

フィレットを設けない鋼製橋脚隅角部の 未溶着高さが延性破壊に及ぼす影響

速水 景¹・葛 漢彬²・羽田 新輝³・森 翔吾⁴・鈴木 俊光⁵

¹学生会員 名城大学大学院建設システム工学専攻 (〒468-8502名古屋市天白区塩釜口1-501)
E-mail: 113437009@c alumni.meijo-u.ac.jp

²正会員 名城大学教授 理工学部建設システム工学科 (〒468-8502名古屋市天白区塩釜口1-501)
E-mail: gehanbin@meijo-u.ac.jp

³学生会員 名城大学大学院建設システム工学専攻 (〒468-8502名古屋市天白区塩釜口1-501)
E-mail: 123437016@c alumni.meijo-u.ac.jp

⁴学生会員 名城大学大学院建設システム工学専攻 (〒468-8502名古屋市天白区塩釜口1-501)
E-mail: 123437017@c alumni.meijo-u.ac.jp

⁵正会員 三菱重工鉄構エンジニアリング(株) 橋梁事業本部 (〒730-8642 広島市中区江波沖町5-1)
E-mail: toshimitsu_suzuki@mbe.mhi.co.jp

本研究は、溶接未溶着がフィレットなし鋼製橋脚隅角部の極低サイクル疲労き裂の発生と最終的な破壊モードに及ぼす影響を明らかにしようとした実験的検討である。かなり前に建設された都市高速道路の橋脚にはフィレットのないものが数多く実在する。一方、溶接構造物の施工時における溶接不具合(欠陥)の内在が問題視されている。このため、フィレットを極力小さくして、十字継手の溶接脚長の値を既往の実験供試体より小さくし、未溶着部から破壊するように設計した供試体について実験を行い、溶接未溶着高さが延性き裂発生性状に与える影響を実験的に検証した。実験の結果、未溶着高さの違いが延性破壊の特性を大きく影響することが明らかにされた。

Key Words : *Ductile crack initiation, Ductile fracture, Welding defect size, Beam-column connection, Extremely low cycle fatigue*

1. はじめに

1995年1月に発生した兵庫県南部地震では、多くの構造物が甚大な被害を受けたが、神戸ハーバーハイウェイP75鋼製橋脚においては隅角部に作用した強大な地震動の繰り返し荷重に起因する脆性破壊モードが初めて確認された¹⁾。それまでの土木鋼構造物設計基準では強大な地震動による脆性的な破壊は想定されておらず、以降、各研究機関において鋼製橋脚や鋼製隅角部を模擬した縮小モデルにより低・極低サイクル疲労に着目した繰り返し載荷実験が精力的に行われてきた。しかしながら、現在においても鋼製橋脚の耐震設計において地震時の脆性的な破壊に関する照査基準は確立されておらず、早急な照査方法の確立が望まれるところである。

これまで筆者らは鋼製橋脚の脆性的な破壊を防止する

観点より強大な地震力を受けた鋼構造物が脆性的な破壊に移行する前の延性き裂の発生に着目し、単柱式鋼製橋脚を対象に種々の実験のおよび解析的研究を行い延性き裂発生の評価手法を提案してきた²⁾⁶⁾。

一方、近年では溶接構造物の施工時における溶接不具合(欠陥)の内在が問題視されてきており、三木らによって鋼製橋脚隅角部の施工不具合に関する報告がなされている⁷⁾。同文献には昭和60年頃までに供用された鋼製橋脚隅角部の柱フランジと梁フランジとの溶接の溶け込み状況が示されているが、溶け込み率は数パーセント～100%まで様々であり、20～80%程度までの未溶着率の分布が多いようである。また、高度経済成長期とバブル経済期に製作された供用年数が50年を迎える鋼製橋脚隅角部には、大型車交通量の増加と重量超過車両の存在により大きな繰り返し応力が発生したこと、不完全溶け込み

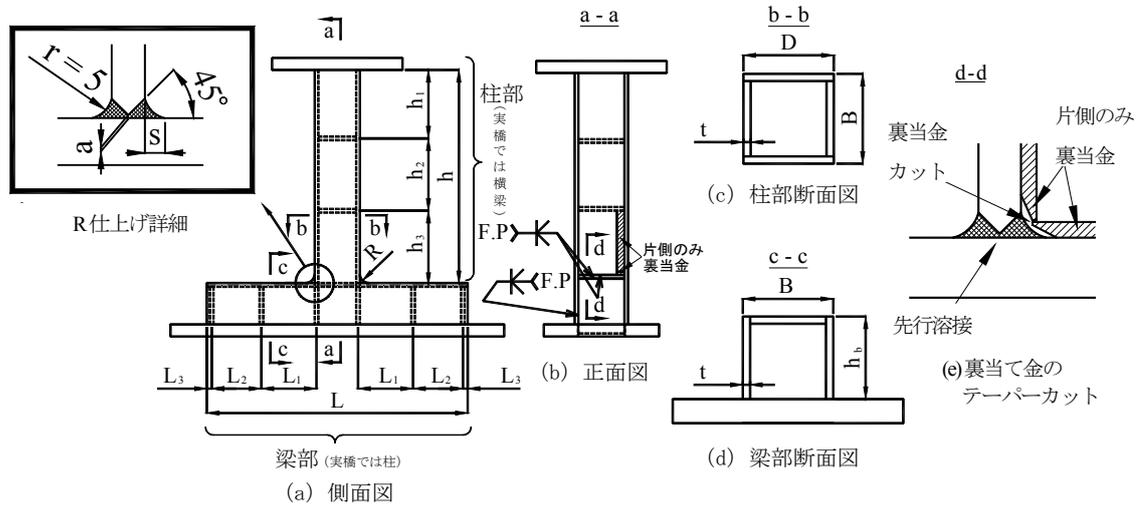


図-1 供試体概要図

部の近傍にせん断遅れによる局所的な高い応力が作用している事を起因とする多くの疲労き裂が見つかり⁸⁾、深刻な問題となっている。首都高速道路公団ではその対策として、隅角部に補強材としてフィレットを設置し、せん断遅れによる応力集中を低減する解析的検討⁹⁾¹⁰⁾が行われているものの、かなり前に建設された都市高速道路の橋脚にはフィレットのないものが数多く実在する。

