形鋼管設計施工マニュアル⁶⁾では、全塑性曲げモーメントに及ぼす軸力の影響について、軸力比に応じた近似式を用いて評価している。本節では、同様の手法を用い、柱継手の最大曲げ耐力について軸力比に応じた耐力評価式を提示する。

箱形断面柱部材が曲げと軸力を受ける場合、軸力の大きさによって最大曲げ耐力は低減し、中立軸の位置も移動する。本節では、図1で仮定した軸力の無い場合のストレスブロックを基に、軸力による低減効果を考慮した柱継手の最大曲げ耐力 jM_{uc}^* を算定する。

(i) 0°方向載荷

① $0 \leq n_w \leq 0.5$ の場合

中立軸が降伏応力のブロック内にある場合であり、継手強度の上昇を考慮した応力状態は図6 (a)と仮定する。応力分布より算定される最大曲げ耐力 jM_{uc}^* は次式で近似できる。

$$\frac{jM_{uc}^*}{jM_u^*} = 1 - \frac{4}{2\beta + 1} n_w^2 \quad \dots\dots\dots (10)$$

ここで、軸力比 n_w は溶接金属の降伏点に基づく柱継手の降伏軸力 ($= A \cdot \omega \sigma_y$) を基準としている。

② $0.5 \leq n_w \leq 0.5(\beta + 1)$ のとき

中立軸が引張強さのブロック内にある場合であり、応力状態は図6 (b)と仮定する。応力分布より算定される最大曲げ耐力 jM_{uc}^* は次式で近似できる。

$$\frac{jM_{uc}^*}{jM_u^*} = \frac{2}{2\beta + 1} \{(\beta + 1) - 2n_w\} \quad \dots\dots\dots (11)$$

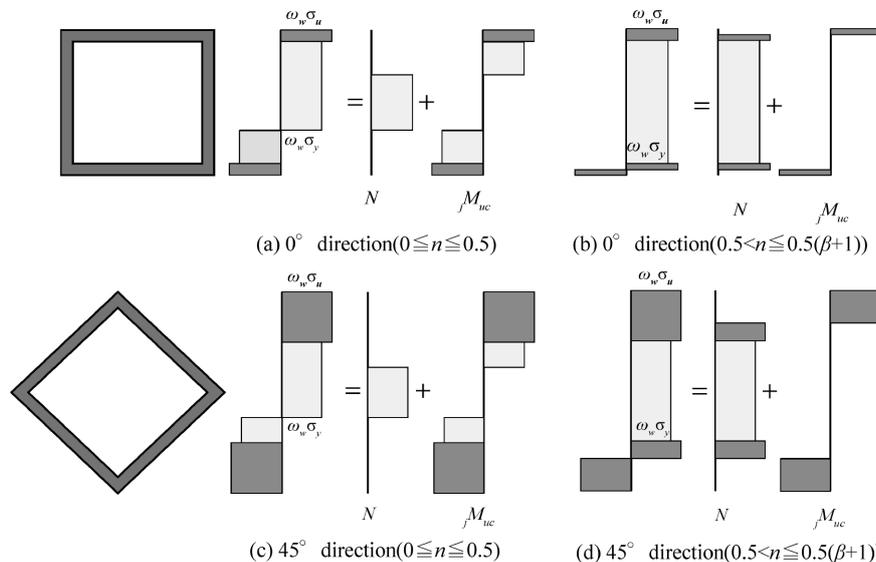


図6 応力分布
Fig.6 Stress distribution

(ii) 45°方向載荷

① $0 \leq n_w \leq 0.5$ のとき

中立軸が降伏応力の応力ブロック内にある場合であり、応力状態は図6(c)と仮定する。応力分布より算定される最大曲げ耐力 jM_{uc}^* は次式で近似できる。

$$\frac{jM_{uc}^*}{jM_u^*} = 1 - \frac{4}{3\beta + 1} n_w^2 \dots\dots\dots (12)$$

