

冷間成形角形鋼管の角部と通しダイアフラムの 異強度材溶接継手に関する実験的研究

Experimental Study on Welded Joints of Dissimilar Strength Steels at the Corner Portion of Butt Welding between Cold-Formed Square Hollow Section Tube and Through-Diaphragm

川端 洋介*¹ 中野 達也*² 服部 和徳*³
Yosuke KAWABATA *¹ Tatsuya NAKANO *² Kazunori HATTORI *³
宗川 陽祐*³ 原田 幸博*⁴
Yosuke SOKAWA *³ Yukihiro HARADA *⁴

ABSTRACT This paper describes an experimental survey for the corner portion of the butt welding joints between through diaphragm-to-cold-formed square hollow section tube. The strength of the tube's steel tends to be increased due to cold working at the corner portion; that may lead to undesirable fracture of the through diaphragm plate, whose strength becomes lower than those of the tube. Tensile and bending tests were carried out for the cruciform joint with CJP weld to verify the strength and fracture behavior. On the premise of the effect of the protrusion of through diaphragm, the test results show that the joint's fracture behavior can be explained by the height of the reinforcement metal and strength ratio of the diaphragm-to-the column tube.

Keywords: 異強度材, 十字継手, 冷間成形角形鋼管, 通しダイアフラム

Different strength materials, Cross joint, Cold-formed square steel tube, Through diaphragm

1. 序論

冷間成形角形鋼管（以下、コラムと称す）は、冷間曲げ加工により原板に比べて引張強さが上昇する。そのため、コラムと通しダイアフラム（以下、通しダイアと称す）の引張強さが同レベルの鋼種であっても、通しダイアがコラム角部に対してアンダーマッチ（異強度材溶接継手）になる場合があり得る。当該溶接継手は図1に示す十字継手であり、余盛高さ h_w や出寸法 h_d のサイズが標準仕様書等で規定化されている [1-4]。

コラム角部に対して通しダイアをアンダーマッチとした実大試験体の3点曲げ実験が行われている [5]。試験体はコラム角部側で破断を生じ、必要変形能力 [6] を上まわる変形能力を有する結果が得られている。また、2章で詳述するが、引張方向と平行の鋼材（以下、軸引張板と称す）に対

して、引張方向に垂直の鋼材（以下、中板と称す）をアンダーマッチとした十字継手の引張実験でも、余盛高さおよび余長の効果によって破断位置が軸引張板側になるケースが確認されている [7,8]。しかし、コラム角部と通しダイアの異強度材溶接継手において、鋼材の強度比や余盛高さなどが破断位置に与える影響は、十分に把握されているとは言い難い。実大曲げ実験では溶接継手に作用する応力状態が複雑になって評価し難いことも一因である。

そこで、通しダイアがコラム角部に対してアンダーマッチとなる溶接継手を対象に、実大継手のコラム角部周辺から採取した十字継手試験体を用いて、応力状態を単純化した引張実験と曲げ実験の2種類の要素実験を行う。

まず、各断面への作用軸力を等しくすることを

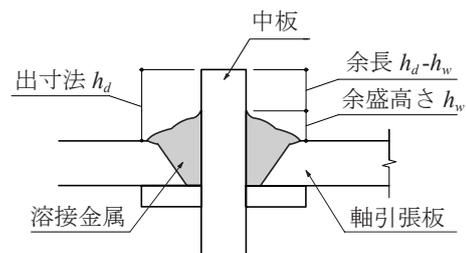


図1 十字継手

*¹ 第1種正会員 日鉄建材株式会社
(〒101-0021 東京都千代田区外神田4-14-1)
*² 第2種正会員 博士(工学) 宇都宮大学
(〒321-8585 栃木県宇都宮市陽東7-1-2)
*³ 博士(工学) 一般財団法人ベターリビング
(〒305-0802 茨城県つくば市立原2番地)
*⁴ 第2種正会員 博士(工学) 千葉大学
(〒263-8522 千葉県千葉市稲毛区弥生町1-33)

意図した引張実験を行い、余盛がない場合でも余長の効果でアンダーマッチの通しダイア側で破断が生じないケースがあることを確認する。次に、コラム側より通しダイア側に厳しい応力状態を与えることを意図した曲げ実験を行う。曲げ実験では、十分な余長を確保した条件下で余盛高さ h_w をパラメータにして、き裂発生位置が変化することを実験的に確認すると共に、通しダイア側で破断が生じないケースがあることを確認する。

2. 既往研究と本研究の位置づけ

本研究と類似の研究として、軸引張板に対して、中板がアンダーマッチの十字継手試験体を対象とした実験的研究がある [7]。また、本研究に先立って著者らは、中板を SN400B、軸引張板を SA440B とした十字継手を対象に、一軸の引張実験を実施している [8]。これらの研究から、図 1 中の余盛高さおよび中板の余長と最大耐力には正の相関関係があることが確認されている [7,8]。また、余盛高さおよび余長が一定の寸法を超えると、耐力上昇が頭打ちになる傾向も確認されている [8]。

コラム角部は平板部に対して引張強さが 1.1 ~ 1.2 倍程度であるとの調査結果がある [9]。そのため、コラム平板部と通しダイアの引張強さが同強度の場合、中板である通しダイアの引張強さに対する軸引張板であるコラム角部の引張強さの比（以下、強度比と称す）は 1.1 ~ 1.2 となる。また、文献 [8] では、余盛がなく、余長が十分に確保されている場合において、中板に対する軸引張板の強度比が 1.38 であっても、軸引張板で破断したケースを確認している。これらの知見より、本研究対象の溶接継手は、コラム平板部と通しダイアが同強度レベルの場合、余盛がなくても余長が十分な長さであれば、通しダイア側で破断する可能

性は低いと考えられる。

通しダイアの平板部における寸法 h_d は、溶接線の重なりを考慮して 25mm および 30mm に規定されている [2]。通しダイアの板厚についても、梁フランジ厚の 2 サイズアップかつコラムの板厚以上が推奨されており [2,10]、コラム板厚 t_c と通しダイア板厚 t_d は同厚程度 ($t_c \doteq t_d$) であることが多い。また、鋼材に引張応力や圧縮応力が作用し、応力の広がり を考慮して有効断面積を算出する場合、慣用的に応力の広がりを 30 ~ 45 度とすることが多い [11,12]。本研究対象の溶接継手でも、通しダイアと溶接金属の入隅部から通しダイア板厚中心 ($t_d/2$) までの応力の広がり は、30 ~ 45 度程度であると考えられる。そのため、余長の耐力上昇効果の頭打ちは、コラム板厚の 1/2 倍 ($t_c/2 \cdot \tan 45^\circ$) 程度の長さであると予測される。その場合、コラムの一般的なサイズ範囲と前述の通しダイアの板厚の組合せでは、25mm および 30mm の余長は、耐力上昇効果が頭打ちとなる十分な長さと考えられる。

3. 実験概要

3.1 実験計画

実験の加力方法は、引張および 3 点曲げの 2 種類とする。写真 1 に示す引張実験は、一般的な十字継手の一軸引張である。写真 2 に示す曲げ実験は、通しダイア側に作用する応力が、コラム側に作用する応力よりも大きくなるように、応力勾配を与えるものである。

実大サイズの曲げ実験や有限要素法解析において、コラムの断面や溶接部の初層欠陥サイズによらず、コラムの板厚外側でき裂が発生して破壊する結果が報告されている [5,13~16]。本曲げ実験で実大曲げ実験の応力状態を再現することは難しいが、板厚外側に引張応力が作用し、き裂が発生

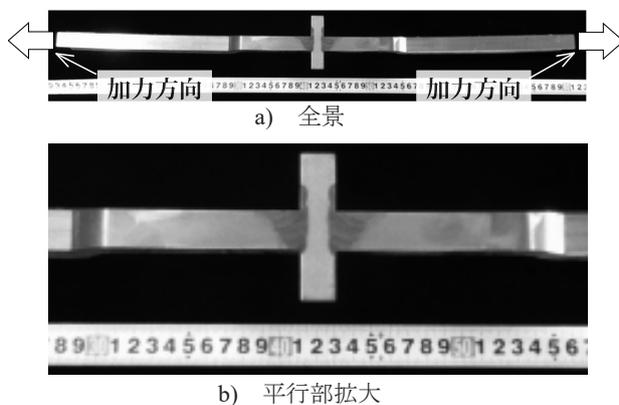


写真 1 引張試験体

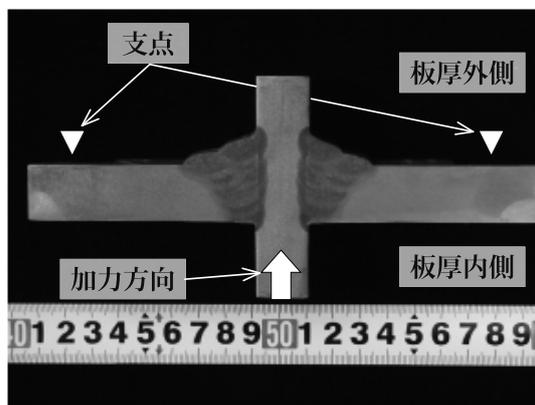


写真 2 曲げ試験体

するように加力方向を計画する。

3.2 試験体計画

本研究では材料入手性、角部の強度上昇率が高い（幅厚比が小さい）断面，かつ試験荷重を低く抑えるためにコラム径が小さい断面とすることを考慮し， 490N/mm^2 級の冷間ロール成形角形鋼管（以下，UBCR365と称す）を用いる。また，通しダイア側で破断し易くするために，通しダイアにはコラムより強度レベルが低い 400N/mm^2 級の鋼板 SN400Bを用いる。