筆者らは、これまでに完全溶け込み溶接が要求される鋼製橋脚隅角部を想定した梁-柱接合部の十字溶接部に溶接未溶着を導入し、このような不完全な溶接部を有する鋼厚肉部材の極大地震時における破壊メカニズムの解明のため、繰り返し載荷実験を行ってきた¹¹⁾¹²⁾。また、これらの繰り返し載荷実験を元に、溶接形状や欠陥性状をより忠実に再現したソリッド要素による3次元弾塑性有限変位 FEM 解析を実施し、筆者らが提案する延性き裂発生の評価を行った¹⁴⁾。その結果、溶接未溶着高さを大きくすることで未溶着近傍でひずみ集中が起き、延性き裂発生に大きく影響することが確認された。また、十字継手の溶接未溶着部からの破壊に関して、十字継手の溶接脚長を大きくすることで未溶着部からの破壊が発生する可能性を低減できることを確認した。

一連の研究結果の検証と追加の検証として、本研究では、フィレットを極力小さくして、十字継手の溶接脚長の値を既往の実験供試体より小さく設定し、未溶着部から破壊することを想定した供試体の繰り返し載荷実験により鋼製橋脚の梁-柱接合部の未溶着高さが延性破壊に与える影響を検証した。

2. 実験概要

(1) 実験供試体

実験供試体は鋼製橋脚と横梁の剛構造からなる隅角部を模擬した無補剛厚肉断面の梁-柱の接合部として

いる。供試体の使用材質は、実橋脚で使用が多い SM490Y クラスであり、板厚は 12mm とした。供試体および仕上げの概要図を図-1 に示す。

供試体の柱部にはそれぞれ h_1 , h_2 , h_3 の間隔で、梁部には L_1 , L_2 , L_3 の間隔でダイヤフラムが設置されている。なお、前述の通り、供試体は鋼製ラーメン橋脚の隅角部を想定しており、実橋脚との対比では供試体の柱部が実橋の梁、梁部が実橋の柱となる。

供試体における梁-柱交差部の十字継手溶接部はビード表面の曲面仕上げ (R 仕上げ) とし、R 仕上げの半径は 5mm 程度とした。溶接仕上げに関して、R 仕上げと止端仕上げの 2 種類が挙げられるが、一般的に溶接部の仕上げで適用されることの多いのは止端仕上げである。しかし、R 仕上げのようにビード表面も滑らかに仕上げた場合、ひずみ集中を緩和させる効果が期待されるため、本研究では R 仕上げの場合について実験を行った。なお、仕上げ部はグラインダー等による仕上げ傷が残らないように留意するとともに、ビード形状の凹凸に伴うひずみ集中の影響をできるだけ少なくするために、三線交差部の三方向からの溶接ビードラップ部分の余盛を取り除いた。また、本供試体は実構造の鋼製橋脚隅角部の板組や隅角部の溶接仕上げ方法を再現して製作を行っている。実際には梁-柱におけるフランジ交差部の十字溶接部を先行で溶接施工した上で、フランジとウェブの溶接を行った。なお、供試体のサイズ制約および組み立て手順より、最後に溶接を行う梁・柱のウェブおよび柱内のダイヤフラム (梁の控えフランジ) については裏当て金による片面裏波溶接とした (図-1 (b))。また、裏当て金が十字溶接にかかる部分はテーパークットし、溶接部に当たらないよう配慮した (図-1 (e))。

一般的な隅角部の設計においては、梁-柱幅の 1/2 程度を剛域として構造解析を行い、塑性化を許容しない設計が行われるが、供試体の設計において、柱については

表-1 供試体の実測寸法 (単位: mm)

供試体名	h	h_1	h_2	h_3	h_b	L	L_1	L_2	L_3	B	D	t	R	a	s	r_a
S30-0-5-R-VC-MD	670	225	225	225	163	857	168	164	16	175	176	12.10	7	0	5.0	2.5
S30-2-5-R-VC-MD	671	225	225	225	164	857	168	164	16	176	177	12.10	8	2.6	11.7	3.8
S30-5-5-R-VC-MD	669	225	225	225	165	860	168	164	16	174	176	12.20	7	9.0	6.6	—
S30-8-5-R-VC-MD	670	225	225	225	165	858	168	164	16	175	175	12.20	5	10.0	6.8	2.8

Notes :

- 1) h =柱部高さ (梁フランジ表面から, $=h_1+h_1+h_1-t/2$), L =梁部高さ, B =フランジ幅, D =ウェブ幅, t =板厚, R =フィレット半径, a =溶接未溶着高さ, s =ビード脚長, r_a =のど厚
- 2) 供試体について, 例) S30-○-△-R-VC-MD, S: 鋼製, 30: 幅厚比パラメータの小数点以下2桁, ○: 未溶着高さ, △: フィレット半径, R: 仕上げ性状 (R: R仕上げ), VC: 両振漸増変位振幅載荷, MD: 脚長変更区分を表す.