② $0.5 \leq n_w \leq 0.5(\beta + 1)$ のとき

中立軸が引張強さの応力ブロック内にある場合であり、応力状態は図6(d)と仮定する。応力分布より算定される最大曲げ耐力 jM_{uc}^* は次式で近似できる。

$$\frac{jM_{uc}^*}{jM_u^*} = \frac{4}{3\beta + 1} \left[\beta - \frac{1}{\beta} \left\{ n - \frac{1}{2}(1 - \beta) \right\}^2 \right] \dots\dots\dots (13)$$

3. 柱部材の繰返し水平載荷実験

前章までで導出したアンダーマッチ継手の最大曲げ耐力推定式の妥当性を検証するため、建築構造用高性能780 N/mm²級鋼材 (KBSA630C^{注)}) を対象として片持ち柱形式の載荷実験を行った。

3.1 試験体

試験体一覧を表1に示す。試験体IとII、試験体IIIとIVの試験体形状の例をそれぞれ図7および図8に示す。試験体は、柱と下部固定治具からなるT字形である。

本実験では、780 N/mm²級箱形断面□-150×150×12と□-150×150×24に柱継手を設ける。柱継手で破壊させ、柱継手の最大耐力を知るため、柱下端から50 mmの位置に柱継手を設けた。実験因子は、軸力有無、溶接金属強度および載荷方向である。溶接金属強度については3水準とし、載荷方向については0°および45°方向の2種類とする。柱継手の詳細を図7に示す。ルートギャップを3 mm、開先角度35°とし、セラミック製の裏当て材を用いて裏波溶接による完全溶込み溶接を行った。裏波溶接とした理由は、本実験に用いた板厚は12

mmと小さく、これに板厚9 mmの裏当て金を使用すると試験体と裏当て金の板厚差が小さく裏当て金を介しての応力伝達などにより、最大耐力に影響を及ぼす可能性があるためである。表1に示す溶接ワイヤ(φ-1.2 mm)を用い、下向姿勢により溶接を行った。溶接積層は4層4パスである。

角継手の詳細を図7に示す。ルートギャップ5 mm、開先角度35°とし、裏当て金を用いて完全溶込み溶接を行った。溶接ワイヤとして、JIS Z3312 G78Aクラスを使用したものは、柱継手では予熱温度・パス間温度とも100℃、角継手では予熱温度75℃、パス間温度125℃狙いとして溶接した。なお、後熱は実施していない。

また、低強度溶接ワイヤについては、柱継手、角継手とも溶接金属の冷却速度を遅くし、目標とする溶接金属強度を得ることを目的に予熱温度、パス間温度ともに200℃狙いとして溶接した。

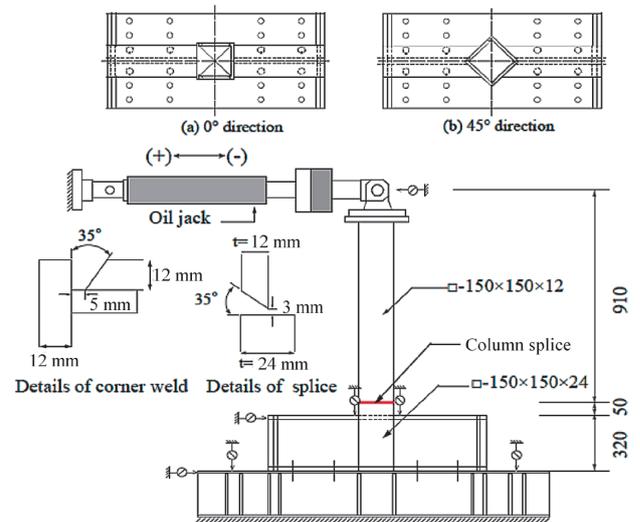


図7 試験体およびセットアップ(試験体シリーズI、II)
Fig.7 Test specimens and set-up (test series I and II)

