

ソリッドモデルによる未溶着を有する鋼厚肉部材の延性き裂発生の評価に関する検討

不二総合コンサルタント株式会社 正会員 ○岩田 勝成
 名城大学大学院 正会員 鈴木 俊光
 名城大学 正会員 葛 漢彬

1 まえがき

鋼製橋脚の延性き裂に起因する脆性的な破壊挙動の解明、またその防止法・照査法を確立するため鋼製橋脚に対する極低サイクル疲労試験はこれまで多く行われてきた。近年では溶接構造物の施工時における溶接欠陥の内在が問題視されてきており、これらの構造物は地震などの強力な外力を受けた場合にどのような破壊モードを呈するかなどの研究は少ない。よって、近年では溶接構造物の施工時における溶接欠陥の内在が問題視されてきており、これらの構造物は地震などの強力な外力を受けた場合にどのような破壊モードを呈するかなどの研究は少ない。本研究では、溶接形状や欠陥性状を再現したソリッド要素を用いた3次元弾塑性有限変位解析により検討することを試み、実験データとの整合性を確認した上で、解析により算出される累積塑性ひずみによる損傷度評価により、延性き裂発生の評価を試みる。

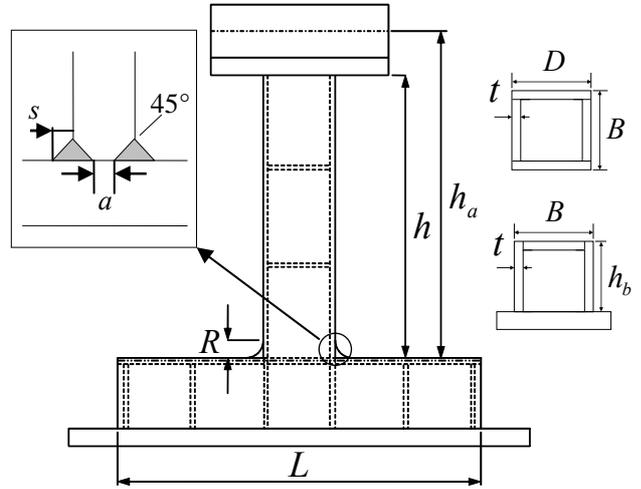


図-1 供試体概要図

表-1 供試体寸法表(単位:mm)

供試体名	h	h _a	h _b	L	B	D	t	R	a	s	仕上げ
S30-0-15-A-VC	666	770	163	857	175	173	11.77	16	0	13	As Weld
S30-0-15-R-VC	666	770	164	858	175	174	11.77	16	0	14.5	R
S30-0-15-T-VC	666	770	164	858	175	174	11.77	16	0	13.8	止端
S30-2-30-R-VC	667	770	164	858	174	175	11.77	28	2.5	14.5	R
S30-2-15-R-VC	666	770	164	858	175	174	11.77	16	*	14.3	R
S30-5-30-R-VC	667	770	163	857	175	174	11.77	28	5.4	15.2	R
S30-5-15-R-VC	667	770	164	857	175	173	11.77	16	5.3	14.7	R
S30-8-30-R-VC	666	770	164	857	175	174	11.77	28	7.9	17	R
S30-8-15-R-VC	666	770	163	858	175	175	11.77	16	8.8	15.8	R

Note :

h=柱部高さ, L=梁部長さ, B=フランジ幅, D=ウェブ幅, t=板厚
 R=フィレットの曲率半径, a=溶接未溶着幅, s=溶接ビード脚長*:
 未溶着部の目視による実測不可を示す。

2 解析概要

2.1 使用供試体

供試体概要図, 供試体の寸法および構造パラメータおよび材料定数を図-1, 表-1 にそれぞれ示す。図-1 に示すように、鋼製橋脚隅角部を模擬した供試体を用いた。使用した鋼種はSM490YA である。

2.2 載荷方法

載荷方法については図-2 に示すような漸増変位振幅載荷である。降伏変位を基準とした漸増変位振幅載荷を載荷パターンとし、き裂発生 の時期や破壊性状を統一的に比較評価することとした。