表-2 構造パラメータ, 降伏荷重と降伏変位

供試体名	R_f	$\bar{\lambda}$	H_y (kN)	δ_y (kN)
S30-0-5-R-VC-MD	0.297	0.306	193.6	4.49
S30-2-5-R-VC-MD	0.299	0.304	195.8	4.48
S30-5-5-R-VC-MD	0.312	0.325	221.6	5.04
S30-8-5-R-VC-MD	0.314	0.327	220.5	5.08

Note : R_f =幅厚比パラメータ, $\bar{\lambda}$ =細長比パラメータ,
 H_y =降伏水平荷重, δ_y =降伏水平変位

表-3 鋼材の引張試験結果

σ_y (MPa)	ϵ_y (%)	σ_u (MPa)	ϵ_u (%)	ν	E (GPa)	E_{sg} (GPa)	ϵ_{sg} (%)
421	0.197	517	26.0	0.277	213	2.8	2.77

Note : σ_y =降伏応力, ϵ_y =降伏ひずみ, σ_u =引張強さ, ϵ_u =破断ひずみ, ν =ポアソン比, E =ヤング率,
 E_{sg} =ひずみ硬化開始時の硬化係数, ϵ_{sg} =ひずみ硬化開始時のひずみ

き裂発生前に繰り返し载荷に伴う母材の局部座屈による耐荷力低下を防止するために幅厚比パラメータ R_f を 0.3 として設計を行い, その断面を梁にも適用して隅角部を構成した. 幅厚比パラメータは次式により定義される.

$$R_f = \frac{b}{t} \sqrt{\frac{12(1-\nu^2)}{\pi^2 \cdot 4n^2}} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}} \quad (1)$$

ここに, b =フランジの板幅, t =フランジの板厚, σ_y =降伏応力, E =弾性係数, ν =ポアソン比, n =サブパネル数 (本研究の対象は無補剛断面であるため $n=1$) である.

供試体の名称はそれぞれ, S (鋼製部材) 30 (幅厚比パラメータの 100 倍の値) - 8 (十字溶接部に内在する溶接未溶着高さ) - 5 (フィレット半径) - R (溶接仕上げ内容) - VC (载荷パターン) - MD (脚長変更) を表す.

「MD」については, 過去の実験供試体^{11), 12)}が $s=10\text{mm}$

の溶接脚長であったことに対し, 本研究では $s=5\text{mm}$ に変更していることを表す.

今回実験に用いた供試体の実測寸法と, 構造パラメータを表-1, 表-2 にそれぞれ示す. フィレットなしを模擬するためにフィレットを極力小さくして, フィレット半径を 5mm (設計値) とした. また, 十字継手の溶接脚長の値を既往の実験供試体より小さく設定している. 未溶着高の影響を検討するためには, これまでの検討と同様に, 0, 2, 5 および 8mm とした. 過去の実験¹⁵⁾では, 未溶着高さの値が $a=5\text{mm}$ (板厚に対する断面欠損率 42%) から $a=8\text{mm}$ (板厚に対する断面欠損率 67%) になると, き裂発生時期が大幅に早くなることが報告されている.

表-3に本実験で用いた材料の引張試験結果を示す. 材料定数は, 供試体の製作に使用した鋼材の引張試験により求めた応力-ひずみ曲線から, 弾性域での直線部分を

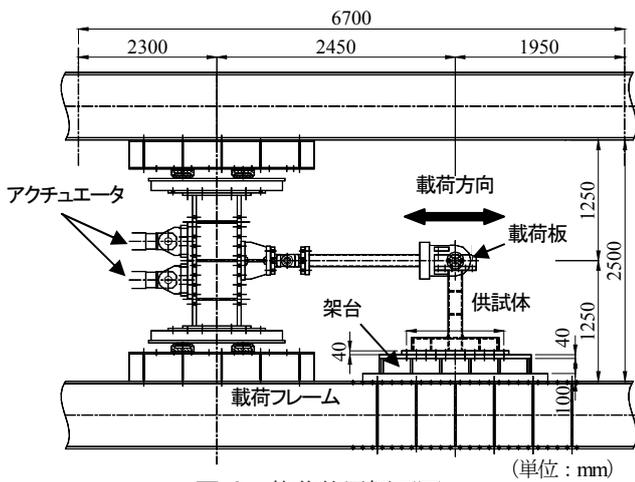


図-2 載荷装置概要図

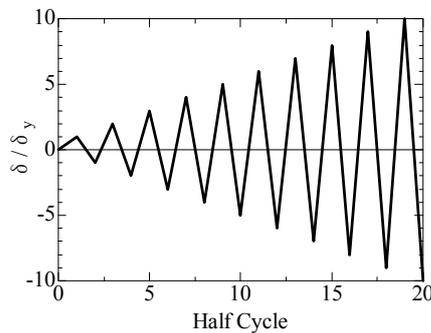


図-3 載荷パターン

最小二乗法により近似した傾きからヤング係数 E 、降伏棚での応力の平均より降伏応力 σ_y 、ひずみ硬化開始時の傾きを最小二乗近似して得た傾きよりひずみ硬化係数 E_s 、 $\sigma_y = E_s \epsilon_y$ の関係から得た降伏ひずみ ϵ_y を求めた。さらに、横ひずみのグラフにおける初期の直線部分を最小二乗近似して得た傾き E_1 と E の比からポアソン比 ν を求めた。

(2) 実験装置概要

本実験の実験装置の概略図を図-2に示す。水平方向の荷重は載荷フレームの柱に固定したアクチュエータ(±1000 kN)により載荷を行い、2本のアクチュエータの水平ストロークにより供試体頂部に水平変位が与えられる仕組みになっている。またアクチュエータの先端にはヒンジを取り付け、常に水平方向に載荷できる構造となっている。供試体と架台および載荷板、架台と載荷フレーム間はそれぞれ高力ボルトで連結した。