表1 試験体一覧
Table 1 Test specimens

Specimen	Axial load ratio n	Loading direction	Column splice		Corner joint	
			Welding consumables (JIS Z 3312)	Softness ratio S_r	Welding consumables (JIS Z 3312)	Softness ratio r
I	0	0°	G78 A 2 U C N4M4T	1.03	G78 A 2 U C N4M4T	1.03
			G59J A 1 U C 3MIT	0.84		
			G43 A 0 C 16	0.61		
			G78 A 2 U C N4M4T	1.03		
			G59J A 1 U C 3MIT	0.84		
			G43 A 0 C 16	0.61		
II	0	45°	G59J A 1 U C 3MIT	0.8	G59J A 1 U C 3MIT	0.79
					G43 A 0 C 16	0.64
III	0	0°	G59J A 1 U C 3MIT	0.8	G78 A 2 U C N4M4T	1.03
					G59J A 1 U C 3MIT	0.81
IV	0.6	0°	G59J A 1 U C 3MIT	0.78	G59J A 1 U C 3MIT	0.81
					G59J A 1 U C 3MIT	0.81

脚注) KBSA は当社の登録商標 (第4936432号) である。

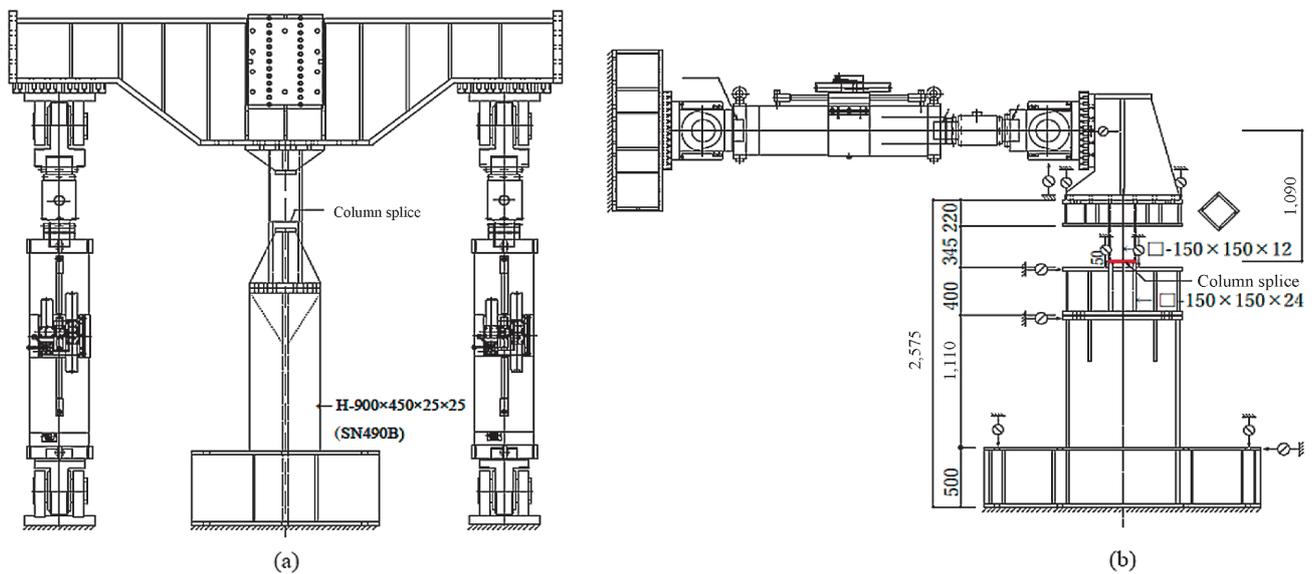


図8 試験体およびセットアップ (試験体シリーズⅢ, Ⅳ)
Fig.8 Test specimens and set-up (test series III and IV)

表2 材料の機械的性質
Table 2 Mechanical properties

Component	Material	σ_y (N/mm ²)	σ_u (N/mm ²)	YR (%)	El (%)						
Base metal	PL-12	719	876	82	22						
	PL-24	664	861	77	15						
Weld metal	Column splice	II	G78A	720	906	79	20				
			G59JA	590	734	80	28				
			G43A	360	529	68	33				
	Corner joint	III	III	G59JA	554	699	79	32			
				IV	G59JA	562	686	82	31		
					II	III	G78A	720	906	79	20
							G59JA	567	689	82	33
	IV	III	G43A	399	563	71	28				
			G59JA	590	707	83	31				

YR= σ_y/σ_u

El : Elongation

The weld metal material is indicated by the abbreviations of welding consumables shown in Table 1.