実大継手を図2に示す。コラムは $\square -300 \times 300 \times 19$ (UBCR365)，通しダイアは PL-19 (SN400B) である。溶接材料は JIS Z3312 YGW18 ($\phi 1.2$) とし，建築鉄骨溶接ロボットを用いて製作する。開先形状は 35° のレ形とし，裏当て金は FB-9 \times 25 (SN490B) を用いて，ルート間隔は 6mm とし

ている。溶接止端部のグラインダー処理等は行っていない。

図2に示しているように，実大継手のコラム角部頂点を中心に幅 25mm の引張試験体および曲げ試験体を採用する。図3に引張試験体，図4に曲げ試験体を示す。曲げ試験体は，通しダイアと溶接金属の界面（以下，D断面と称す）に作用するモーメントとコラム側の溶接止端部の断面（以下，C断面と称す）に作用するモーメントの比（以下，モーメント比と称す）を大きくし，D断面で破断しやすい条件を狙って支点間距離 L を設定する。

実大のコラムー通しダイア溶接継手では，コラムの変形が通しダイアに拘束されることで局所的な面外曲げが作用するポアソン効果が生じることが知られており [2]，当該溶接継手のポアソン効果について有限要素法解析で検討している研究

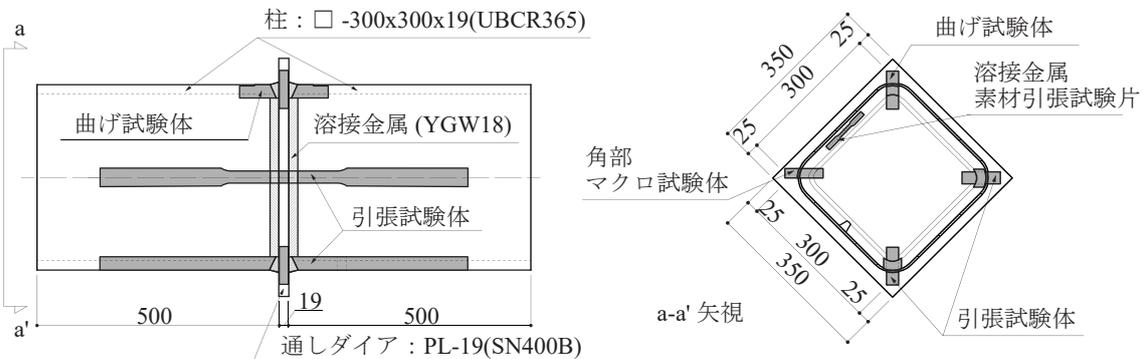


図2 実大継手および試験体採取位置の一例

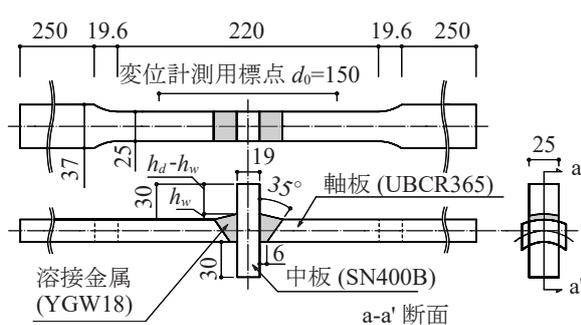


図3 引張試験体

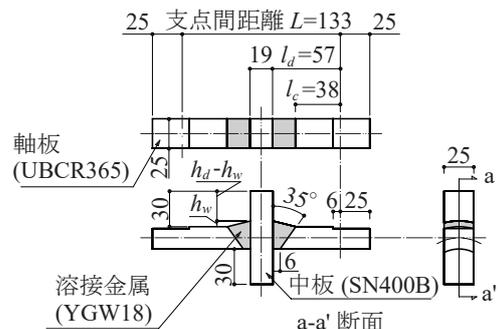


図4 曲げ試験体

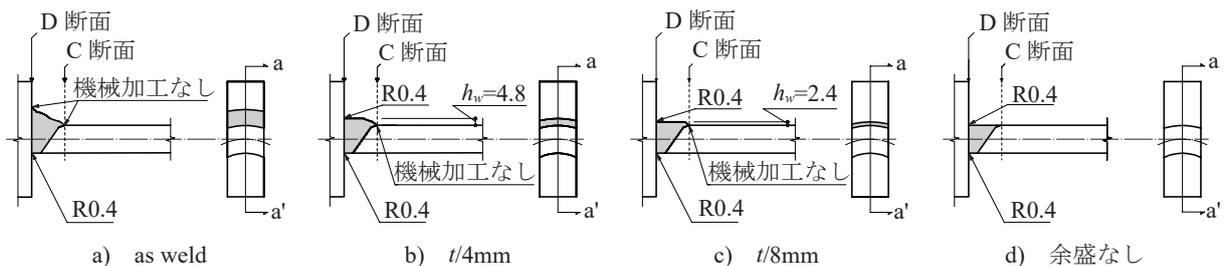


図5 試験体余盛高さ概要

表1 引張試験体一覧

試験体	余盛形状	断面性能 (実測値)				N 数
		余盛高さ h_w [mm]	コラム板厚 t_c [mm]	断面積		
				D 断面 A_d [mm ²]	C 断面 A_c [mm ²]	
T-Y	as weld	10.5	20.0	775	510	2
T-NY	なし	0	20.0	510	510	5

表2 曲げ試験体一覧

試験体	余盛形状	断面性能 (実測値)				モーメント比 (公称値) l_d/l_c	N 数
		余盛高さ h_w [mm]	コラム板厚 t_c [mm]	塑性断面係数			
				D 断面 Z_p [mm ³]	C 断面 Z_p [mm ³]		
B-Y	as weld	10.5	20.0	5,990	2,592	1.51	2
B-t/4	板厚 $t/4$	4.8		3,973			3
B-t/8	板厚 $t/8$	2.4		3,246			2
B-NY	なし	0		2,592			2

l_d : 支点 - D 断面位置の距離, l_c : 支点 - C 断面位置の距離

がある [17]. その解析結果では, ポアソン効果の影響は D 断面からコラム軸方向にコラム板厚の3倍の距離までに収束している. そのため, 本曲げ試験体は支点 - D 断面位置の距離 l_d をコラム板厚の3倍とする. 結果的に, モーメント比は 1.51 である.

3.3 実験パラメータ

引張試験体一覧を表1に, 曲げ試験体一覧を表2に示す. 両試験ともパラメータは余盛高さ h_w とし, 図5に試験体余盛高さの概要を示す. 引張実験の試験体は溶接したままの状態の as weld と, 余盛を完全に切削した余盛なしの2水準である. 曲げ実験の試験体は, それらの2水準に, 余盛高さ h_w を $t_c/4$, $t_c/8$ (t_c : 軸引張板の板厚) に切削した試験体を加えた4水準である. 図6に余盛の切削方法を示す. NCフライス盤を用いて余盛を切削しており, フライスカッターをコラム外側の角部半径 47.5mm に合わせて弧を描くようにして動かしている. また, 引張試験体 T-Y 以外は裏当て金を除去している. 裏当て金の除去も NC フライス盤を用いており, エンドミルをコラム内側の角部半径 28.5mm に合わせて弧を描くように動かしている. なお, フライスカッターおよびエンドミル先端の角部半径は 0.4mm であるため, 通しダイアと溶接金属の入隅部は, コラム板厚内側と外側の両側とも半径 0.4mm で仕上がっている.

全試験体の出寸法 h_d は 30mm に統一しており, 余盛が as weld の試験体で余長 h_d-h_w は 19.5mm である. 2章で前述したとおり, 全試験体で余長の効果が頭打ちの状態となるように出寸法 h_d を設定している.