なお、本実験は隅角部の板組および十字継手部の溶接性状に着目した実験であり、供試体の梁部をベースプレートに固定しており、実際の梁-柱からなる隅角部の曲げ性状を完全に再現するものではないが、この影響は今後、解析を含め検討予定である。

(3) 載荷パターン

繰り返し載荷はアクチュエータの変位制御により供試

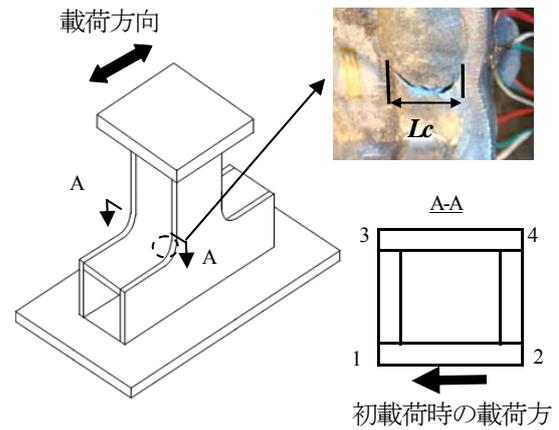


図-4 隅角部の角番号とき裂長さの定義

体の降伏変位 δ_y を基準とした載荷を行う。本研究で採用した載荷パターンは、図-3のような1サイクル毎の漸増変位振幅載荷である。この理由については定変位振幅載荷の場合、過去の研究成果⁴⁾より10~15 δ_y 付近での繰り返し載荷により延性き裂が発生することが確認されているが、大きな振幅を載荷し初期段階から過大な塑性ひずみを与えるのではなく、ひずみの増大に伴う延性き裂の発生状況を比較検証することが望ましいと考えたためである。

3. 実験結果

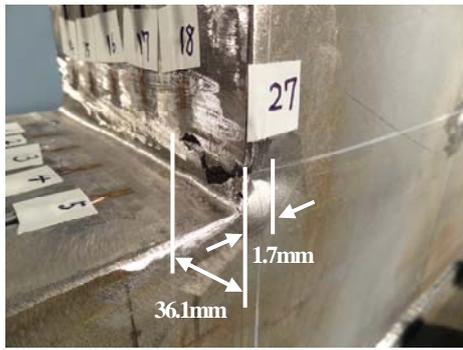
き裂の発生および進展挙動については載荷中の各ステップおよび載荷変位の折り返し点で目視とデジタルカメラの画像による確認とき裂寸法の計測を行った。そのため、き裂確認時点と実際のき裂発生点異なる可能性がある。したがって、本研究では、き裂発生タイミングを実際より遅く評価することを避けるために、き裂発生時期の定義は文献2)と同様にした。

図-4には隅角部の角部番号およびき裂長さの定義を示す。本実験ではき裂が1~2mm程度に達した時をき裂発生と定義した。なお、き裂長さはき裂両端の直線距離をき裂長さとし、これを L_c とする。

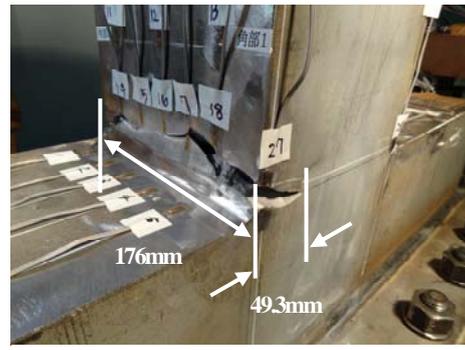
(1) き裂進展挙動

写真-1にS30-0-5-R-VC-MD, S30-2-5-R-VC-MD, S30-5-5-R-VC-MD, S30-8-5-R-VC-MDの載荷終了時の状況写真を示す。

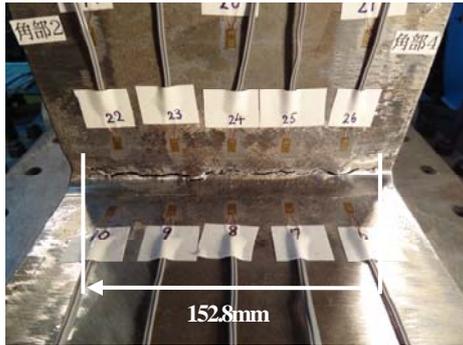
写真-1(a),(b)に示す未溶着高さ $\alpha=0$, 2mm(板厚に対する断面欠損率0~16%程度)の供試体では、フィレット上端部でき裂が発生し、フランジ中央およびウェブ中央へ向かってき裂が進展していった。一方、写真-1(c),(d)に示す未溶着高さ $\alpha=5$, 8mm(板厚に対する断面欠損率42~67%程度)の供試体では、溶接ビード部でき裂が確認され、溶接未溶着が内在する十字継手方向に沿ってき裂



