25 度狭開先ロボット溶接部におけるコラム角部溶接止端部の応力・ひずみ状態とコラムの変形能力

STRESS STRAIN STATES AROUND WELD TOE OF CORNER SECTION AND DEFORMATION CAPACITY OF COLD FORMED SHS COLUMN TO THROUGH DIAPHRAGM ROBOTIC WELDED CONNECTION USING 25 DEGREES NARROW GROOVE

宗川陽祐 ——— * 1 中野達也 ——— * 2
増田浩志 ——— * 3

Yosuke SOKAWA ——— * 1 Tatsuya NAKANO ——— * 2
Hiroshi MASUDA ——— * 3

キーワード：

冷間成形角形鋼管, 25 度狭開先, 溶接止端部, 応力集中係数, 有限要素解析

Keywords:

Cold formed SHS column, 25 degrees narrow groove, Weld toe, Stress concentration factor, Finite element analysis

In this paper, stress strain states around weld toe and deformation capacity limited by ductile crack initiation of cold formed SHS column to through diaphragm robotic welded connection using 25 degrees narrow groove are evaluated by finite element analysis. Analytical parameter is the shape of excess metal determined by the result of sensitivity analysis of stress concentration factor. As a result, there was a correlation between the stress concentration factor and the deformation capacity of column.

1. 序

近年, 国内の柱材として汎用されている冷間成形角形鋼管 (以下, コラム) と通しダイアフラム接合部に, 図 1 に示すような開先角度 25 度, ルートギャップ 5mm を目標とする 25 度狭開先ロボット溶接技術の研究・開発が進められ¹⁾, コラムの塑性変形能力をはじめとする構造性能を評価するために実大載荷実験が実施されている^{2), 3)}.

実大載荷実験^{2), 3)}では, 試験体はいずれもコラム角部溶接止端部を起点として破壊が生じている. 当該位置の作用応力・ひずみを増大する要因として, 溶接ビードにより形成される止端部の形状不連続と, ポアソン効果による面外曲げモーメントが挙げられる⁴⁾. 特に形状不連続に関して, 文献 2), 3) では, コラム角部の溶接止端部にグラインダーによって滑らかな円弧形状を形成する仕上げ加工を施した試験体は, 溶接ままの試験体と比較してコラムの塑性変形能力が大幅に向上する結果が得られている. 溶接止端部の形状が当該位置における応力・ひずみ状態およびコラムの変形能力に及ぼす影響は大きく, 実験で確認できていない現実的に起こり得る範囲において定性的な傾向を把握しておくことは重要であるといえる.

構造性能を把握するためには, 実験による検討が不可欠であるが, 載荷実験は多大な費用および労力を要する. また, 破壊現象はミクロな破壊条件によるばらつきを生じやすいほか, 本研究で対象としている溶接部について意図したパラメーターだけを変化させた試験体を製作するのは困難である. これに対し, 解析による検討では定性的にはあるが破壊点近傍の局所的な応力・ひずみ状態を確認することが可能であることに加え, 意図する溶接部をモデル化することができることから, 比較内容を限定したパラメトリックな検討が

図 1 開先形状

可能となる.

そこで, 本研究ではコラムと通しダイアフラム接合部における 25 度狭開先溶接部を対象として, 溶接止端部の形状に着目した有限要素解析を行い, 応力・ひずみ状態への影響を把握するとともに, 応力・ひずみ状態を破壊の判定基準とするコラムの変形能力を検討する.

2. 溶接止端部の応力集中係数に関する感度解析

形状不連続に起因する止端部における応力の増大は応力集中係数で表現される. 溶接継手の応力集中係数 K_t については, 境界要素法による二次元弾性解析結果に基づく推定式が提案されている⁵⁾. 本章では次章の有限要素解析における形状パラメーターを設定することを目的として, 文献 5) で提案されている推定式により K_t の感度解析を行う.