なお, 4章で後述するが, 引張実験では余盛なしの試験体でも通しダイア側で破断しない. そのため, 引張実験でも余盛高さ $h_w=t_c/4$, $t_c/8$ の試験体を用意していたが, 余盛なしの試験体 T-NY に加工して N 数を増やしている. 試験体 T-NY は 2

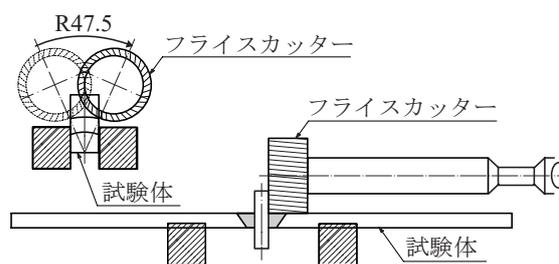


図6 余盛の切削方法

種類の破断モードの違いにより, 最大引張耐力実験値 P_u に差が生じたため, N 数を 5 としている. 差が生じた点に関する考察は 4.4 節で後述する.

3.4 素材の機械的性質

素材の引張試験結果一覧を表3に示す. 各素材の N 数は 3 とし, 溶接金属の試験片は, 実大継手平板部の溶接部より図7に示す位置から採取している. 図8に素材引張試験から得られた応力 - ひずみ関係一例を示す. 十字継手試験体を構成する素材の引張強さは, コラム角部 > 溶接金属 > 通しダイアの順で大きく, コラム角部の引張強さは通しダイア L 方向の引張強さの 1.38 倍である. なお, それぞれの一樣伸びは, 図8よりコラム角部が約 2%, 通しダイアが 18% 以上, 溶接金属が約 13% である.

3.5 溶接部性状

試験体採取した実大継手の溶接部は, 積層を 6 層 8 パスとし, 入熱 30kJ/cm, パス間温度 250°C 以下で管理している. 表4に実大継手の溶接施工実績の一例を示す.

溶接性状を確認する目的で, マクロ試験およびビッカース硬さ試験 (試験荷重 98N) を実施する. 試験片は試験体と同条件の実大継手の角部および平板部より採取している. なお, 溶接部性状を比較する目的でコラム平板部のビッカース硬さ試験も実施する.

写真3に角部のマクロ試験結果を示す. ビッ

カース硬さ試験測定位置を図9に示し、角部と平板部のビッカース硬さ測定結果を図10に示す。ビッカース硬さ試験の測定ピッチは、母材および溶接金属は1mmピッチで、HAZ部は0.5mmピッチとする。図10より、コラム側HAZ部はコラム母材に比べて硬さが小さい傾向にある。一方

で、図10 a)より、角部のコラム側HAZ部の硬さは、Line3に比べてLine1の方が大きい。表4より、溶接の初層と最終層で入熱が5kJ/cm異なることが要因の一つと考えられる。また、既往の研究[18]と同様に、溶接入熱が30kJ/cmの本実大継手は、溶接金属の角部と平板部のビッカース硬さは同等

表3 素材の引張試験結果一覧

鋼種	板厚 (mm)	試験体部位		試験片形状	σ_y [N/mm ²]	σ_u [N/mm ²]	EL [%]	YR [%]
UBCR365	18.95	コラム平板部 L 方向		JIS Z2241 5 号	456	562	39.3	81.2
	20.14	軸引張板	コラム角部 L 方向	JIS Z2241 12B 号	607	658	32.8	92.2
SN400B	18.95	中板	通しダイア L 方向	JIS Z2241 5 号	296	478	46.7	61.9
YGW18	-	溶接金属		JIS Z3111 A2 号	535	617	29.0	86.8

σ_y : 降伏点, σ_u : 引張強さ, EL: 破断伸び, YR: 降伏比

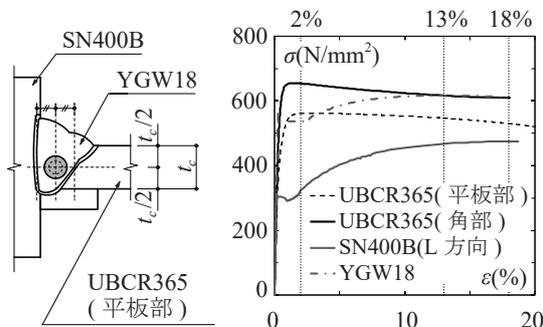


図7 溶接金属引張試験片採取位置

図8 素材引張試験結果

表4 溶接施工実績の一例

パス数	電流 [A]	電圧 [V]	速度 [cm/min]	入熱 [kJ/cm]	パス間温度 [°C]
1	318	35	33.5	20.1	-
2	284	35	30.5	19.5	175
3	284	35	27.0	22.0	195
4	284	34	38.5	15.2	217
5	283	34	32.7	17.5	210
6	270	34	39.1	14.2	206
7	270	34	30.6	18.1	222
8	270	34	33.3	16.6	227

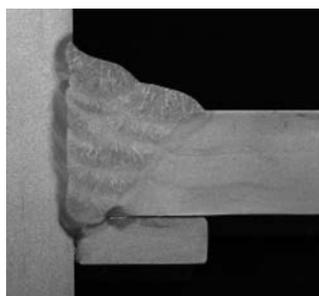


写真3 角部マクロ写真

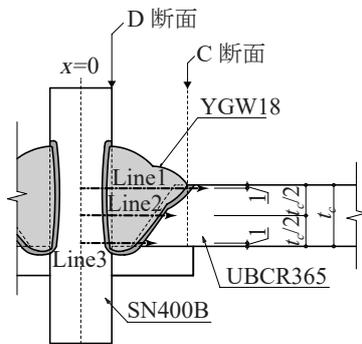


図9 ビッカース硬さ測定位置

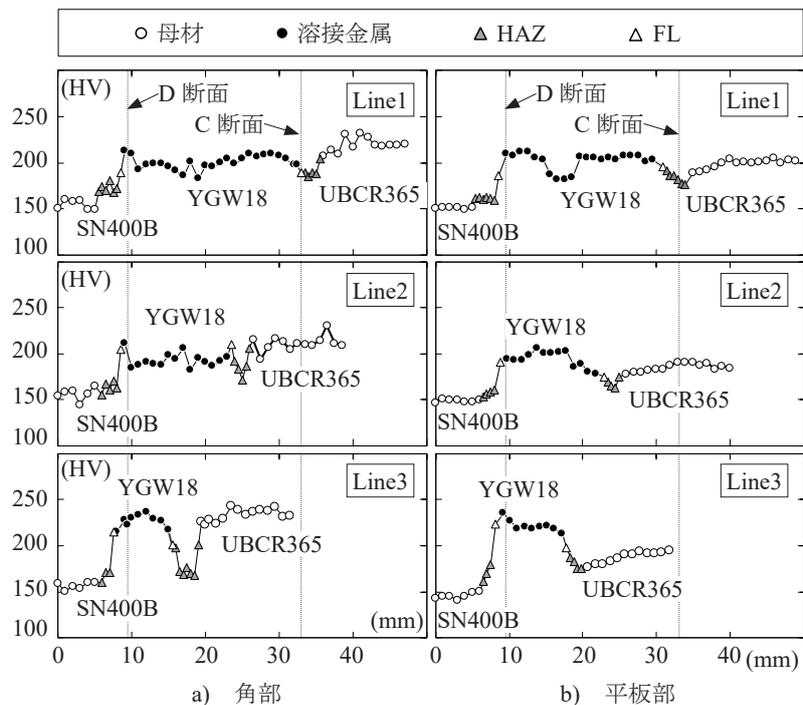


図10 ビッカース硬さ測定結果

である。2.4 節の溶接金属の素材引張試験は、コラム平板部に対応する位置から試験片を採取しているが、引張強さも角部と平板部で同等であると考えられる。

マクロ試験およびビッカース硬さ試験より、通しダイア (SN400B) に溶接金属 (YGW18) が 2mm 程度溶け込んでいることが分かり、D 断面は溶接金属の硬さを有している。

4. 引張実験

4.1 引張実験測定方法

加力前の変位計測用標点間距離 d_0 は 150mm とし、試験体側面の両側に設置した 2 つの接触型変位計の平均値を試験変位 δ とする。引張実験は

1,000kN のアムスラー型試験機により、試験体が破断するまで一方向の単調載荷を行う。

4.2 引張実験の終局状況および荷重-変位関係

引張実験結果一覧を表 5 に示す。表 5 中の最大引張耐力計算値は (1) ~ (3) 式より算出している。

$$P_{u1} = A_d \cdot \sigma_u \quad (1)$$

$$P_{u2} = A_d \cdot \sigma_w \quad (2)$$

$$P_{u3} = A_c \cdot \sigma_u \quad (3)$$

ここで、

A_d : D 断面の断面積, A_c : C 断面の断面積

σ_u : 通しダイア L 方向の引張強さ

σ_w : 溶接金属の引張強さ

σ_u : コラム角部の引張強さ

表 5 中の破断モードを写真 4 ~ 6 に示す。通

表 5 引張実験結果一覧

試験体	余盛形状	断面積 [mm ²] (実測値)		最大引張耐力 [kN]			破断モード※1		
		D 断面	C 断面	計算値					
				D 断面	C 断面	実験値			
		A_d	A_c	P_{u1}	P_{u2}	P_{u3}		eP_u	
T-Y	01	as weld	775	510	370	478	336	298	T1
	02							301	T1
T-NY	01	なし	510	510	244	315	336	292	T3
	02							307	T2
	03							305	T2
	04							289	T3
	05							309	T2