PL-12: □-150×150×12

PL-24: □-150×150×24

試験体に使用した母材および溶接金属の引張試験結果を表2に示す。なお、降伏点は0.2%オフセット法より算定した。引張試験片の形状は、柱母材ではJIS 5号、溶接金属ではJIS A2号を用いた。試験片の採取位置は柱母材では全厚、溶接部では溶接金属中央とした。

得られた結果より計算した軟質数 S_f を表1に示す。

3.2 荷重方法・計測方法

荷重方法は、正負漸増交番繰返し荷重とし、柱継手に生じる曲げモーメントが上部箱形断面の全塑性モーメント M_p に達する時の弾性柱部材角 θ_p を変形の基準値として、 $\pm\theta_p$, $\pm 2\theta_p$, $\pm 3\theta_p$ …で各2回ずつ破壊モードが確定するまで行う。なお、0°および45°方向荷重試験体の M_p は、それぞれ、254 kNmおよび239 kNmである。

軸力のない試験体シリーズⅠおよびⅡでは図7に示すように変位計をセットし、柱部材角 θ を計測した。軸力を変化させた試験体シリーズⅢおよびⅣでは図8に示す

表3 実験結果一覧
Table 3 Experimental results

Sample	M_p (kNm)	eM_{max} (kNm)	eM_{max}/M_p	Number of cycle
C0-H	254	332	1.31	$5\theta_p(+1)$
C0-M		312	1.23	$3\theta_p(-2)$
C0-L		250	0.99	$2\theta_p(+1)$
C45-H	239	307	1.28	$4\theta_p(-2)$
C45-M (C45-M-H)		291	1.22	$3\theta_p(-1)$
C45-L		224	0.94	$2\theta_p(+1)$
C45-M-M	239	268	1.12	$3\theta_p(+1)$
C45-M-L		250	1.04	$2\theta_p(-2)$
CN-0	239	281	1.18	$3\theta_p(+2)$
CN-0.3	218	266	1.22	$3\theta_p(-2)$
C45-0	239	277	1.16	$3\theta_p(-1)$
C45-0.3	218	254	1.17	$3\theta_p(+1)$
C45-0.6	153	193	1.26	$3\theta_p(+1)$

ように鉛直ジャッキにより柱軸力を導入した後、水平荷重を行った。なお、軸力の影響を考慮した上部箱形断面の全塑性モーメント M_{pc} は、冷間成形角鋼管設計施工マニュアル⁶⁾の考え方にに基づき算定した。

3.3 実験結果

実験結果一覧を表3に示す。表中の eM_{max} は柱継手に生じた最大曲げモーメントを示す。破断サイクルの $5\theta_p(+1)$ は $5\theta_p$ の荷重サイクルの正側1サイクル目に破断したことを示す。

各試験体の荷重-変形関係を図9~図12に示す。溶接金属強度が低くなるに従い、最大曲げモーメントが低下し、破断時期が早くなる。ただし、軸力の有無、角継手がアンダーマッチ溶接であっても、柱継手の軟質数 $S_f = 0.8$ 程度の試験体は、 eM_{max}/M_p は1.1を超えており、いずれの試験体においても母材の塑性化を確認した。

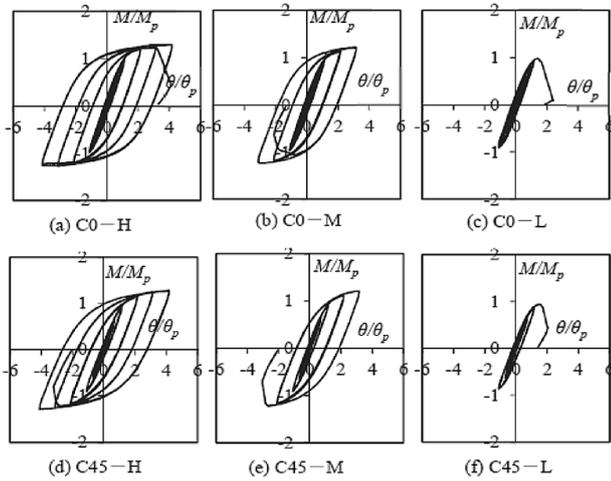


図9 荷重—変形関係 (試験体シリーズ I)
Fig.9 Load-deformation relationships (test series I)