図 2 に文献 5) の K_t の推定式で対象としている継手形状を示す. (a) は引張力を受ける十字継手, (b) は引張力を受ける T 継手, (c) は引張力および曲げを受ける T 継手である. いずれも付加物をすみ肉溶

*1 宇都宮大学大学院工学研究科 大学院生・修士 (工学)
(〒 321-8585 栃木県宇都宮市陽東 7-1-2)

*2 宇都宮大学地域デザイン科学部 准教授・博士 (工学)

*3 宇都宮大学地域デザイン科学部 教授・博士 (工学)

*1 Graduate Student, Graduate School of Eng., Utsunomiya Univ., M. Eng.

*2 Assoc. Prof., School of Regional Design, Utsunomiya Univ., Dr. Eng.

*3 Prof., School of Regional Design, Utsunomiya Univ., Dr. Eng.

接した継手であり、不溶着によるスリットが存在している。(a)と(b)の違いは対象・非対称に起因して偏心の影響が生じ、(a)の方が(b)より K_t が若干大きな値となることである。次章で詳述するが、有限要素解析モデルには余盛は考慮されているが、組立溶接により接合面がコラム内面から若干拡張される状況を考慮されておらず、偏心が生じるモデルとなっている。ただし、本解析モデルと同様に組立溶接を考慮せず、余盛高さ h を変化させた既往の有限要素解析⁶⁾より得られる溶接止端部の応力・ひずみ状態より、 h に起因する偏心曲げモーメントの影響は小さいことが判断できる。このため、本研究では完全溶込み溶接部の余盛をすみ肉溶接ビードに置き換えて、(a)による推定式を用いて K_t の算定を行う。なお、文献5)が想定する継手形状では全てスリットが存在している。ただし、文献5)で対象とする継手は荷重非伝達型のすみ肉溶接継手であり、スリットからの破壊は想定していない。また、スリットは応力方向に対して平行に位置しており、 K_t の推定式に対する影響は対して小さいものと考えられることから、本検討ではスリットの影響は無いものと仮定して K_t の算定を行う。

K_t は(a)の推定式に基づき、コラム端溶接部を引張を受ける十字継手と仮定すると次式で求められる⁵⁾。

$$K_t = 1 + \left(1.348 + 0.397 \ln \frac{t_d + 2S'}{t_c} \right) \cdot \left(\frac{1}{2.8 \frac{t_c + h}{t_c} - 2\rho} \right)^{0.467} \frac{1 - \exp \left(-0.90 \sqrt{\frac{t_c + h}{2h}} f \right)}{1 - \exp \left(-0.90 \sqrt{\frac{t_c + h}{2h}} \frac{\pi}{2} \right)} \quad (1)$$

ここで、 t_d はダイアフラム板厚、 t_c はコラム板厚、 S' は止端部とダイアフラム間の距離、 ρ は止端部曲率半径、 f はフランク角である。 ρ は止端部近傍で凹型のビード形状を形成する円弧の半径、 f は凹型および凸型を形成する円弧の外接線とコラム母材のなす角として幾何学的に求められる。感度解析パラメーターは ρ 、 f 、 h 、 S' である。 ρ および f は止端部形状に関する実態調査結果⁷⁾、 h は規定¹⁾上下限、 S' は図1に示した開先形状に関する幾何学的関係から求められる上下限を設定している。結果として、 ρ 、 f 、 h 、 S' の範囲は $0\text{mm} \leq \rho \leq 4\text{mm}$ 、 $100^\circ \leq f \leq 155^\circ$ 、 $8\text{mm} \leq h \leq 15\text{mm}$ 、 $20\text{mm} \leq S' \leq 30\text{mm}$ となる。横軸以外の各パラメーターは先述した範囲の①上限値、②ほぼ平均値、③下限値の組み合わせで一定として感度解析を行っている。

図3に感度解析結果を示す。(a)より、 ρ が小さいほど K_t は大きく、0に近づくにつれて発散する傾向となっている。実態調査結果には $\rho=0$ も存在しており、実情の範囲において ρ は K_t に対して最も感度