※1 破断モード T1: コラム母材破断, 破断モード T2: コラム HAZ 部から母材に延性き裂が進展して破断, 破断モード T3: コラム HAZ 部に沿って延性き裂が進展して破断



写真 4 コラム母材破断
破断モード T1



写真 5 コラム HAZ - 母材破断
破断モード T2

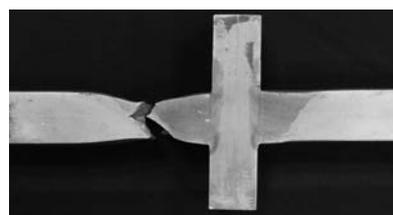
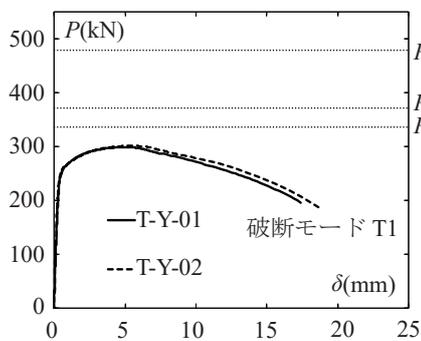
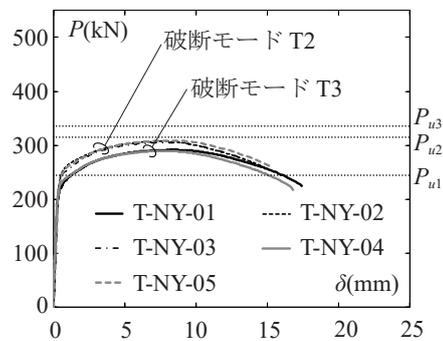


写真 6 コラム HAZ 破断
破断モード T3



a) T-Y (as weld)



b) T-NY (余盛なし)

図 11 引張実験荷重 P - 変位 δ 関係

しダイア側での破断は生じていない。試験体 T-Y はコラム母材破断 (破断モード T1) である。試験体 T-NY は、溶接止端部側の HAZ 部に発生した延性き裂が母材方向に進展する破断 (破断モード T2) と、溶接止端部側と溶接初層側の HAZ 部に延性き裂が発生し HAZ 部に沿ってき裂が進展する破断 (破断モード T3) がみられている。

荷重 P - 変位 δ 関係を図 11 に示す。文献 [8] では、通しダイア側で破断している試験体の比較により、余盛による最大引張耐力の上昇効果を確認している。しかし、本引張実験の試験体は、十分な余長を有しているため、余盛の有無に関わらずコラム側の破断となっており、余盛による最大引張耐力の上昇はみられない。

4.3 引張実験ひずみ性状

ひずみ測定位置を図 12 に、ひずみ性状を図 13 および図 14 に示す。図 13 は軸引張板の板厚中央ラインのひずみを比較しており、図 14 は D 断面と C 断面近傍のひずみを比較している。

図 13 a) より、as weld の試験体 T-Y-01 は、変位 δ が小さい範囲から通しダイア位置 M0、D 断

面位置 M1 のひずみが小さい。図 14 でも余盛の有無で D 断面と C 断面近傍のひずみの大小関係が逆転していることが明らかであり、C 断面近傍のひずみが大きい試験体 T-N-01 はコラム母材で破断している。

一方で図 13 b) および c) より、余盛なしの試験体 T-NY-03, T-NY-04 は、最大引張耐力 P_u 付近まで通しダイア位置 M0 のひずみ増加が早い。余盛がないことで、中板が応力を負担する範囲が

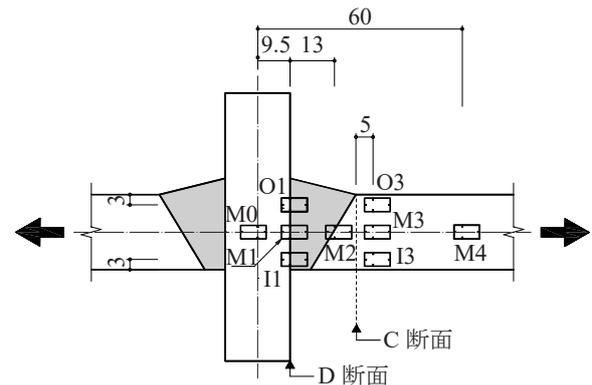


図 12 引張実験ひずみ測定位置

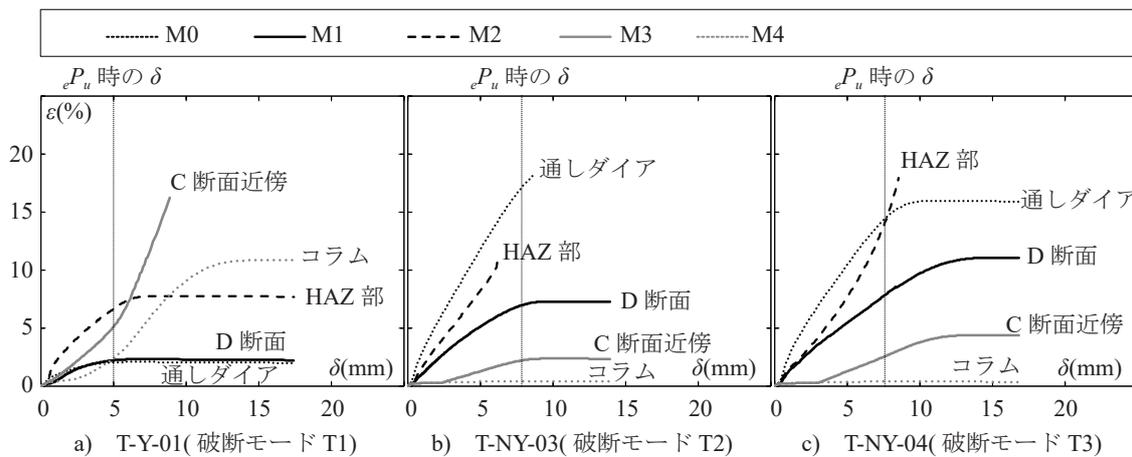


図 13 引張実験ひずみ性状 板厚中央ライン比較

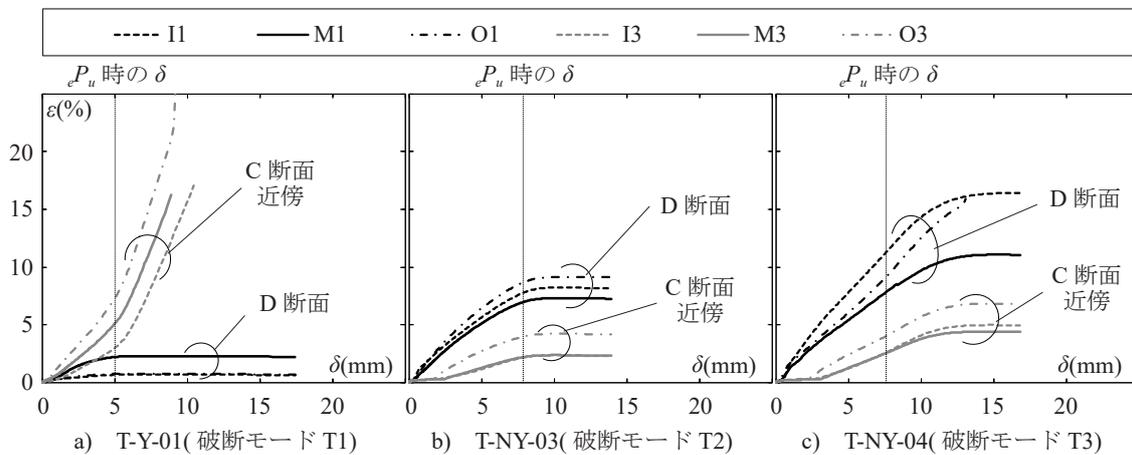


図 14 引張実験ひずみ性状 D 断面, C 断面比較

狭まったことが明らかである。しかし、試験体 T-NY-04 のひずみ性状は、通しダイア位置 M0 のひずみが 2.4 節の素材引張試験で確認した一様伸び 18% 以上になる前に、コラム側 HAZ 部 M2 のひずみが、溶接金属の一様伸び約 13% とコラム角部の一様伸び約 2% を超えて、コラム側で破断している。本試験体の材料の強度比で、余盛がない場合は、通しダイアが最初に降伏し、ひずみの増加が先行する。しかし、破断に至る前には、通しダイアよりも先にコラム側 HAZ 部が、素材引張試験の一様伸びを超える。余盛がなくても、十分な余長を有していれば、通しダイア側で破断しないことが分かる。