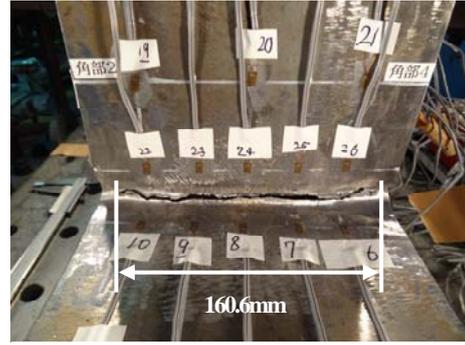
(a) S30-0-5-R-VC-MD



(b) S30-2-5-R-VC-MD



(c) S30-5-5-R-VC-MD



(d) S30-8-5-R-VC-MD

写真-1 各供試体の破壊モード

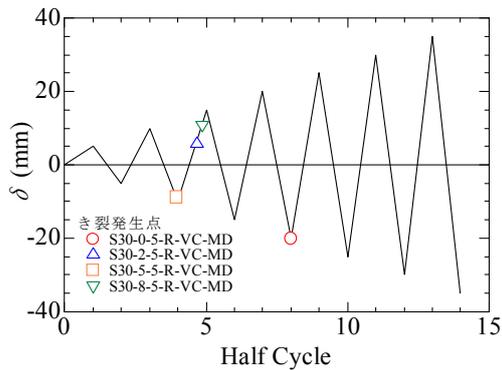


図-5 各供試体のき裂発生点までの半サイクル数比較

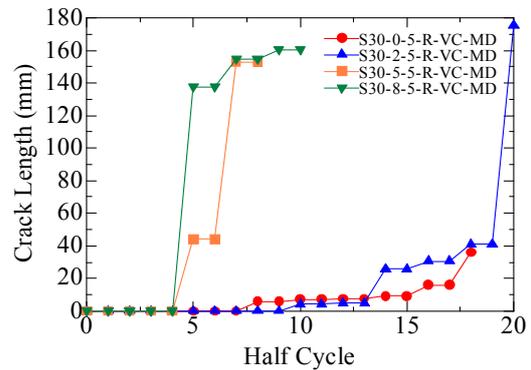


図-6 各供試体のき裂進展状況比較

が進展し、大幅に荷重が低下したのち実験を終了した。未溶着高さ $a=0, 2\text{mm}$ の供試体と未溶着高さ $a=5, 8\text{mm}$ の供試体とのき裂進展挙動において、破壊モードが明らかに異なっており、未溶着高さ $a=5, 8\text{mm}$ （板厚に対する断面欠損率42~67%程度）の供試体では本実験の未溶着高さ $a=0, 2\text{mm}$ （板厚に対する断面欠損率0~16%程度）の供試体のようにフィレット上端部などのウェブ板母材でき裂が発生したのではなく、溶接未溶着部からき裂が発生したことが推察される。

(2) き裂発生時期および発生位置の比較

図-5,6に各供試体におけるき裂発生点、き裂が最も進展した箇所のき裂進展長さの比較を、写真-2に各供試体

の断面切断状況を、表-4にき裂発生点および発生高さの比較を示す。き裂発生点について、溶接未溶着部でき裂が発生したS30-5-5-R-VC-MD, S30-8-5-R-VC-MDの供試体においては、き裂が溶接ビード表面へ進展し、目視による確認でき裂発生時期を判定した。図-5においてそれぞれ、○：未溶着高さ $a=0\text{mm}$ の供試体のき裂発生点、△： $a=2\text{mm}$ の供試体のき裂発生点、□： $a=5\text{mm}$ の供試体のき裂発生点、▽： $a=8\text{mm}$ の供試体のき裂発生点を示す。

き裂発生時期において、未溶着高さのない供試体（ $a=0\text{mm}$ ）と未溶着高さのある供試体（ $a=2, 5, 8\text{mm}$ ）を比較すると、き裂発生時期が最大で4半サイクル異なっており、未溶着高さの有無によるき裂発生時期の違いが確認された。



(a) S30-0-5-R-VC-MD



(b) S30-2-5-R-VC-MD



(c) S30-5-5-R-VC-MD



(d) S30-8-5-R-VC-MD

写真-2 き裂発生近傍の供試体断面

表-4 き裂発生点および発生位置の比較

供試体名	実験でのき裂発生点	定義上でのき裂発生点	き裂発生高さ
S30-0-5-R-VC-MD	8 Half Cycle (-4 δ y)	6 Half Cycle (-3 δ y)	9.8mm
S30-2-5-R-VC-MD	4 Half Cycle (-2 δ y→3 δ y)	3 Half Cycle (2 δ y)	1.3mm
S30-5-5-R-VC-MD	3 Half Cycle (2 δ y→2 δ y)	2 Half Cycle (-1 δ y)	1.7mm
S30-8-5-R-VC-MD	4 Half Cycle (-2 δ y→3 δ y)	3 Half Cycle (2 δ y)	2.7mm

写真-2の断面写真を見ると、写真-2(a),(b)のS30-0-5-R-VC-MD, S30-2-5-R-VC-MDである未溶着高さ $a=0, 2\text{mm}$ の供試体は、フレット上端部でのき裂がせん断破壊を伴って柱フランジや柱ウェブに進展しており、未溶着高さ $a=2\text{mm}$ （板厚に対する断面欠損率16%程度）の供試体では溶接未溶着部からき裂が発生していないことが確認できる。一方、写真-2(c),(d)の未溶着高さ $a=5, 8\text{mm}$ （板厚に対する断面欠損率42～67%程度）の供試体では、き裂は溶接未溶着内部から発生し、十字継手ビード表面に進展していることから、十字継手部の溶接脚長の他に継手内部に内在する未溶着高さも破壊過程の支配的要因となることが考えられる。

また、未溶着高さのある供試体 ($a=2, 5, 8\text{mm}$) では、き裂発生時期に大きな違いがみられないものの、図-6のき裂進展長さより、未溶着部から破壊する供試体とウェブ板母材から破壊する供試体とのき裂進展状況は大きく異なり、未溶着高さ $a=5, 8\text{mm}$ の供試体が脆性的な破壊を

伴ってき裂が進展していることが分かる。

(3) 水平変位—水平荷重関係

図-7に実験供試体の水平荷重—水平変位履歴曲線を示す。本研究のこれまでの実験では、各サイクルの折り返し時点の荷重が最大荷重に比べて10%以上低下した場合、実験を終了していた。しかしながら、図-7(a)の未溶着高さ $a=0\text{mm}$ の供試体においては、荷重が10%低下するまでの実験を行っていないことを補足する。