図2 継手形状⁵⁾

が高いといえる。(b)~(d)より、①で最も K_t の変化が大きく、①の最大値と最小値の差は f で5.3、 h で1.4、 S' で0.7程度であり、 K_t に対する感度は ρ に次いで f が2番目に高く、相対的に h と S' の感度は低いといえる。

特に、(d)は開先角度 $G.A.$ およびルートギャップ $R.G.$ に起因して変動する寸法である。 K_t について下限値をとる $G.A.=25^\circ$ 、 $R.G.=5\text{mm}$ の狭開先と上限値をとる $G.A.35^\circ$ 、 $R.G.=7\text{mm}$ の一般開先で他のパラメーターと比較して上下限の差は最も小さく、狭開先と一般開先を比較する既往の有限要素解析⁸⁾においても溶接止端部の応力・ひずみ状態の差は小さいことが確認できる。

また、(b)~(d)より、②と③は設定している範囲内でほとんど変化していない。(a)の①でも ρ が2~4mmの範囲で K_t は0.9程度しか変化しておらず、 ρ がある程度大きい範囲では他のパラメーターの影響が小さくなる傾向となっている。

3. 解析方法

3.1 解析モデル

表1に解析モデルリスト、図4に解析モデルの K_t 一覧を示す。前章の感度解析結果を踏まえてパラメーターを ρ および f とし、 K_t が段階的に変化するように決定している。開先条件は、開先角度 25° 、ルートギャップ 5mm である。余盛高さ h は規定¹⁾下限値の 8mm ($=t_c/4$)である。狭開先溶接部のマクロ組織観察結果¹⁾から、柱側の溶込みは開先面から 1mm 、ダイアフラム側の溶込みはダイアフラム面から 1.8mm 、熱影響部はBOND部から 2mm に設定しており、溶接金属の裏当て金への溶込みは無視している。コラム内面およびダイアフラム面と裏当て金との間のスリット幅は 0.3mm である。

図5に解析モデル形状および要素分割状況を示す。コラムは□-550×550×32 (BCP325)、ダイアフラムはPL-36 (SN490C)である。

図3 応力集中係数⁵⁾の感度解析結果

表 1 解析モデルリスト

No.	解析パラメーター			解析結果	
	$K_I^{(1)}$ 式	ρ (mm)	f (deg)	延性き裂 発生要素	R_{dc} ($\times 10^{-2}$ rad)
1	∞	0	115	P1H	0.70
2	11.46	0.1	100	P1D	0.77
3	10.71		115		1.17
4	6.61		155		1.20
5	4.31	1.0	115		2.04
6	3.16	2.5		3.81	
7	2.73	4.0		P2B	4.75
8	2.00		155		5.79

図 4 解析モデルの K_I 一覧

図 5 解析モデル形状および要素分割状況

(a-1) コラム材の硬さ分布モデル

(a-2) 溶接部の硬さ分布モデル

(b) 応力-ひずみ関係

図 6 解析モデルの材料特性⁹⁾

荷重条件は単純梁のスパン中央に強制変位を与える 3 点曲げ形式であり、せん断スパンは 2000mm、加力方向はコラムの断面に対して 45 度方向である。解析モデルは対称性を考慮した 1/4 モデルである。柱頂部では材軸方向 (z 方向) の変位および直交方向 (x 方向) の回転を許容したうえでダイアフラム端面に強制変位を与えている。最小要素寸法はコラム角部外側の溶接止端部近傍において材料特性の境界となる節点 P1, P2 に隣接する要素 P1D, P1H, P2H, P2B で、その寸法を $0.1 \times 0.1 \times 0.1 \text{ mm}^3$ に統一している。