余盛の有無で、コラム母材破断（破断モード T1）とコラム側 HAZ 部からの破断（破断モード T2, T3）に分かれた要因については、HAZ 部の軟化と、溶接余盛による拘束効果が考えられる。図 10 のビッカース硬さ試験結果より、コラム角部に対してコラム側 HAZ 部は、溶接止端部で約 30Hv、溶接初層で約 50Hv 軟化している。軟化域の領域は、局所的に引張強さが低いと予測される。そのため、余盛なしの試験体 T-NY は、コラム側 HAZ 部の軟化域に延性き裂が発生した後、破断に至っていると考えられる。一方で、試験体 T-Y は、コラム側 HAZ 部にネックングおよび延性き裂が生じていない。図 13 の板厚中央におけるコラム側 HAZ 部のひずみ M2 を比較すると、試験体 T-Y は 7% 程度で頭打ちとなっているのに対し、試験体 T-NY は最大耐力以降も上昇し続けている。コラム側のひずみ M2 の値より、余盛による拘束効果が破断位置に影響を及ぼしていると考えられる。

また、試験体 T-NY が D 断面ではなく、コラム側 HAZ 部で破断した要因についても、通しダイアによる拘束効果と考えられる。図 8 の素材引張試験結果より、コラムおよび溶接金属よりも通しダイアの方が低い応力レベルで、ひずみが先行しやすいと予測される。しかし、試験体 T-NY-03 と T-NY-04 において、通しダイアのひずみ M1 とコラム側 HAZ 部のひずみ M2 を比較すると、M2の方がひずみの増加が速い。ひずみ M1 と M2 の大小関係より、試験体 T-NY は、D 断面に通しダイアによる拘束効果が生じていることが分かる。

4.4 引張実験の最大耐力

試験体 T-Y は破断モード T1 であるが、最大引張耐力実験値 P_u はコラム母材破断の計算値 P_{u3} より約 12% 小さい。その要因として、図 15 に示すような試験体の初期不整および溶接余盛に起因

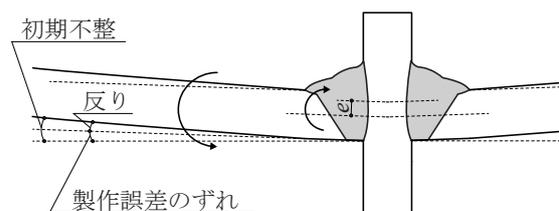


図 15 初期不正および偏心

する偏心による二次曲げの影響が考えられる。初期不整は、コラム成形時と通しダイア溶接時に発生する残留応力の解放によって生じる反りと、試験体製作誤差による通しダイアとコラムの直角度のずれが想定され、写真 1 でその様子がよく分かる。初期不整については、全試験体において試験体チャッキング時に C 断面の板厚内側 (I3) で圧縮、板厚外側 (O3) で引張のひずみが生じている。全試験体の平均値は、圧縮と引張でそれぞれ 0.03% 程度である。文献 [8] では、余盛による偏心が最大耐力に影響を及ぼすことを確認している。文献 [8] の試験体は、余盛高さ h_w が 8mm に対して、軸引張板の板厚 t_c は 32mm であり、D 断面と C 断面の偏心距離 e は 4.0mm $(=(32+8)/2-32/2)$ である。一方で、本引張実験の試験体 T-Y は、余盛高さ h_w が 10.5mm に対して、軸引張板の板厚 t_c は 19mm であり、偏心距離 e は 5.3mm $(=(19+10.5)/2-19/2)$ である。材料の強度比や試験体寸法が異なるため単純比較はできないが、偏心距離 e の差より、試験体 T-Y は、文献 [8] の試験体よりも余盛による偏心の影響が大きいと推測される。

試験体 T-NY の最大引張耐力計算値 P_{u1} は $P_{u1} < P_{u2} < P_{u3}$ の順で小さいが、試験体 5 体いずれもコラム側で破断している。2.5 節の溶接部性状で前述したように、D 断面は溶接金属の材料特性を有しているため、最大引張耐力が P_{u1} となる可能性は低い。また、 $P_{u2} < P_{u3}$ であるが、通しダイア側で破断しない要因は、4.3 節に前述のとおり、余長による拘束効果と考えられる。

また、試験体 T-NY の最大引張耐力実験値 P_u は、破断モード T2 の場合よりも破断モード T3 の場合の方が低い。破断モード T2 の場合は、コラム母材破断であるが、C 断面の溶接止端部で発生した延性き裂が、コラム母材に伝播して破断に至っている。硬さが小さい溶接止端部の HAZ 部は、コラム母材よりも引張強さが低いことが予想され、最大引張耐力の実験値 P_u は、コラム母材破壊を想定した計算値 P_{u3} に比べて 9% 程度低い

値を示している。一方で、破断モード T3 の場合は、溶接初層側の HAZ 部にも延性き裂が発生している。破断モード T3 は、板厚の内外両側の軟化域から延性き裂が発生している。そのため、破断モード T2 よりも早期に HAZ 部に沿ってネッキングが生じていると予測され、耐力も上昇しづらいと考えられる。ただし、溶接初層側の延性き裂発生の有無は、試験体の反りや裏当て金の切削精度の影響も考えられ、原因の解明には至らなかった。

5. 曲げ実験

5.1 曲げ実験測定方法

試験体セットアップを図 16 に示す。支点は、両端ピン支持としている。変位は通しダイア中央の鉛直方向、支点の鉛直および水平方向を接触型変位計で測定する。また、D 断面近傍と C 断面近傍のコラムのひずみも測定する。曲げ試験体の変形性状を図 17 に示す。加力点における曲げ耐力 M および試験体左右の変形角 θ_R と θ_L は (4) ~ (8) 式より算出する。曲げ耐力 M は、常に支点と加力点の距離 l と反力 $P/2$ の積となるため、(4) 式で算出し、変形角 θ_R と θ_L は、通しダイアの回転角 θ_c と支点計測点が内側および鉛直下方向へ移動することを考慮して (5) ~ (8) 式より算出している。

$$M = P/2 \cdot l \quad (4)$$

$$\theta_r = \delta_r / l_r \quad (5)$$

$$\theta_l = \delta_l / l_l \quad (6)$$

$$\theta_R = \theta_r + \theta_c \quad (7)$$

$$\theta_L = \theta_l + \theta_c \quad (8)$$

加力は最大曲げ耐力 M_u から 30% 耐力が低下するまで実施している。

Rv: 通しダイア右側鉛直変位 P: 反力
Lv: 通しダイア左側鉛直変位 D1: 通しダイアひずみ
rv: 右側支点鉛直変位 C1: コラム外表面ひずみ
lv: 左側支点鉛直変位 C0: コラム側面ひずみ
rh: 右側支点水平変位
lh: 左側支点水平変位

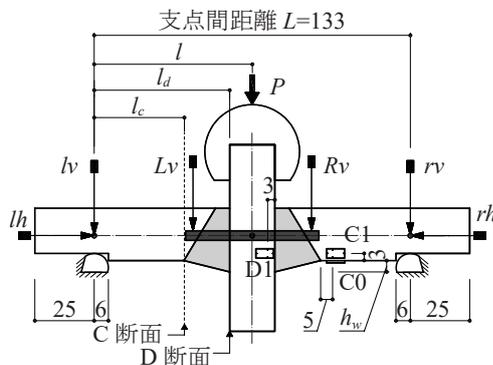


図 16 曲げ実験の試験体セットアップ

5.2 曲げ実験の最大耐力および終局状況

曲げ実験結果一覧を表 6 に示す。表中の最大曲げ耐力計算値は、(9) ~ (11) 式より算出している。

$$M_{u1} = dZ_p \cdot \sigma_u \cdot l / l_d \quad (9)$$

$$M_{u2} = dZ_p \cdot \sigma_u \cdot l / l_d \quad (10)$$

$$M_{u3} = cZ_p \cdot \sigma_u \cdot l / l_c \quad (11)$$

ここで、

dZ_p : D 断面の塑性断面係数

cZ_p : C 断面の塑性断面係数

σ_u : 通しダイア L 方向の引張強さ

σ_w : 溶接金属の引張強さ

σ_u : コラム角部の引張強さ

l : 支点-加力点距離

l_d : 支点-D 断面位置の距離

l_c : 支点-C 断面位置の距離

最大曲げ耐力実験値 M_u は B-Y > B-t/4 > B-t/8 > B-NY の順で、余盛高さ h_w の増加に伴って大きくなる。

各試験体の終局状況を写真 7 に、き裂発生位置を写真 8 に示す。試験体 B-Y と試験体 B-t/4 は、図 16 中の C 断面のコラム側溶接止端部でき裂が発生 (破断モード B1) している。一方で、試験体 B-t/8 と試験体 B-NY は、図 16 中の D 断面の通しダイアと溶接金属の界面でき裂が発生 (破断モード B2) している。