同図より、全体的に初期剛性、最大荷重は概ね一致しているものの、き裂が発生した後の荷重—変位関係は、き裂が発生する場所が内部か外部かによって大きな違いが見られる。

未溶着内部でき裂が発生する供試体に関して、き裂が発生した後、数半サイクル以内に急激に破壊が進展したため、水平荷重が大きく低下していることが分かる。未溶着内部で起きた破壊が十字継手方向に沿って進展し、

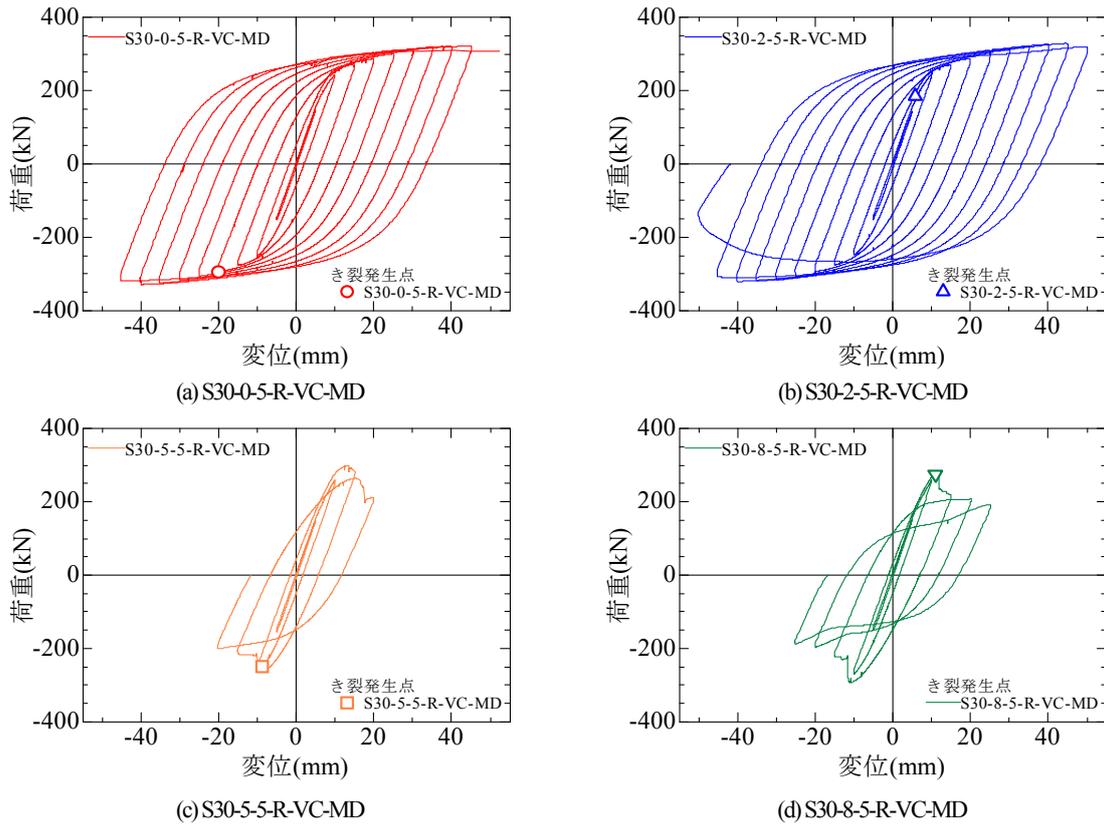


図-7 水平荷重—水平変位関係



写真-3 十字継手の破壊状況

写真-3に示すように、十字継手の柱部フランジ板を繋ぐ溶接部にき裂が進展し、耐荷力が失われた状態である。しかし、荷重低下した後、直ちに実験供試体は終局状態に至らず、荷重が安定する現象が見られた。これは、フランジ板の溶接十字継手にはき裂が進展したが、フィレットを有するウェブ板が荷重を受け持ち、急激な荷重低下に至らなかったと考えられる。そして、ウェブ板のみの状態で繰り返し載荷を行う最中、フィレットが面外に座屈しながら耐荷力が徐々に低下していった。

(4) ひずみ履歴

本実験におけるひずみの測定箇所、ゲージ番号を図-8に示す。ひずみの測定箇所は、柱フランジ側はひずみゲ

ージNo.1～No.2, No.5～No.6のき裂が発生した面の隅角部付近の初期にき裂が起こった角部付近のひずみをピックアップした。ひずみゲージは2mmの塑性ゲージ(YFLA-2:東京測器研究所)を使用した。

図-9に各供試体のひずみ履歴を示す。同図より、未溶着部からき裂が発生する供試体において、き裂発生時期の実験供試体フランジ表面のひずみが約0.1～0.6%と非常に小さい時点でき裂が発生していることが確認できる。しかし、未溶着部からではなく、フィレット上部からき裂が発生するような実験供試体において、隅角部の三線交差部近傍である柱フランジひずみゲージNo.1, 2, 5, 6のひずみの値が約2%でき裂が発生していることより、未溶着部からき裂が発生する供試体はひずみゲージを貼付した柱フランジの部材表面でなく、溶接未溶着近傍でひずみが集中し、そこからき裂が発生していると考えられる。

4. 結言

本研究ではフィレット半径を極力小さくして、十字継手の溶接脚長の値を既往の実験供試体より小さくし、未溶着部から破壊するように設計した供試体の繰り返し載荷実験を行うことにより、き裂発生・進展挙動を明らかにし、き裂発生・進展状況、水平荷重—水平変位関係、