3.2 解析仮定

解析は三次元立体要素による弾塑性解析であり、汎用非線形構造解析ソフト「ADINA ver.8.9」を使用する。降伏条件は von Mises の降伏条件、塑性域における構成則は等方硬化則、ポアソン比は 0.3 である。図 6 に材料特性⁹⁾を示す。本材料特性は、コラム周方向および溶接部断面におけるビッカース硬さの分布に基づき材料特性エリア (図 6(a)) に分割し、硬さと引張特性の相関に基づき作成された応力-ひずみ関係 (図 6(b)) を各材料特性エリアに設定するものである。当該応力-ひずみ関係にはコラムの冷間加工および溶接入熱により角部および溶接部近傍で強度が上昇し伸び能力が低下する傾向が考慮されている。一様伸び以降は最終直線の傾きが延長されておる、破壊は考慮されていない。

4. 解析結果

4.1 荷重変形関係

図 7 に材端作用モーメント M とコラム部材角 R の関係を示す。全解析モデルで $M-R$ 関係にはほぼ差が生じない結果となったことから図には No.3 モデルの結果のみを示している。

4.2 応力集中係数と解析結果の対応

解析から得られる止端部の材軸方向応力度 σ_z と 1) 式から推定さ

図 7 荷重変形関係

図 8 $\sigma_z / \text{cal}\sigma_z - K_t$ 関係

れる K_I の対応を検討する。図 8 に検討結果を示す。抽出している R は (a) 降伏曲げ耐力 M_y 時 (0.008rad), (b) 全塑性曲げ耐力 M_p 時 (0.01rad), (c) 構造ランク I の柱部材に対する骨格曲線の必要塑性変形倍率 $\varepsilon\eta s=8.4$ 時¹⁰⁾ (0.043rad) である (図 7 参照)。縦軸は図 5 に示した要素 P1D もしくは P1H から抽出される σ_z の大きい方を計算値 $\text{cal}\sigma_z$ で無次元化したものである。 $\text{cal}\sigma_z$ は次式で算出される。

$$\text{cal}\sigma_z = M_y / Z \quad (M \leq M_y) \quad (2)$$

$$\text{cal}\sigma_z = M_p / Z_p \quad (M_p \leq M) \quad (3)$$

ここで、 Z は断面係数、 Z_p は塑性断面係数である。図 8 より、 K_I が大きいほど $\sigma_z / \text{cal}\sigma_z$ は大きい傾向となっており、パラメーターの傾向を捉えることができています。

4.3 止端部近傍の応力・ひずみ分布

図 9 にコラム角部外面の溶接止端部近傍における応力・ひずみ分布を示す。横軸の z は図 5 に示した節点 P1 からの距離であり、 M_p 時の結果である。図 9 より、最大主応力 σ_1 、相当塑性ひずみ ε_{eq} は溶着金属要素 (以下、DEPO) と熱影響部要素 (以下、HAZ) の境界に該当する節点 P1 近傍でピーク値となる。また、応力三軸度 τ についても σ_1 および ε_{eq} と同様に節点 P1 でピーク値となるが、HAZ とコラム母材要素 (以下、BM) の境界に該当する節点 P2 近傍におい

図9 止端部近傍の応力・ひずみ分布 (M_p 時)

図10 節点 P1, P2 近傍要素の応力・ひずみ比較 (M_p 時)

でもわずかに高い値を示している。

図10に M_p 時における応力・ひずみについて、節点 P1・P2 に隣接する要素 P1H・P1D・P2H・P2B の各節点で大きい方の値と K_t の関係を示す。 K_t が大きいモデルほど節点 P1 における σ_1 , ε_{eq} , τ は概ね大きくなる結果となっている。一方、節点 P2 においては節点 P1 の結果とは異なり、 K_t の大小によらず大差がみられない結果となっている。