2.3 解析モデル

解析モデルの概要を図-3 に示す。解析には汎用解析プログラム ABAQUS ver.6.8 を使用した。柱部基部付近の隅角部の局所的なひずみ を出力することを考慮して、柱部基部から B の高さまでを 8 節点汎用ソリッド要素 C3D8R を用いてモデル化し溶接部及びフィレット R 部では 6 節点汎用ソリッド要素 C3D6 を用いた。延性き裂発生箇所近傍の柱部基部の隅角部のメッシュサイズについては、最小サイズが 2mm×2mm×2mm となるように分割をし、図-3(b)の拡大図

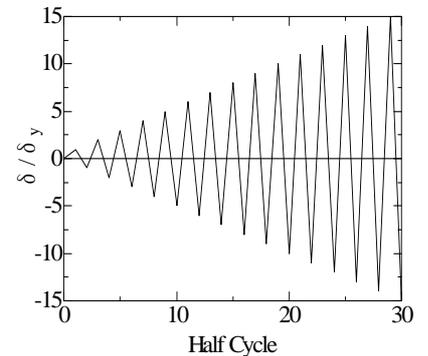


図-2 載荷パターン

のようである。柱部基部から B 以上については Timoshenko 梁理論に基づく梁要素 B31OS を用いてモデル化し、図-3(c)に示すように梁要素下端と柱部のソリッド要素上端を結合した。なお、解析モデルの対称性および解析時間の短縮を考慮し、フランジ中心から半分をモデル化したソリッド要素において梁部は各ダイヤフラム 1 つ分までを

キーワード：極低サイクル疲労, 延性き裂, 溶接未溶着, 繰り返し載荷解析, ソリッドモデル, 照査法

連絡先：〒468-8502 名古屋市天白区塩釜口 1-501 名城大学理工学部建設システム工学科 TEL 052-838-2342

モデル化した。境界条件については梁部下端を完全固定とし、柱中心の断面が z 軸対称となるように設定した（すなわち x 軸および y 軸回りの回転と、 z 軸方向の変位を拘束した）。材料構成則はバイリニア型移動硬化則を用い、パラメータには引張試験結果を使用した。荷重方法は実験と同様、柱部頂部に水平変位 δ を与えた。

2.4 損傷度

既往の研究では、Miner 則および Manson-Coffin 則に基づく損傷度により延性き裂発生を評価できることを確認した。シェル要素を用いた解析から、鋼部材の塑性ひずみ-き裂発生寿命から、鋼製橋脚隅角部のき裂発生寿命が概ね予測できることが知られている。そこで、本研究においてソリッド要素にて累積疲労損傷度を用いて検討を行う。

$$D = C \sum (\epsilon_{pr})^m \tag{1}$$

ここで式(1)において、 C 、 m は鋼種によって決まる定数で (SM490YA に対しては $C=9.69$, $m=1.86$)、 ϵ_{pr} は塑性ひずみ範囲である。塑性ひずみの抽出法にはレンジ法を用いた。 $D=1$ となった時点での Half Cycle を解析による予測延性き裂発生点とする。

3 解析結果

今回解析上ひずみが最も卓越した要素での損傷度 D を式(1)により算出した。図-4 はモデル上でのひずみ集中部を赤枠で示し、黒線×印は実験での延性き裂発生点を示す。また図-5 については式から求められた損傷度 D の分布であり黒破線は定義上でのき裂発生点、赤破線は実験で目視とデジカメによる観察から得られたき裂発生点を示す。