引張実験では余盛なしの試験体 T-NY でもコラム側で破断したのに対し、通しダイア側で応力が大きくなる条件を設定した曲げ実験では、通しダイア側でき裂が発生するケースを確認した。

5.3 曲げ耐力-変形角関係

曲げ耐力 M - 変形角 θ 関係を図 18 に示す。変形角 θ は θ_R と θ_L のうち、き裂が発生した側の値を用いている。なお、図 18 における実験結果の変形角 θ は、便宜上 1.0rad を超える大変形時につ

θ_R, θ_L : 通しダイアの回転を考慮した変形角
 θ_r, θ_l : コラムの変形角
 θ_c : 通しダイアの回転角
 δ_r, δ_l : 支点のずれを考慮した鉛直変位
 l_r, l_l : 支点のずれを考慮した加力点-支点距離

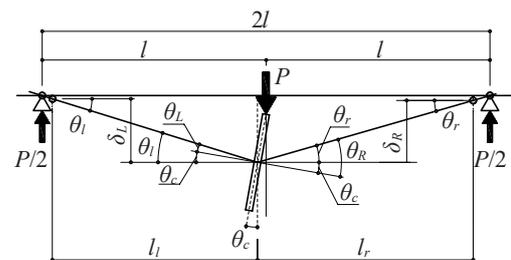


図 17 曲げ試験体の変形性状

表 6 曲げ実験結果一覧

試験体	余盛形状	塑性断面係数 [mm ³] (実測値)		モーメント比 (実測値) l_d/l_c	最大耐力 [kN・mm]					破断 ^{※3} モード	
		D 断面 dZ_p	C 断面 cZ_p		計算値				実験値 eM_u		
					D 断面		C 断面				
					M_{u1}	M_{u2}	M_{u3}	M_{u3}^* ^{※2}			
B-Y	01	as weld	5,990	1.54	3,341	4,312	3,009	3,066	3,347	B1	
	02			1.71				3,412			3,620
B-t/4	01	板厚 t/4	3,973	1.69	2,216	2,860	3,009	3,361	3,308	B1	
	02			1.50				2,985			3,194
	03			1.70				3,386			3,339
B-t/8	01	板厚 t/8	3,246	1.52	1,810	2,337	3,009	3,025	2,904	B2	
	02			1.69				3,361			2,992
B-NY	01	なし	2,592	1.73	1,446	1,866	3,009	3,437	2,346	B2	
	02			1.54				3,066			2,483

※1 l_d/l_c の計画値=1.51, ※2 M_{u3}^* はモーメント比 l_d/l_c の実測値を用いて算出,
 ※3 破断モード B1: コラム側き裂, 破断モード B2: 通しダイアフラム側き裂

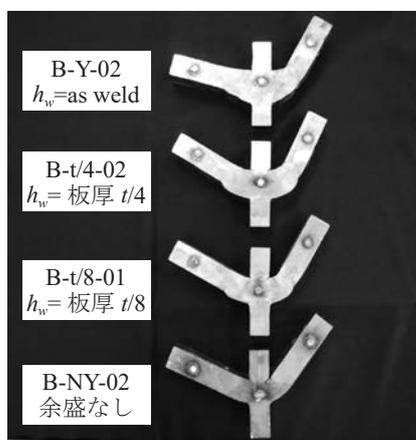


写真7 試験体終局状況

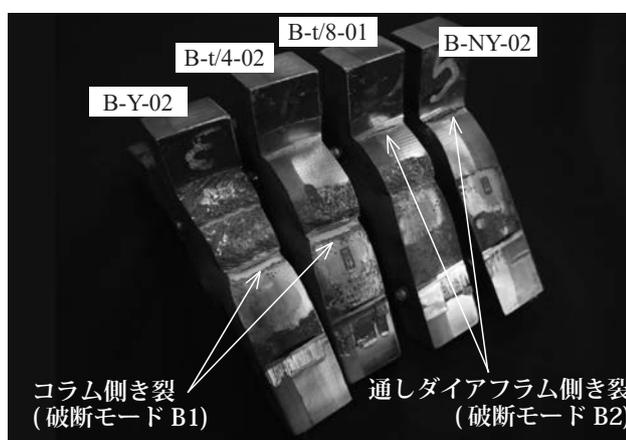


写真8 き裂発生位置

いても (5) ~ (8) 式を用いて算出している。

図 18 c) と d) より, 破断モード B2 となった試験体 B-t/8 と試験体 B-NY は, 変形角 θ が 0.4rad 程度で最大曲げ耐力を迎え, 1.2rad 付近で加力を終了しており, 概ね変形量は同等である。一方で, 図 18 a) と b) より, 破断モード B1 となった試験体 B-Y と試験体 B-t/4 は, 最大曲げ耐力時および加力終了時の変形角 θ に差が生じている。写真 7 において, 試験体 B-t/4-02 のき裂が発生していない試験体左側は, 破断モード B2 となった試験体と同等の角度で折れ曲がっている。5.4 節に後述するが, 溶接金属の伸びによって変形角に差が生じたものと考えられる。

5.4 曲げ実験ひずみ性状

余盛高さごとに, ひずみ ϵ - 変形角 θ 関係の一例を図 19 に示す。図 19 a) より, 破断モード B1 である試験体 B-Y-01 は, C 断面近傍で局所的に変形が進んでいる。一方で, 図 19 b) より, 同じく破断モード B1 である試験体 B-t/4-01 は, D1 の

ひずみが先行して増加した後に, C1 のひずみが急増して上まわっており, 溶接部全体で変形が進んでいる。図 19c) と d) より, 破断モード B2 である試験体 B-t/8-02 と試験体 B-NY-01 については, C 断面近傍 C0, C1 のひずみに比べ, D 断面近傍 D1 のひずみの増加が早い。

以上のことから, 余盛高さ h_w の増加に伴って, 通しダイア側ひずみが緩和され, コラム側のひずみが大きくなることが明らかである。ひずみの大小関係と, 最大曲げ耐力およびき裂発生位置の対応も良い。また, 試験体 B-t/4-01 のひずみ性状より, 余盛高さが t/4 前後の高さで, き裂発生位置が変化すると考えられる。

5.5 曲げ実験における余盛高さの影響

最大曲げ耐力実験値 eM_u と余盛高さ h_w の関係を図 20 に示す。図 20 中の実線は最大曲げ耐力計算値であり, (9) ~ (11) 式より算出している。 eM_u は (10) 式および (11) 式と良好な対応を示しており, 破断モード B2 から破断モード B1 に移行