5. コラムの変形能力と応力集中係数の対応

5.1 延性き裂発生箇所の検討

解析より得られた応力・ひずみ状態から延性き裂の発生箇所を検討する。図11に延性き裂駆動力 D と R の関係を示す。 R_{dc} は D が1となる時の R であり、表1に結果を併記している。 D は文献11)の延性き裂発生条件式を次式のように変形して得られる。

$$D = \varepsilon_{eq} \tau^2 / {}_t\varepsilon_u \quad (4)$$

ここで、 ${}_t\varepsilon_u$ は材料の真一様伸びであり、データの抽出は節点 P1, P2 に隣接する要素から行っている。本解析では要素 P1H, P1D, P2B の3箇所が先行して R_{dc} に到達する結果となっている。(a)に K_t が最大で要素 P1H が先行して R_{dc} に到達する No.1 モデル、(b)に K_t が ∞ の No.1 モデルを除いて中間程度で要素 P1D が先行して R_{dc} に到達する No.4 モデル、(c)に K_t が最小で要素 P2B が先行して R_{dc} に到達する No.8 モデルの結果を例として示している。

(a)より、No.1 モデルは R の上昇に伴い節点 P1 に隣接する要素の D が他の要素より増大し、わずかな差で要素 P1D より早期に要素 P1H が R_{dc} に到達する結果となっている。(b)より、No.4 モデルは No.1 モデルと同様に R の上昇に伴い節点 P1 に隣接する要素の D が他の要素より増大しているが、同一変形時の D は P1H より P1D の方が大きく、結果として P1D が先行して R_{dc} に到達している。本解析モデルにおいて No.1~6 モデルで節点 P1 に隣接する要素が先行して R_{dc} に到達する結果となっているが、このうち No.1 モデルのみ要

図11 $D-R$ 関係

図 12 R_{dc} の比較

素 P1H が先行して R_{dc} に到達する結果となっている。この要因としては、特に $\rho=0\text{mm}$ の No.1 モデルの場合、HAZ から DEPO にかけて急激にコラムの断面積が大きくなり、HAZ 側にひずみが集中するためであると考えられる。(c) より、No.8 モデルは節点 P1 に隣接する要素において No.2 モデルより同一変形時における D が低い値をとる挙動が明らかであり、これに対して要素 P2B の同一変形時における D は変化が小さいため、結果として要素 P2B が先行して R_{dc} に到達している。

5.2 延性き裂発生条件によるコラムの変形能力比較

図 12 に R_{dc} の比較を示す。図中には本解析モデルと断面サイズおよびせん断スパンが同一の実験結果³⁾を併記している。(a) は K_t , (b) は K_t への感度が最も高かった ρ , (c) は 2 番目に高かった f により比較を行うものである。

(a) より、 R_{dc} と K_t には相関がみられ、 K_t が大きいほど R_{dc} が小さくなる。No.1~6 モデルはボンド部である節点 P1 に隣接する要素が先行して R_{dc} に到達するが、No.7・8 モデルはコラム母材側である要素 P2B が先行して R_{dc} に到達しており、その値は 0.043rad (図 7 参照) を上回る結果となっている。実験においても K_t が大きいほど R_{dc} は小さく、延性き裂の発生箇所も変化する結果となっており、合致する傾向が得られている。(b) より、全体的には ρ が大きいほど R_{dc} は線形的に大きくなる傾向となっており、一見すると ρ に関する形状パラメーターのみでも概ね評価ができているように思われるが、 ρ が同じ No.2・3 モデルや No.7・8 モデルをみると f が異なることに起因して R_{dc} に差が生じる結果となっている。(c) より、 ρ が同じ場合には f が大きいほど R_{dc} が大きい、全体的には K_t や ρ と比較して R_{dc} に対する明瞭な傾向はみられない。このことから、感度解析結果と同様に、 f に関する形状パラメーターのみでは ρ ほど R_{dc} との明瞭な傾向を確認することが困難であることが有限要素解析結果からも確認された。

6. 結

本研究ではコラムと通しダイアフラム接合部における 25 度狭開先溶接部を対象として、溶接止端部の形状に着目した有限要素解析を行い、コラム角部の溶接止端部近傍における応力・ひずみ状態と、延性き裂発生条件により限界付けられるコラムの変形能力の関係を検討した。得られた知見を以下に示す。