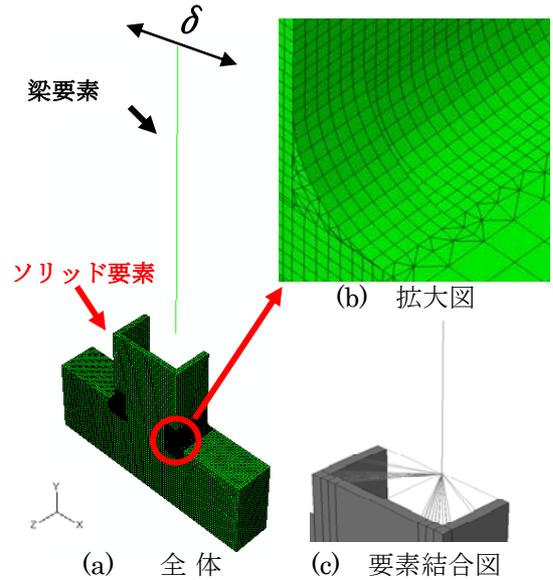


図-3 モデル概要図

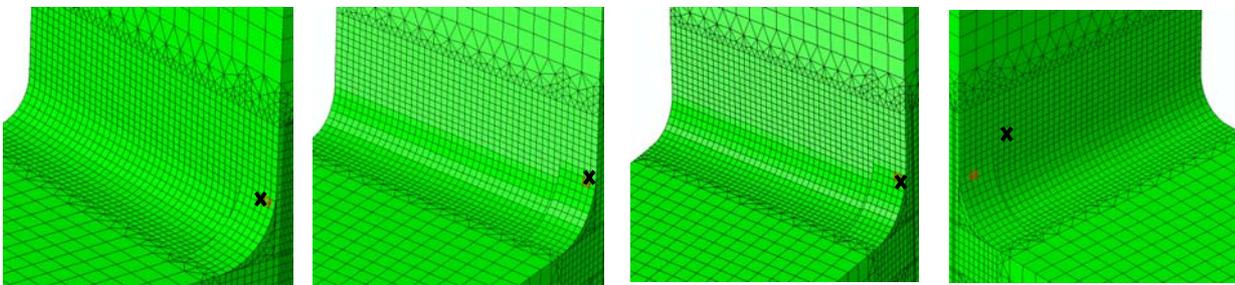


図-4 き裂発生位置

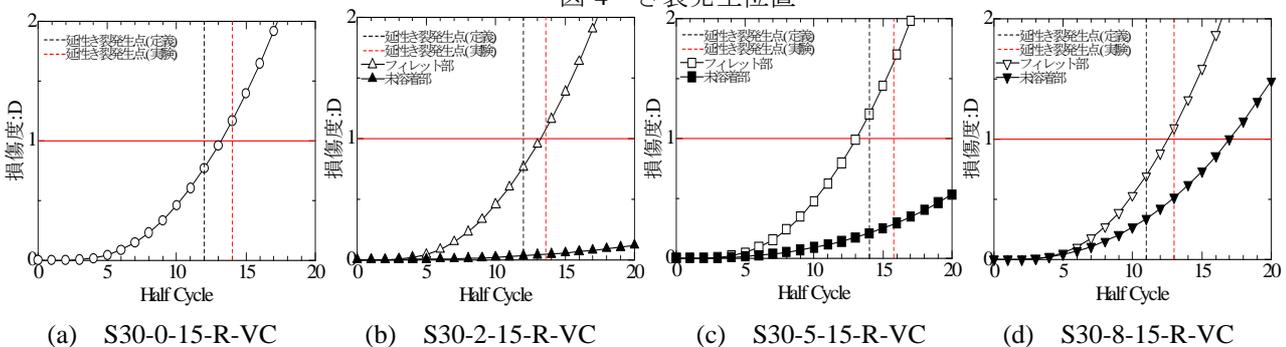


図-5 損傷度 D による評価結果

4 あとがき

図-4 を見ると未溶着幅 8mm においてき裂発生箇所を予測出来ていない結果となったが、図-5 の解析によるき裂発生時期は概ね予測可能といえる。同図より損傷度 D による延性き裂発生評価は未溶着 5mm については若干安全側の評価となりましたが、実験のき裂発生時期との誤差は約 1~2Half Cycle となり概ね評価可能といえる。