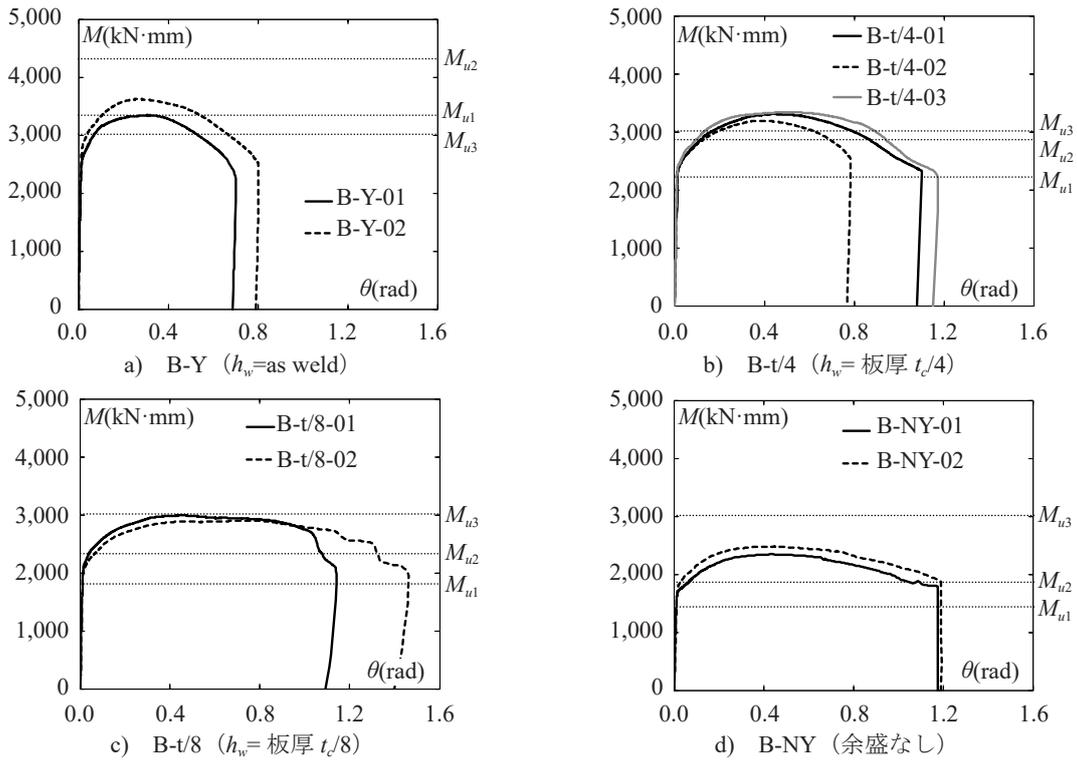


図 18 曲げ耐力 M - 変形角 θ 関係

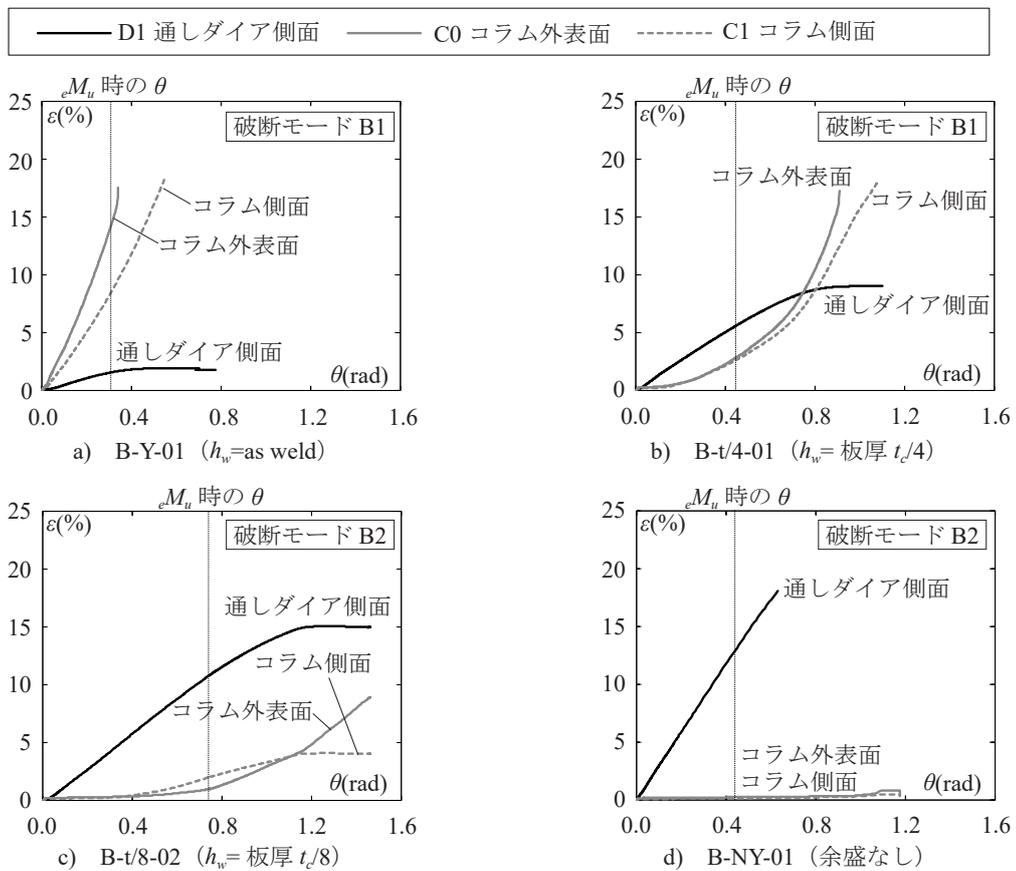


図 19 曲げ実験ひずみ ε - 変形角 θ 関係

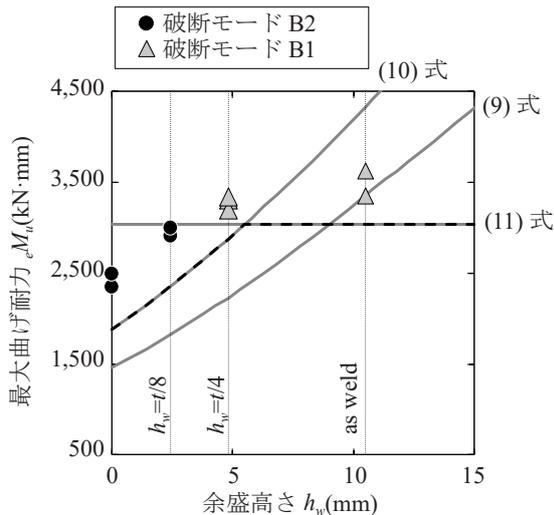


図20 最大曲げ耐力 M_u - 余盛高さ h_w の関係

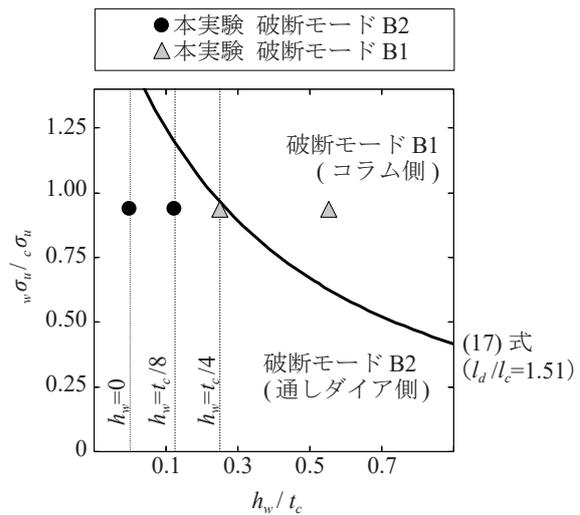


図21 $w\sigma_u / c\sigma_u$ - h_w / t_c 関係

することで最大曲げ耐力が頭打ちになる傾向も概ね捉えている。本実験において、(9)式よりも(10)式の方が実験結果と対応が良い要因は、4.4節の引張実験結果と同様に、D断面は溶接金属の材料特性を有しているためと考えられる。

引張実験とは異なり曲げ実験では、全試験体において、最大曲げ耐力が計算値よりも実験値が大きい。その要因の一つとして、圧縮側の影響が考えられる。圧縮側では、き裂および破断が生じないため、曲げ実験における圧縮側の最大曲げ応力度は、素材引張試験の引張強さよりも高くなっている可能性がある。

5.6 通しダイアフラムの必要強度

曲げ実験の結果を踏まえ、素材の引張強さと余盛高さの関係から、破断モードの評価を試みる。

曲げ実験の結果より、コラム側で破断する破断モードB1となる場合の最大曲げ耐力の大小関係は次式で表せる。

$$M_{u2} \geq M_{u3} \quad (12)$$

(10)式と(11)式を代入すると、次式が得られる。

$$\frac{w\sigma_u}{c\sigma_u} \geq \frac{cZ_p}{dZ_p} \cdot \frac{l_d}{l_c} \quad (13)$$

(13)式におけるD断面の dZ_p およびC断面の cZ_p を(14)～(16)式で近似すると、

$$j_x / j_{x0} \doteq 1 + h_w / t_c \quad (14)$$

$$A_d / A_c \doteq 1 + h_w / t_c \quad (15)$$

$$dZ_p \doteq (1 + h_w / t_c)^2 \cdot cZ_p \quad (16)$$

ここで、

t_c : コラム板厚, h_w : 余盛高さ

A_d : D断面の断面積, A_c : C断面の断面積

j_x : D断面の引張側と圧縮側の重心間距離

j_{x0} : C断面の引張側と圧縮側の重心間距離

(13)式と(16)式から次式が得られる。

$$\frac{w\sigma_u}{c\sigma_u} \geq \left(\frac{1}{1 + h_w / t_c} \right)^2 \cdot \frac{l_d}{l_c} \quad (17)$$

破断モードB1となる場合のD断面における素材の引張強さの比 $w\sigma_u / c\sigma_u$ は、 h_w / t_c および l_d / l_c に依存することが分かる。ただし、余長 $h_d - h_w$ が耐力上昇の効果が頭打ちとなる長さを有する場合に限定される点に留意する必要がある。