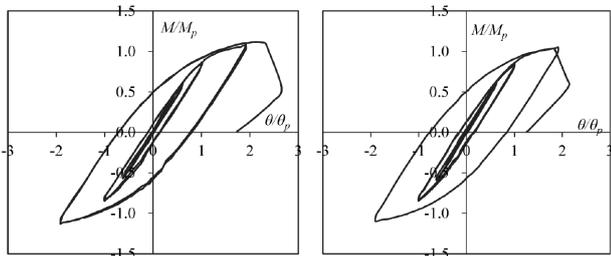


図10 荷重—変形関係 (試験体シリーズ II)
Fig.10 Load-deformation relationships (test series II)

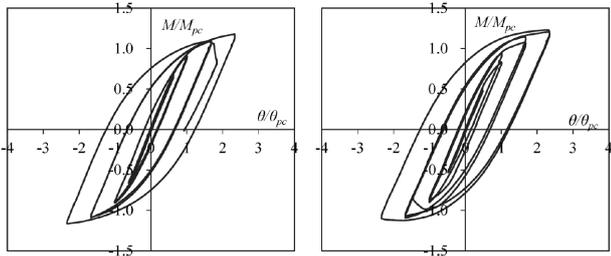


図11 荷重—変形関係 (試験体シリーズ III)
Fig.11 Load-deformation relationships (test series III)

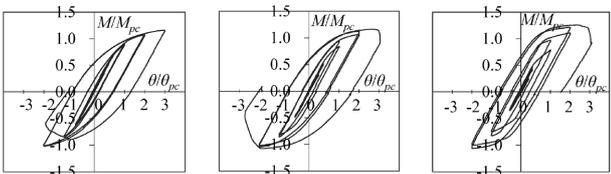
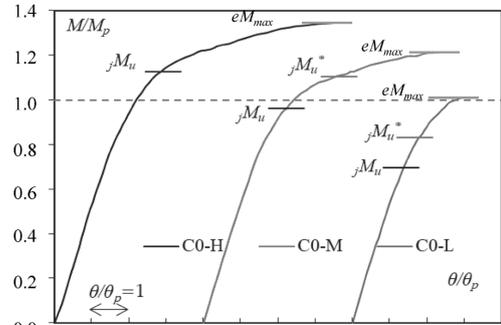


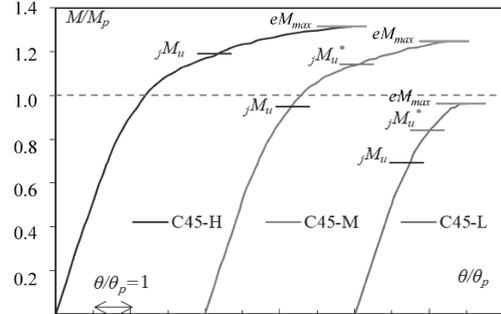
図12 荷重—変形関係 (試験体シリーズ IV)
Fig.12 Load-deformation relationships (test series IV)

4. 実験結果と最大曲げ耐力の推定式の比較

試験体シリーズ I について、実験により得られた破断側の骨格曲線と計算値の比較を図13に示す。実験値と計算値の比 eM_{max} / jM_u は、試験体 C0-H および C45-H では、1.15 および 1.10 である。試験体 C0-M および C45-M では、1.33 および 1.29 であり、試験体 C0-L および C45-L では、1.55 および 1.42 である。これより、軟質硬度 S_v が小さくなるに従い、計算値は実験値を過小評価して



(a) 0° direction



(b) 45° direction

図13 荷重—変形関係 (試験体シリーズ I)
Fig.13 Load-deformation relationships (test series I)

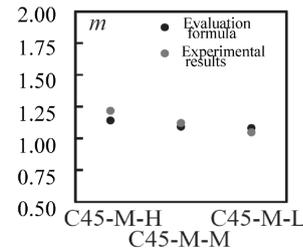


図14 実験結果と評価式の比較 (試験体シリーズ II)
Fig.14 Comparison of experimental results and evaluation formula (test series II)