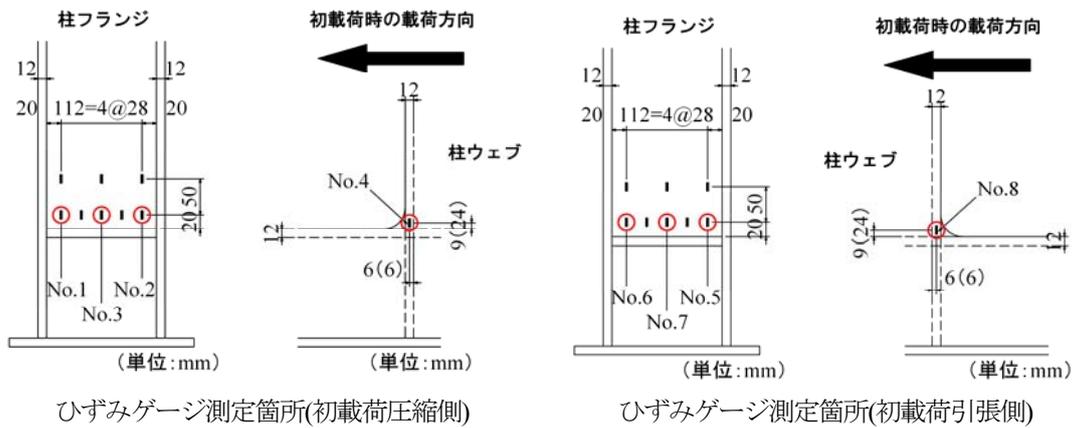
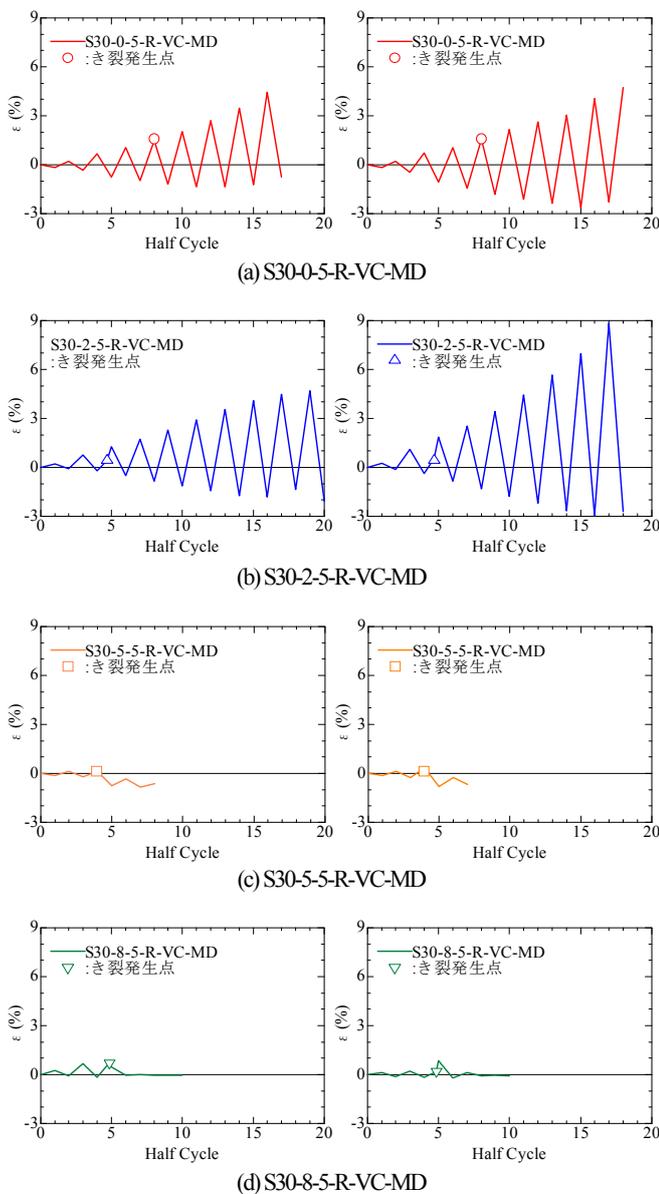


図-8 ひずみゲージ貼り付け位置図およびゲージ番号



(i) No.1, No.5

(ii) No.2, No.6

図-9 ひずみ履歴

ひずみ履歴の面から鋼製橋脚の梁-柱接合部の未溶着高さが延性破壊に与える影響を検証した。得られた知見を以下に示す。

- 1) 未溶着高さ $a=0, 2\text{mm}$ (板厚に対する断面欠損率0~16%程度)の供試体では、フレット上端部でき裂が発生し、未溶着高さ $a=5, 8\text{mm}$ (板厚に対する断面欠損率42~67%程度)の供試体では、溶接未溶着部からき裂が発生した。
- 2) 未溶着高さのない供試体 ($a=0\text{mm}$) と未溶着高さのある供試体 ($a=2, 5, 8\text{mm}$) を比較すると、き裂発生時期が最大で4半サイクル異なっており、未溶着高さの有無によるき裂発生時期の違いが確認された。
- 3) 未溶着高さのある供試体 ($a=2, 5, 8\text{mm}$) では、き裂発生時期に大きな違いがみられないものの、き裂進展状況において、未溶着部から破壊する供試体とウェブ板母材から破壊する供試体とは大きく異なり、未溶着高さ $a=5, 8\text{mm}$ の供試体が脆性的な破壊を伴ってき裂が進展していることが確認された。
- 4) 溶接未溶着部からき裂が発生する今回のような実験供試体において、十字継手部の溶接脚長の他に継手内部に内在する未溶着高さも破壊過程の支配的要因となることが考えられる。
- 5) 未溶着部から破壊する供試体のき裂長さは終局状態付近で急激に進展した。これは、き裂が十字継手の溶接未溶着部内部に沿って進展し、溶接表面部へ急激に進展したと考えられる。
- 6) 荷重-変位関係において、全体的に初期剛性、最大荷重は概ね一致しているものの、き裂が発生する場所が内部か外部かによって、その後の荷重-変位履歴に大きな違いが見られた。