図21に、 $w\sigma_u / c\sigma_u$ と h_w / t_c の関係を示す。図中の実線は、(17)式の l_d / l_c が1.51の場合である。実線よりも上側の場合は破断モードB1となり、下側の場合は破断モードB2となる。図中のプロットは実験結果であり、y座標は溶接金属とコラムの強度比 $w\sigma_u / c\sigma_u$ である。(17)式は、ひずみ・応力集中などの複雑な要因を考慮していない耐力に基づく非常に簡素な評価式であるが、余盛高さ $h_w = t_c / 4$ 前後で、き裂発生位置が変化する実験結果の傾向を概ね捉えている。

ここで、一般的な接合部の設計では、溶接金属強度を把握することは稀であり、母材強度を用いることが多い。破断モードB1となるための母材強度に基づく最大曲げ耐力の大小関係は次式で表せる。

$$M_{u1} \geq M_{u3} \quad (18)$$

(12)～(16)式と同様に展開すると、本実験において、通しダイア側でき裂が生じないための通しダイアの必要強度は次式で表せる。

$$\frac{d\sigma_u}{c\sigma_u} \geq \left(\frac{1}{1 + h_w / t_c} \right)^2 \cdot \frac{l_d}{l_c} \quad (19)$$

(19)式は溶接金属の強度を通しダイアに要求していることになるが、設計としては、母材の引張強さである $d\sigma_u$ (鋼種) を選定するのと同時に、D

断面の最大曲げ耐力に関わる余盛高さ h_w も一定の大きさ以上確保すればよい。

なお、実際のコラム角部と通しダイアの接合部の破壊については、コラム角部には3.2節に前述したポアソン効果の影響など、通しダイアには梁フランジからの応力伝達の影響などの複雑な要因が考えられる。(17)式および(19)式は、本研究における要素実験の範囲に限られる評価式であり、実大曲げ実験における詳細な検討と定量的な評価は今後の課題である。

6. 結論

冷間成形角形鋼管の角部(引張強さ 658N/mm^2)に対して通しダイアフラム(引張強さ 478N/mm^2)がアンダーマッチの溶接継手を対象に、実大継手の角部から採取した十字継手試験体を用いた引張実験と曲げ実験を実施した。中板となる通しダイアフラムが十分な余長を有している条件下で、余盛高さをパラメータとした実験から以下の知見が得られた。

- (1) 引張実験において、通しダイアフラムが十分な余長を有している場合、余盛がなく溶接金属と角形鋼管の角部が等厚の場合でも、アンダーマッチの通しダイアフラムからの破断は生じなかった。
- (2) 引張実験において、余盛の有無に関わらず角形鋼管の角部で破断した。そのため余盛による最大耐力の上昇はなかった。
- (3) 曲げ実験において、通しダイアフラムと溶接金属の界面と、角形鋼管の角部側の溶接止端部で作用モーメント比を約1.5倍として加力した。その結果、余盛高さが角形鋼管の板厚の1/4以上の場合、角形鋼管の角部側の溶接止端部にき裂が発生した。
- (4) 曲げ実験において、余盛高さが角形鋼管の板厚の1/4よりも小さい場合、引張実験では生じなかった通しダイアフラムと溶接金属の界面にき裂が発生した。
- (5) 曲げ実験において、き裂が発生する箇所が角形鋼管の場合と、通しダイアフラムの場合を確認することで、余長と余盛高さを考慮すれば、アンダーマッチの通しダイアフラムにき裂が生じないケースがあることを示した。
- (6) 曲げ実験において、通しダイアフラムと溶接金属の界面でき裂が発生する場合、最大曲げ耐力と余盛高さには正の相関関係があった。また、き裂の発生位置が角形鋼管の角部の溶接止端部に移行することで最大曲げ耐力が頭

打ちになる傾向も示した。

- (7) 曲げ実験において、通しダイアフラムと溶接金属の界面にき裂が発生することを防止するために必要な当該箇所の素材の引張強さは、余盛高さと角形鋼管の板厚の比、角形鋼管の角部の引張強さ、溶接部の通しダイアフラム側に作用する曲げ応力とコラム側に作用する曲げ応力の比に影響を受けることを示した。

謝辞

本研究は、一般財団法人ベターリビングに設置された「異強度材の溶接部品質に関する研究委員会(委員長:原田幸博 千葉大学・教授)」における活動の一環として実施したものである。研究の遂行にあたり同委員会の委員である須永悟氏(冬木工業)、渡辺亨氏(岡部)、澤泉伸一氏(日本製鉄)および旧委員の佐々木正道氏(日本製鉄)より貴重なご意見を賜った。また、本論文の執筆にあたり西山功氏(ベターリビング)に貴重なご意見を賜った。実験の実施にあたりSOK PISETH氏(宇都宮大学)にご助力いただいた。ここに感謝の意を表す。

参考文献

- [1] 日本建築学会: 建築工事標準仕様書 JASS6 鉄骨工事, 2018.1
- [2] 国土交通省住宅局建築指導課, 日本建築センター: 2018年度版冷間成形角形鋼管設計・施工マニュアル, 2018.2
- [3] 建築物の構造関係技術基準解説書編集委員会: 2015年版 建築物の構造関係技術基準解説書, 2015.6
- [4] 日本建築学会: 溶接工作規準VI・同解説 ガスシールドアーク半自動溶接, 1971.8
- [5] 中川治彦, 佐藤由悟, 岡田忠義: 建築構造用 490N/mm^2 級冷間ロール成形角形鋼管の構造性能 その1, その2, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造III, pp.965-968, 2014.9
- [6] 建設省建築研究所, (社)鋼材倶楽部: 角形鋼管設計研究会研究報告書, 1993
- [7] 高味えり, 石原清孝, 宿里勝信, 山崎賢二, 宇佐美徹: 板厚方向引張を受ける十字溶接継手の力学性状に関する実験的研究, 鋼構造年次論文報告集, 第23巻, pp.236-240, 2015.11
- [8] 宗川陽祐, 中野達也, SOK PISETH, 川端洋介, 服部和徳, 佐々木正道, 渡辺亨, 須永悟, 原田幸博: 高強度鋼と従来鋼を用いた溶接

- 継手の耐力評価 その1, その2, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 材料施工, pp.1091-1094, 2019.9
- [9] 下川弘海, 中川治彦, 粟根良昭, 安田享平, 松田穰: 冷間成形角形鋼管の溶接・加工品質の向上と施工合理化に関する研究 その2, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 材料施工, pp.59-60, 2018.9
- [10] 鉄骨建設業協会; 建築鉄骨標準ディテール 2016年版, 2016.4
- [11] 彰国社: 建築構造学大系 18 鉄骨構造, 3.3.7 細部設計, pp.131-133, 4.2.4 柱はり接合部, pp.221-245, 1971.1
- [12] 日本建築学会: 鋼構造接合部設計指針, 6.1.2 高力ボルト摩擦接合によるブレース接合部の耐力, pp.263-267, 2012.7
- [13] 放生政志, 見波進, 西川友也, 笠原基弘, 中野達也, 中込忠男, 岡本晴仁: 25度狭開先溶接接合部の部分断面モデル試験体による破壊実験 鉄骨造建築物の安全性向上に資する新自動溶接技術の開発 その9, その10, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 材料施工, pp.63-66, 2011.9
- [14] 宗川陽祐, 中野達也, 有田政樹, 渡邊一夫: 破壊評価線図によるコラム角部溶接初層部の許容欠陥高さと必要破壊靱性, 日本鋼構造協会鋼構造年次論文報告集, 第21巻, pp.625-631, 2013.11
- [15] 高倉正幸, 田中剛, 上田遼, 中澤好道, 鎌倉和彦, 佐々木靖文: 柱の塑性変形能力に及ぼす溶接欠陥の影響, 日本鋼構造協会鋼構造年次論文報告集, 第22巻, pp.680-687, 2014.11
- [16] 服部和徳, 見波進, 中込忠男, 西山功: 25度狭開先を適用した冷間成形角形鋼管一通しダイアフラム接合部の3点曲げ実験, 日本建築学会構造系論文集, 第80巻, 第718号, pp.1991-1999, 2015.12
- [17] 宗川陽祐, 増田浩志, 中野達也: 溶接部の破壊により限界付けられる冷間成形角形鋼管柱の変形性能評価 その1, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 材料施工, pp.931-932, 2015.9
- [18] 小泉好成, 小関千尋, 田淵基嗣, 藤沢清二, 田中剛, 佐藤瑠奈, 大庭諒介, 松田穰: 冷間プレス成形角形鋼管柱の塑性変形能力に与える角部溶接部詳細の影響 その3, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 材料施工, pp.1141-

1142, 2019.9

(2020年11月9日原稿受理)