- [1] 溶接止端部形状から算定される応力集中係数が大きいほど計算値で無次元化した溶接止端部の材軸方向応力度は大きな値を示す結

果となり、形状パラメーターに起因する傾向を捉えることができていた。

- [2] 応力集中係数が小さくなるにつれて溶接止端部の応力・ひずみが小さくなり、延性き裂発生条件式¹¹⁾により延性き裂発生箇所を検討した結果、延性き裂発生条件に先行して到達する要素が溶着金属と熱影響部の境界から熱影響部とコラム母材の境界へと変化する結果となった。
- [3] 応力集中係数が大きいほど延性き裂発生により限界付けられるコラムの変形能力は低下する。実験においても応力集中係数が大きいほど延性き裂発生までのコラムの変形は小さく、応力集中係数の変化に伴い延性き裂の発生箇所も変化する結果となっており、延性き裂の発生箇所とその時期について本解析モデルと断面サイズとせん断スパンが同一の実験結果³⁾と合致する傾向が得られた。

本解析結果は延性き裂の発生をコラムの変形限界と仮定する安全側の評価を行うものであり、延性き裂が発生・進展してから脆性破壊に転化するまでの変形能力は未解明である。コラムの変形能力を確保する止端部の形状条件を明らかにするためには、脆性破壊に転化するまでの変形能力に関する定量的な評価を行う必要があることに加え、実験結果との対応を検討する必要がある。また、本研究ではコラムの断面形状、スパンおよび材料特性を限定したうえでの評価にとどまっており、今後はこの点を併せて検討する必要がある。

謝辞

本研究は、日本鋼構造協会に設置された狭開先ロボット溶接技術フォローアップ委員会（委員長：森田耕次 千葉大学名誉教授）における活動の一環として実施したものである。また、日本鉄鋼連盟から鋼構造研究・教育助成事業のご支援を受けた。ここに記して深甚なる感謝の意を表します。

参考文献

- 1) 日本鋼構造協会：25 度狭開先ロボット溶接マニュアルー冷間成形角形鋼管と通しダイアフラム接合部への適用一，2013.10
- 2) 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ー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
- 3) 見波進，服部和徳，宗川陽祐，中野達也，早坂和美，増田浩志，本宮弘大：25 度狭開先ロボット溶接を適用した柱端接合部の性能評価 その 1~5，日本建築学会大会学術講演会梗概集，材料施工，pp.1155-1164，2016.9
- 4) 日本建築センター：2008 年度版 冷間成形角形鋼管設計・施工マニュアル，

2008.12

- 5) 辻勇：非荷重伝達型すみ肉溶接継手の止端部の応力集中係数の推定式，西武造船学会会報，第 80 巻，pp.241-251，1990.8
- 6) 中野達也，渡邊一夫：冷間成形角形鋼管柱端接合部への狭開先ロボット溶接の適用（ii）継手性能，日本建築学会大会材料施工部門パネルディスカッション資料「建築鉄骨における溶接施工技術の最前線」，pp.57-66，2014.9
- 7) 米沢友里，桑村仁：鉄骨溶接止端の実態調査（その 2：ミクロ形状調査），日本建築学会関東支部研究報告集，pp.101-104，2000.2
- 8) 宗川陽祐，中野達也，高木峻一，岡本晴仁：25 度狭開先ロボット溶接部における余盛形状に関する FEM 解析（その 2）－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 16）－，日本建築学会大会学術講演会梗概集，材料施工，pp.59-60，2012.9
- 9) 高木峻一，中野達也，岡本晴仁：25 度狭開先ロボット溶接部の応力・ひずみ状態とクリティカルポイント（その 1）－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 6）－，日本建築学会大会学術講演会梗概集，材料施工，pp.1065-1066，2011.9
- 10) 日本建築学会：建築耐震設計における保有耐力と変形性能（1990），鋼構造編，1990.10
- 11) 桑村仁，山本恵市：三軸応力状態における構造用鋼材の延性き裂発生条件，日本建築学会構造系論文集，第 477 号，pp.129-135，1995.11

[2017 年 10 月 4 日原稿受理 2017 年 11 月 24 日採用決定]