- 7) 未溶着部から破壊する供試体のひずみ履歴において、き裂発生時期の実験供試体フランジ表面のひずみが約0.1～0.6%と非常に小さい時点でき裂が発生しており、部材表面のひずみが小さい状況でも未溶着部から破壊が起こり、脆性的な破壊を生じる可能性が高い。

謝辞：本研究の一部は、平成24年度に採択された科学研究費補助金・基盤研究(C) (研究代表者：葛 漢彬；課題番号：24560588) の助成を受けて実施されたものである。

参考文献

- 1) 岡下勝彦, 大南亮一, 道場康二, 山本晃久, 富松実, 丹治康行, 三木千壽：兵庫県南部地震による神戸港港湾幹線道路 P75 橋脚隅角部におけるき裂損傷の原因調査・検討, 土木学会論文集, No.591/I-43, pp.243-261, 1998.4.
- 2) 葛漢彬, 大橋正稔, 田島僚：鋼製厚肉断面橋脚における延性き裂の発生とその進展に関する実験的研究, 構造工学論文集, Vol.53A, pp.493-502, 2007.3.
- 3) 葛漢彬, 津村康裕：鋼製厚肉断面橋脚における延性き裂発生の評価に関する実験的および解析的研究, 構造工学論文集, Vol.55A, pp.605-616, 2009.3.
- 4) 葛漢彬, 藤江渉, 田島僚：鋼構造物の延性き裂発生の評価法の実験データによる検証, 構造工学論文集, Vol.55A, pp.617-628, 2009.3.
- 5) 鈴木俊光, 葛漢彬, 藤江渉：繰り返し荷重を受ける鋼製橋脚隅角部の延性き裂発生評価に関する実験データによる検証, 第 13 回地震時保有水平耐力法に基づく橋梁等構造の耐震設計に関するシンポジウム講演論文集, pp.229-234, 2010.2.
- 6) 葛漢彬, 藤江渉, 岩田勝成：ランダムな繰り返し載荷を受ける鋼製橋脚の延性き裂発生・進展挙動及び照査法の検証, 構造工学論文集, Vol.56A, pp.342-355, 2010.3.
- 7) 三木千壽, 平林泰明：施工の不具合を原因とする疲労損傷：土木学会論文集 A, Vol.63, No.3, pp.518-532, 2007.7.
- 8) 森河久, 下里哲弘, 三木千壽, 市川篤司：箱断面柱を有する鋼製橋脚に発生した疲労損傷の調査と応急対策, 土木学会論文集, Vol.2002, No.703, I-59, pp.177-183, 2002.4.
- 9) 時田英夫, 並川賢治, 溝口孝夫, 町田文孝, 澁谷敦, 宮森雅之, 清川昇悟：新設鋼製橋脚隅角部におけるフィレット構造の応力低減効果 (その 1) ～ (その 3), 土木学会第 58 回年次学術講演会, I-424～426, pp.847-852, 2003.9.
- 10) 尾身正司, 飯古道則, 齊藤史朗, 三木千壽：矩形鋼製橋脚隅角部の疲労損傷と補強設計 (その 2), 土木学会第 57 回年次学術講演会, I-297, pp.〇〇〇-〇〇〇, 2002.9.
- 11) 鈴木俊光, 葛漢彬, 小野恵亮：完全溶け込み溶接部に未溶着を有する鋼厚肉部材の延性き裂発生に関する実験的研究, 構造工学論文集, Vol.57A, pp.479-489, 2011.3.
- 12) 葛漢彬, 鈴木俊光, 速水景, 岩田勝成：異なる溶接未溶着幅を有する鋼部材の延性き裂発生と進展性状に関する実験的研究, 土木学会第 66 回年次学術講演会, I-183, pp.365-366, 2011.9.
- 13) 速水景, 鈴木俊光, 羽田新輝, 葛漢彬：未溶着を有する鋼製橋脚隅角部の溶接ビード脚長の変更による延性き裂発生への影響に関する解析的研究, 平成 23 年度土木学会中部支部研究発表会, I-13, pp.25-26, 2012.3.
- 14) 羽田新輝, 速水景, 鈴木俊光, 葛漢彬：ルートギャップが存在する鋼厚肉部材の未溶着高さおよびフィレット半径の違いによる延性き裂発生・進展への影響に関する実験的研究, 平成 23 年度土木学会中部支部研究発表会, I-10, pp.19-20, 2012.3.

(2012.9.21 受付)

EFFECT OF WELDING DEFECTS ON DUCTILE FRACTURE OF STEEL BEAM-COLUMN CONNECTIONS WITHOUT FILLET

Kei HAYAMI, Hanbin GE, Shinki HADA, Shogo MORI and Toshimitsu SUZUKI

In this study, cyclic loading tests were conducted to clarify the extremely low cycle fatigue crack (ductile crack) initiation and failure mode in thick-walled steel beam-column connection without fillet. To clarify the performance of ductile crack initiation resulted from the effect of welding defect, the test specimens which were designed by introducing different defect size of 0 to 8mm, were manufactured. As a result of experiment, properties of ductile crack initiation which depend on the difference of the welding defect size were clarified.