いくことが分かる。

いっぽう、図1に示したストレスブロックの溶接金属の降伏点および引張強さを ω 倍することにより算定した最大曲げ耐力 jM_u^* と比較する。 eM_{max} / jM_u^* は、アンダーマッチ継手である試験体 C0-M および C45-M では、1.10 および 1.07 となる。試験体 C0-L および C45-L では、1.26 および 1.15 となる。イーブンマッチ継手である試験体 C0-H および C45-H では $\omega = 1$ であり、2.1.1 項に示した jM_u から変化しない。すべての試験体に対して eM_{max} / jM_u^* は、1.07~1.26 の範囲となり、 jM_u^* により最大曲げ耐力を安全側に推定することができる。

角継手をアンダーマッチ溶接とした試験体シリーズ II の実験結果と評価式を比較した結果を図14に示す。グラフの値は全て無次元化しており、 m は柱継手の最大曲げ耐力を母材の全塑性モーメントで、いずれも角軟質硬度 r の変化にともなう実験最大耐力の変化の傾向をとらえている。

つぎに、軸力が作用した試験体シリーズ III について実験結果より得られた最大曲げ耐力 eM_{max} および最大曲げ耐力計算値の比較を図15に示す。 n は軸力を母材の降伏

軸力で、それぞれ除したものである。また、軸力を作用させ、かつ、角継手がアンダーマッチ溶接の場合の試験体シリーズⅣについて実験結果と評価式の比較を図16に示す。グラフの m と n は、図14と図15と同様の無次元化をしている。評価式はいずれの場合でも実験結果の傾向と一致し、 ${}_jM_{uc}^*$ により最大曲げ耐力を推定することができるといえる。

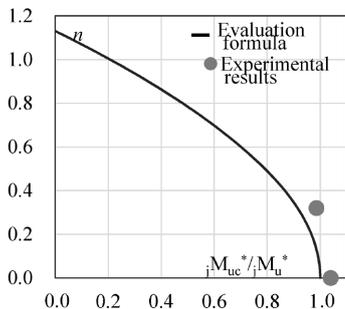


図15 荷実験結果と評価式の比較（試験体シリーズⅢ）

Fig.15 Comparison of experimental results and evaluation formula (test series III)

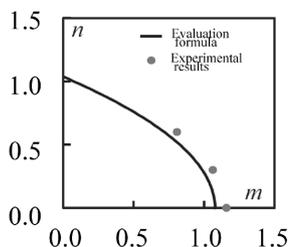


図16 実験結果と評価式の比較（試験体シリーズⅣ）

Fig.16 Comparison of experimental results and evaluation formula (test series IV)

むすび=本稿では、780 N/mm²級溶接組立箱形断面柱の柱継手に施工効率向上に有効なアンダーマッチ溶接を適用した場合の最大曲げ耐力について検討した。母材による塑性拘束効果を考慮した評価式を導出し、軸力の有無や載荷方向を含む多様な条件下での繰返し載荷実験を行うことにより、その妥当性を確認した。本検討の活用を通じた780 N/mm²級鋼の溶接施工負荷低減により、今後、780 N/mm²級鋼の実構造物適用のさらなる拡大を期待する。

参考文献

- 1) 一般社団法人日本鉄鋼連盟. 建築構造物用高強度780 N/mm²鋼材 (H-SA700) 鋼材規格および溶接施工要領. 2012.
- 2) 一般社団法人 日本鋼構造協会. JSSCテクニカルレポート. 2021, No.123.
- 3) 矢部喜堂ほか. 日本建築学会構造系論文集. 1994, No.459, p.153-161.
- 4) 一般社団法人日本建築学会. 鋼構造接合部設計指針 (第4版). 2021, p.108-109.
- 5) 佐藤邦彦ほか. 日本造船学会論文集. 1972, No.132, p.381-393.
- 6) 一般財団法人日本建築センター. 2018年版 冷間成形角形鋼管設計・施工マニュアル. 2018.